



16th Brazilian Congress of Mechanical Engineering

Engineering for the New Millennium

MANUFACTURING PROCESSES

ISBN 85-85769-06-6

Manufacturing Process

| | |
|---|----|
| TRB0001 | 9 |
| ANALYSIS OF ELASTIC SPRING BACK IN BENDING OF TUBES | |
| Al-Qureshi, Hazim Ali | |
| Russo Jr, Antonio | |
| TRB0086 | 17 |
| TOOL LIFE AND SURFACE FINISH EVALUATION WHEN MACHINING 100CR6 BEARING STEEL | |
| Abrão, Alexandre | |
| Benga, Gabriel | |
| TRB0092 | 24 |
| DEVELOPMENT OF DIDACTIC MODELS THROUGH PLATFORM CAD/CAM USING THE CONCEPT OF RAPID PROTOTYPING | |
| Pertence, Antônio Eustáquio de Melo | |
| Santos, Daniel Martins Costa | |
| Jardim, Helton Vilela | |
| TRB0098 | 33 |
| OPTIMAL SELECTION OF CUTTING TOOLS AND WORK-PIECE FLOW IN FMS | |
| CUS, FRANC | |
| BALIC, JOZE | |
| TRB0099 | 40 |
| ON THE SURFACE INTEGRITY OF CUBE C17200 ALLOY AFTER DIE-SINKING ELECTRICAL DISCHARGE MACHINING | |
| Amorim, Fred Lacerda | |
| Weingaertner, Walter Lindolfo | |
| Klocke, Fritz | |
| TRB0131 | 47 |
| EQUIPMENT BUILDING AND VERIFICATION OF FLUIDIZED BED MIXING. | |
| Palma, Geraldo Luiz | |
| Ronchi Jr., Augusto | |
| Losnak, Célio | |
| TRB0132 | 56 |
| PREDICTION OF WELD BEAD GEOMETRY AND OPTIMIZATION OF KEYHOLE PLASMA WELDING OF AISI 304L STAINLESS STEEL | |
| Richetti, André | |
| Ferraresi, Valtair Antonio | |
| TRB0176 | 66 |
| HIGH SPEED TAPPING INVESTIGATION IN CAST IRON | |
| Bezerra, Alexandre Araújo | |
| Coelho, Reginaldo Teixeira | |
| Silva, Leonardo Roberto | |
| Braghini Júnior, Aldo | |
| Soto, Marcos | |
| TRB0191 | 76 |
| AN EQUIPMENT ASSESSMENT FOR ALUMINUM WELDING BY THE TP-MIG TECHNIQUE | |
| Silva, Celina Leal Mendes | |
| Scotti, Américo | |

| | |
|---|-----|
| TRB0209 | 86 |
| DEVELOPMENT OF MONITORING SYSTEM AND SUPERVISION FOR THE TURNING PROCESS THROUGH TCP/IP | |
| Ferraz Jr., Fábio Coelho, Reginaldo Teixeira | |
| TRB0217 | 96 |
| THE INFLUENCE OF THE EDGE GEOMETRY IN HIGH-SPEED TURNING OF NICKEL-BASED SUPERALLOY WASPALLOY | |
| Silva, Leonardo Roberto Bezerra, Alexandre Araújo Júnior, Aldo Braghini Coelho, Reginaldo Teixeira | |
| TRB0251 | 106 |
| STUDY ON BURR FORMATION IN TURNING | |
| Da Silva, Marcio Bacci Jorge, Guilherme José guilhermejorge@hotmail.com Kaminise, Almir Kazuo Gonçalves, Rafael Ariza | |
| TRB0386 | 113 |
| ANALYSIS OF BEHAVIOUR BETWEEN GRINDING WHEELS WITH DIFFERENT BONDS AND CUTTING CONDITIONS | |
| Bianchi, Eduardo Carlos Monici, Rodrigo Daun Neves, Renato Cabreira Silva, Eraldo Jannone Aguiar, Paulo Roberto | |
| TRB0388 | 123 |
| EVALUATION OF GRINDING WHEEL AND CUTTING FLUID COMBINATION FOR INLET ENGINE VALVES GRINDING | |
| Silva, Eraldo Jannone Bianchi, Eduardo Carlos Oliveira, João Fernando Gomes de Aguiar, Paulo Roberto de | |
| TRB0396 | 133 |
| TOOL WEAR WHEN TURNING GG25 GRAY CAST IRON AT HIGH SPEED CUTTING | |
| Sudo, Tadeu Tomio Junior, Aldo Braghini Coelho, Reginaldo Teixeira | |
| TRB0440 | 143 |
| SIMPLIFIED METHOD FOR CMMS ANGULAR ERRORS ESTIMATION AND THEIR UNCERTAINTIES | |
| Di Giacomo, Benedito Zironi, Renata Belluzzo Arencibia, Rosenda Valdes | |
| TRB0490 | 151 |
| BORINGHEADS WITH ADJUSTABLE ECCENTRICITY AND COUNTERBALANCE SYSTEM | |
| Weingaertner, Walter Lindolfo Schroeter, Rolf Bertrand Mühle, Henrique Brüggmann | |



| | | |
|---|--|-----|
| TRB0493 | PERFORMANCE EVALUATION OF HIGH SPEED STEEL TWIST DRILL IN THE DRILLING WITH MINIMIZATION AND ELIMINATION OF CUTTING FLUIDS | 160 |
| Weingaertner, Walter Lindolfo Schroeter, Rolf Bertrand de Castro, Pablo Ricardo Amarante Teixeira, Cleiton Rodrigues | | |
| TRB0521 | SUPERFICIAL TREATMENT OF METTALIC ALLOYS BY LASER | 170 |
| Sotelo, Gabriel F. Calle Fernandes, Tânia | | |
| TRB0533 | EFFECT OF COOLING JET IN DIFFERENT POSITIONS IN TURNING | 178 |
| Sanchez, Luiz Eduardo de Angelo Losnak, Célio Peruzzo, Luciano Leite Gusi, Flávio Andrade | | |
| TRB0536 | UTILIZATION OF THE 2K FACTORIAL PLANNING TO DEFINE ELECTROCHEMICAL GRINDING PARAMETERS | 185 |
| Da Silva, Marcio Bacci Neto, João Cirilo da Silva da Silva, Marcelo Bacci | | |
| TRB0677 | CALIBRATION PROCEDURES IN MACHINE TOOL AND THREE COORDINATES MEASURING MACHINES | 192 |
| 192 Di Giacomo, Benedito Valdés Arencibia, Rosenda Sato, Denise Pizarro Vieira | | |
| TRB0691 | FORM - FORM COMPARISON STRATEGY FOR FORM ERROR MEASUREMENT | 202 |
| Horikawa, Oswaldo Maruyama, Newton | | |
| TRB0736 | A MULTI-VIEWPOINT IN DESIGN FOR MANUFACTURE OF INJECTION MOULDING PRODUCTS | 212 |
| Canciglieri Junior, Osiris Young, Robert I. M. | | |
| TRB0752 | CUTTING TOOL WEAR DIAGNOSIS FOR MACHINING PROCESS AUTOMATION | 220 |
| Borelli, João Eduardo Trabasso, Luis Gonzaga Gonzaga, Adilson Coelho, Reginaldo Teixeira | | |
| TRB0769 | MACHINING CUTTING ANALYSIS USING ROBUST ENGINEERING AND INFRARED IMAGES | 228 |
| Borelli, Joao Eduardo Bertelli, Cosimo Trabasso, Luis Gonzaga Coelho, Reginaldo Teixeira | | |



| | |
|---|-----|
| TRB0811 | 233 |
| CIMM - THE VIRTUAL COMMUNITY OF METAL MECHANICAL SECTOR | |
| Kühn, Ingeborg | |
| Boehs, Lourival | |
| Bernardini, Pedro Amedeo Nanetti | |
| TRB0825 | 240 |
| DIFFICULTIES IN TOOL WEAR MONITORING IN TURNING OF SOFT STEELS | |
| Canabrava Filho, José Stockler | |
| Barrow, George | |
| TRB0855 | 249 |
| USE OF THE MIXED CERAMIC AND PCBN TOOLS ON THE "HSC" MILLING OF GREY CAST IRON BLOCK MOTORS | |
| Sales, Wisley Falco | |
| TRB0891 | 259 |
| FLUIDITY OF AL-SI CASTING ALLOY WITH CU ADDITIONS | |
| De Paris, Aleir Antonio | |
| Schwartz, Cristiano | |
| TRB1004 | 266 |
| DIAGNOSIS OF GRINDING PROCESS THROUGH THE SIGNAL ANALYSIS | |
| Soares, Douglas Dantas | |
| de Oliveira, João Fernando Gomes | |
| TRB1018 | 276 |
| A METHODOLOGY FOR COMPARISON BETWEEN CYLINDRICAL GRINDING AND TURNING IN AUTOMOTIVE TRANSMISSION MANUFACTURING. | |
| Soares Filho, João Chagas | |
| Oliveira, João Fernando Gomes de | |
| TRB1025 | 284 |
| MODELLING TERNARY MIXTURES FOR RHEOLOGICAL MODEL | |
| Branco, Ivanise Guilherme | |
| Gasparetto, Carlos Alberto | |
| TRB1050 | 291 |
| CHARACTERISTICS OF THE MINIMUM LUBRICATION APPLICATION WHEN TURNING HARD STEEL - ABNT 52100 | |
| Ferreira, João Roberto | |
| Teixeira Filho, Fernando | |
| Diniz, Anselmo Eduardo | |
| TRB1133 | 299 |
| MACHINING OF ULTRA HIGH MOLECULAR WEIGHT POLYETHYLENE (UHMWPE) | |
| Salles, Jefferson Luis Cesar | |
| Gonçalves, Marcos Tadeu Tibúrcio | |
| Corrêa, Luiz Otávio | |
| TRB1154 | 308 |
| MACHINING OF INTERNAL COMBUSTION MOTOR SEAT VALVES WITH PCBN TOOLS: INFLUENCE OF THE CUTTING SPEED ON THE WEAR MECHANISMS | |
| Sales, Wisley Falco | |
| de Souza, Antônio Maria Jr. | |

| | |
|--|-----|
| TRB1163 ROUGHNESS SURFACE IN TURNING Salles, Jefferson Luis Cesar Gonçalves, Marcos Tadeu Tíburcio Corrêa, Luiz Otávio | 316 |
| TRB1215 SIMULATION OF TUBE HYDROFORMING PROCESS Bortolussi, Roberto Button, Sérgio Tonini | 324 |
| TRB1242 ANALYSIS OF THERMAL DAMAGE IN GRINDING Weingaertner, Walter Lindolfo Morales Taborga, Alex Roberto Morales Taborga, Jeshael Denis | 334 |
| TRB1280 A DIDACTIC SYSTEM FOR TEACHING INTEGRATED MANUFACTURING TECHNOLOGIES Lepikson, Herman Augusto Cunha, Fábio Ribeiro Soares da | 344 |
| TRB1299 OPTIMISATION OF THE CONDITIONS ON THE CUT SURFACE QUALITY OF A STEEL ABNT 1045 USING AIR PLASMA CUTTING PROCESS Costa, Sebastião Carlos | 354 |
| TRB1322 REFINING AND TEMPERING ON THE ABNT 4140 STEEL WELDING BY TWO-LAYER TECHNIQUE Farias, Jesualdo Pereira Aguiar, Willys Machado | 362 |
| TRB1587 APPLYING OF RESPONSE SURFACE METHODOLOGY TO MODEL BUILDING AND ANALYSIS FROM THE WORKING RESULTS IN THE FLAT LAPPING Crichigno, Joel Martins Filho Weingaertner, Walter Lindolfo | 372 |
| TRB1607 MANUFACTURING PROCESS OF AXIALLY GROOVED TUBULAR POROUS STRUCTURE USED IN CAPILLARY PUMPS Silva, Marcelo Augusto Milan Reimbrecht, Eduardo Gonçalves Fredel, Márcio Celso Bazzo, Edson | 380 |
| TRB1610 FLAT HONING USING THE LAPPING KINEMATICS Crichigno, Joel Martins Filho Weingaertner, Walter Lindolfo Odebrecht, Oliver | 390 |
| TRB1664 NUMERICAL DETERMINATION OF LONGITUDINAL AND TRANSVERSE TEMPERATURE PROFILE IN COVERED ELECTRODE Felizardo, Ivanilza Valle, Ramon Molina Bracarense, Alexandre Queiroz | 398 |

| | |
|--|-----|
| TRB1685 | 408 |
| NEW METHODOLOGY FOR IN PROCESS MONITORING OF WORKPIECE DIMENSION USING A CYLINDRICAL GRINDING MACHINE. | |
| Medalha, Giuliano Cardozo Oliveira, Joao Fernando Gomes | |
| TRB1962 | 418 |
| ANALYSIS OF ROUGHNESS AND LIGHT SCATTERING IN ALUMINUM SURFACES TURNED WITH SINGLE POINT DIAMOND TOOLS | |
| Di Raimo, Enrico Porto, Arthur José Vieira | |
| TRB2005 | 428 |
| A COMPUTATIONAL VISION SYSTEM FOR QUALITY CONTROL AND INSPECTION IN AN INDUSTRIAL ASSEMBLY LINE | |
| Jesus, Edison Oliveira de Henriques, Marilia Sanjad Souza, Luiz Edival | |
| TRB2097 | 436 |
| COORDINATE MEASURING MACHINES FOR GAUGE CALIBRATION | |
| Noronha, José Leonardo Schneider, Carlos Alberto | |
| TRB2267 | 444 |
| COMPENSATION OF THE TOOL RADIUS TO MILLING MESH SURFACES | |
| Silva, Alexandre Dias Mezzomo, Francisco Friguetto | |
| TRB2281 | 453 |
| THE REPLACING OF THE GRINDING PROCESS BY THE TURNING HARDENED STEELS IN FORGED WORKPIECES | |
| Matsumoto, Hidekasu Pedrosa, Elaine Alves Diniz, Anselmo Eduardo | |
| TRB2348 - GETTING HIGH MOLECULAR WEIGHT ACRILIC RESIN | 461 |
| Galhardi, Antonio Cesar Arruda, Antonio Celso Fonseca de | |
| TRB2384 | 467 |
| INFLUENCE OF CUTTING PARAMETERS AND TOOL GEOMETRY ON KINEMATICS ROUGHNESS AND ON PROCESS ROUGHNESS | |
| Steidel, Paulo Sérgio Boehs, Friedrich, Delmonte Nunes | |
| TRB2391 | 477 |
| THE HOLONIC SYSTEMS APPROACH AND ITS ADOPTION TO MACHINE TOOLS | |
| Vetorazzi, Carlos Norberto, Jr Telles, Geraldo Nonato | |
| TRB2424 - THE INFLUENCE OF SPECIFIC CUTTING FORCE ON END MILLING MODELS | 486 |
| Araujo, Anna Carla Monteiro | |

| | |
|---|-----|
| TRB2438 | 496 |
| NUMERICAL SIMULATION OF THE HEAT TRANSFER IN THE HOMOGENIZATION PROCESS OF RUBBER COMPOUNDS | |
| Pacheco, Pedro Manuel Calas Lopes Cruz, Maurício dos Santos | |
| TRB2481 | 506 |
| POWER AND ACOUSTIC EMISSION FEEDBACK FOR THE ROBOTIC DEBURRING CONTROL | |
| Valente, Carlos Magno Oliveira Oliveira, João Fernando Gomes | |
| TRB2694 | 515 |
| NEURAL NETWORK METHODOLOGY FOR ESTIMATION OF TOOL WEAR IN THE FACE MILLING PROCESS | |
| Santos, André Luís Beloni dos Duarte, Marcus Antônio Viana Ribeiro, Carlos Roberto | |
| TRB1909 | 524 |
| TOOL MANAGEMENT SYSTEM: ASTOM | |
| Nogueira, Jefferson Luiz Watanabe, Ciro Takayuki Ribeiro, Marcos Valério | |
| TRB0139 | 534 |
| A STOCHASTIC ANALYSIS IN WELDING DATA | |
| Alfaro, Sadek Absi Cunha, Francisco R. Carvalho, Guilherme C. | |
| TRB0383 | 541 |
| THE EFFECT OF THE CUTTING CONDITIONS AND TOOL GEOMETRY ON THE GEOMETRIC QUALITY OF NODULAR CAST IRON AFTER TAPER REAMING | |
| Abrão, Alexandre da Silva, Rosemar Batista Machado, Álisson Rocha da Silva, Márcio Bacci | |
| TRB0517 | 550 |
| DRILLING PROCESS CONTRIBUTION BY THE USE OF SOLID CARBIDE COATED DRILLS | |
| Miranda, Gilberto Walter Arenas Coppini, Nivaldo Lemos Diniz, Anselmo Eduardo Braga, Durval Uchôas | |
| TRB0525 | 559 |
| PROCESSES PLANNING AND COSTS ESTIMATION IN MANUFACTURING SYSTEMS USING PETRI NETS WITH THE PROPOSAL OF A TEMPLATE MODEL IMPLEMENTATION IN PETRI NET TOOLS 2000 EDITOR/SIMULATOR | |
| Silva, Andrea Ribari Yoshizawa da Porto, Arthur José Vieira Inamasu, Ricardo Yassushi | |
| TRB0958 | 567 |
| IMPLEMENTATION MODEL OF A VIRTUAL PETRI NET TEMPLATE, APPLIED TO AUTOMATED MANUFACTURING SYSTEMS | |
| Ferraz, Patrícia Inamasu, Ricardo Yassushi Porto, Arthur José Vieira | |

ANÁLISE DA RECUPERAÇÃO ELÁSTICA NO DOBRAMENTO DE TUBOS

Antonio Russo Junior

Instituto Tecnológico de Aeronáutica
Divisão de Engenharia Mecânica - Aeronáutica
CEP.12228-901 – SJCampos – São Paulo, Brasil.
russo@directnet.com.br

Hazim Ali Al-Qureshi

Instituto Tecnológico de Aeronáutica
Divisão de Engenharia Mecânica - Aeronáutica
CEP.12228-901 – SJCampos – São Paulo, Brasil.
hazim@mec.ita.cta.br

Resumo. Este trabalho apresenta um modelo matemático para análise da recuperação elástica no dobramento de tubos. Neste modelo foram feitas várias hipóteses quanto às características mecânicas e geométricas do tubo a ser dobrado. O objetivo final deste trabalho é equacionar o raio final de um determinado dobramento. Nos ensaios realizados, os valores encontrados dos raios finais de dobramento, nos tubos de diversos tipos de materiais ensaiados, apresentaram variação, em relação aos teóricos, da ordem de 0,10% para o aço e de 9% para o titânio. Conclui-se daí que, apesar da não homogeneidade nas propriedades mecânicas e das irregularidades geométricas dos tubos ensaiados, oriundas do processo de fabricação, o modelo apresentado respondeu bem aos ensaios de dobramento, fornecendo previsões confiáveis quanto ao comportamento da recuperação elástica. Este fator se torna relevante quando do uso de tubulações em aplicações nucleares, aeronáuticas e aeroespaciais, onde estão sujeitas a diversos tipos de vibrações e variações de carga.

Palavras chave : dobramento de tubos, tubos, conformação de tubos, recuperação elástica, momento de dobramento.

1. Introdução.

A operação de dobramento de metais é um dos processos de conformação mais usados atualmente em indústrias de transformação.

Evidentemente, o dobramento causa no metal situado do lado externo do eixo neutro de dobramento, um estado de tração e no lado interno um estado de compressão, e geralmente o material dobrado não é isotrópico, portanto o eixo neutro não está localizado exatamente no centro da seção.

A localização do eixo neutro depende da geometria do processo de dobramento e das propriedades mecânicas do material, pois é comum realizar-se o dobramento de tubos com um perfil geométrico determinado.

O conhecido fenômeno de recuperação elástica se manifesta então, o que torna necessário um projeto elaborado da ferramenta de dobramento.

2. Análise Teórica.

Russo et all (2001), considerou um modelo teórico no qual são feitas hipóteses segundo a configuração mostrada na Fig. (1) abaixo.

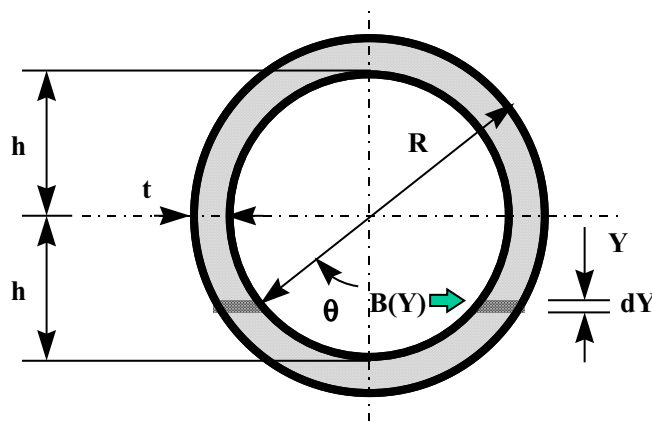


Figura 1. Análise da seção do tubo.

A fim de um melhor entendimento, são adotados os seguintes parâmetros:

- R** representa o raio externo da seção do tubo;
- h** representa o raio interno da seção do tubo;
- t** representa a espessura da parede do tubo;
- Y** representa a distância ao eixo neutro;
- B(Y)** representa o comprimento horizontal da seção à distância Y;
- K** representa a curvatura responsável pela deformação sofrida pelo tubo;
- ρ_0 representa o raio inicial de dobramento ($= 1/K$); e
- σ_0 representa a tensão de escoamento do material do tubo.

O referido autor considera algumas hipóteses, conforme relacionadas à seguir:

I – as deformações sofridas pelo tubo durante o processo de dobramento são consideradas planas, ou seja, não ocorre variação na espessura da parede do tubo dobrado ($\epsilon_t = 0$);

II – os materiais ensaiados obedecem a um comportamento do tipo elasto-perfeito plástico, ou seja, não apresentam encruamento ($n=0$);

III – nos materiais ensaiados não ocorre variação no diâmetro do tubo;

IV – as variações nas tensões de escoamento devidas ao efeito “Bauschinger” foram desprezadas;

V – o eixo central de dobramento do tubo coincide com o eixo neutro;

VI – a seção transversal do tubo dobrado mantém-se sempre perpendicular ao eixo neutro ($\epsilon_t = 0$); e

VII – os materiais dos tubos são considerados perfeitamente isotrópicos.

Considera ainda o autor, conforme demonstrado no referido trabalho, que quando a carga de dobramento de um tubo é retirada, ocorre uma mudança no raio de curvatura, devido à recuperação elástica do material é expressa pela Eq. (1) abaixo

$$\frac{1}{\rho} = \frac{1}{\rho_0} - \frac{1}{\rho_f} \tag{1}$$

onde ρ_f é o raio de dobramento final.

Relaciona também o momento elástico de dobramento com estes raios através da Eq. (2) dada a seguir

$$M = EI_0 \left(\frac{1}{\rho_0} - \frac{1}{\rho_f} \right) \tag{2}$$

onde I_0 é o momento de inércia do tubo em consideração, dado pela Eq. (3) abaixo

$$I_0 = \frac{\pi}{4} [R^4 - (R - t)^4] \tag{3}$$

De posse das equações acima, chega-se à Eq. (4) à seguir

$$\frac{\rho_0}{\rho_f} = 1 - \frac{2A}{I_0} \tag{4}$$

onde **A** refere-se à região elasto-plástica analisada.

A região elasto-plástica analisada é, por sua vez, uma função da posição da fronteira elasto-plástica (Y_e), dada pela Eq. (5) a seguir

$$Y_e = \frac{\sigma_0 \rho_0}{E} \tag{5}$$

Para a região do tubo no intervalo $[0 \leq Y_e \leq R - t]$, onde **R** é o raio externo do tubo e **t** é a espessura do mesmo, o valor de **A** da Eq. (4) torna-se

$$A = \left\{ \begin{aligned} & \frac{R^4 \left(2\pi + \operatorname{sen} \left[4 \arccos \left(\frac{\sigma_0 \rho_0}{ER} \right) \right] - 4 \arccos \left(\frac{\sigma_0 \rho_0}{ER} \right) \right)}{16} + \frac{\sigma_0 \rho_0^2 \sqrt{(R-t)^2 - \left(\frac{\sigma_0 \rho_0}{E} \right)^2}}{2E} \right. \\ & - \frac{(R-t)^2}{4} \frac{\sigma_0 \rho_0}{E} \sqrt{(R-t)^2 - \left(\frac{\sigma_0 \rho_0}{E} \right)^2} - \frac{(R-t)^4}{4} \operatorname{arcsen} \left[\frac{\sigma_0 \rho_0}{E(R-t)} \right] + \\ & \left. \frac{2}{3} \frac{\sigma_0 \rho_0}{E} \left\{ R^3 \operatorname{sen}^3 \left[\arccos \left(\frac{\sigma_0 \rho_0}{ER} \right) \right] - \left[(R-t)^2 - \left(\frac{\sigma_0 \rho_0}{E} \right)^2 \right]^{\frac{3}{2}} \right\} \right\} \quad (6) \end{aligned} \right.$$

No intervalo $[R - t \leq Y_e \leq R]$, o valor do parâmetro **A** é dado pela Eq. (7) abaixo

$$A = \left[\frac{R^4 \pi}{8} - \frac{(R-t)^4 \pi}{8} - \frac{R^4 \arccos \left(\frac{\sigma_0 \rho_0}{ER} \right)}{4} + \frac{R^4 \operatorname{sen} \left[4 \arccos \left(\frac{\sigma_0 \rho_0}{ER} \right) \right]}{16} + \frac{2}{3} R^3 \frac{\sigma_0 \rho_0}{E} \operatorname{sen}^3 \left[\arccos \left(\frac{\sigma_0 \rho_0}{ER} \right) \right] \right] \quad (7)$$

Para uma melhor visualização da região elasto-plástica considerada, é mostrada na Fig. (2) abaixo, uma seção do tubo sob dobramento.

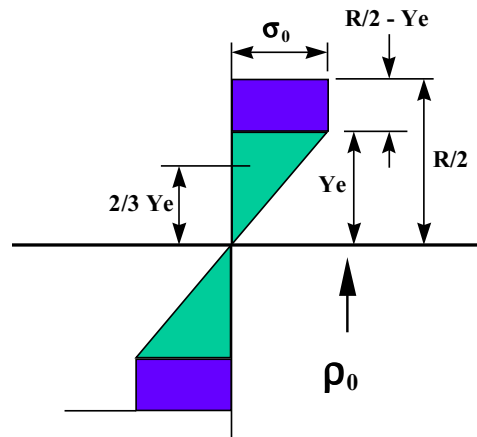


Figura 2. Distribuição de tensões no tubo sob dobramento.

3. Procedimento Experimental.

Os tubos ensaiados em dobramento, foram previamente ensaiados em tração, a fim de caracterizar-se as propriedades mecânicas de cada material.

As características geométricas principais e as propriedades mecânicas encontradas nos ensaios experimentais são mostradas na Tab. (1), onde σ_0 é a tensão de escoamento e E é o módulo de elasticidade do tubo considerado.

Tabela 1 – Caracterização dos tubos ensaiados em dobramento.

| Tubo Tipo | Material | Diâm.Ext (mm) | Espessura (mm) | σ_0 (MPa) | E (MPa) |
|-----------|-------------------|---------------|----------------|------------------|-----------|
| A | Alumínio 5052-O | 12,70 | 1,02 | 99,96 | 70001 |
| A2 | Alumínio 5052-O | 25,40 | 1,70 | 99,96 | 70001 |
| A3 | Alumínio 5052-O | 19,10 | 1,30 | 99,96 | 70001 |
| B | Alumínio 5052-O | 6,35 | 0,89 | 104,86 | 70001 |
| B1 | Aço SAE 1010 | 38,30 | 1,70 | 244,41 | 205800 |
| B2 | Aço SAE 1005 | 22,1 | 1,00 | 199,63 | 196000 |
| C | Aço Inox AISI 314 | 6,35 | 0,71 | 320,07 | 206721 |
| D | Aço Inox AISI 314 | 17,15 | 2,31 | 320,07 | 206721 |
| E | Titânio | 9,52 | 0,51 | 490,00 | 178360 |

As leituras das deformações ocorridas nos tubos em função do processo de dobramento foram realizadas através de malhas traçadas em uma película.

Esta película foi obtida através de uma tinta especial usada para a traçagem mecânica, tipo “azul da Prússia”, sendo previamente aplicada na superfície dos tubos que sofreriam o processo de dobramento.

A determinação dos valores obtidos nas deformações longitudinal, de espessura e circunferenciais foi realizada através de uma projetora de perfil utilizada amplamente para a análise de deformações ocorridas em estruturas de aplicações aeronáuticas e aeroespaciais.

Verificadas as variações ocorridas durante a traçagem das grades, verificou-se que os maiores valores encontrados foram da ordem de 0,02mm encontrados nos espaçamentos longitudinais.

O processo de dobramento, como mostrado na Fig. (3) abaixo, foi realizado em uma dobradeira via Controle Numérico Computadorizado (CNC), de uso industrial, acoplada a um computador com um processador multi-tarefas, o qual permite a realização de operações simultâneas.

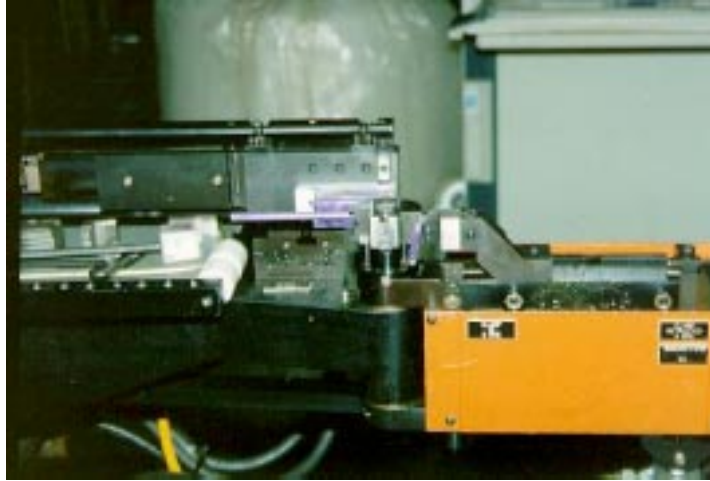


Figura 3. Máquina de dobramento de tubos.

Como referencia (Al-Qureshi et all, 1996), quanto ao uso de mandris no presente trabalho, foram os mesmos utilizados nos tubos tipo A2, B1, B2, e E, sendo que no restante não houve tal necessidade, devido aos parâmetros geométricos favoráveis entre a espessura de parede e o raio de dobramento utilizado.

A Fig. (4), a seguir, mostra exemplos de tubos de diversos tipos de materiais, tais como aço e alumínio, ensaiados e devidamente preparados para a leitura das deformações longitudinais, circunferenciais e na espessura, através de projetora de perfil.



Figura 4. Tubos após dobramento.

Para cada tubo analisado quanto às deformações ocorridas durante o processo de dobramento, foi adotado o critério da divisão dos tubos em zonas. No sentido longitudinal, para uma análise mais acurada das deformações ocorridas, os tubos foram divididos em zonas variando de A a N.

Adotou-se que a nomenclatura Z refere-se às zonas, enquanto que o índice N se refere à região neutra, o índice T refere-se à região de tração, enquanto que o índice C à de compressão.

No sentido circunferencial, foram os tubos divididos, a partir da zona considerada neutra em deformações (ZN), em zonas de tração (ZT) e de compressão (ZC).

A análise das deformações na espessura foi realizada através do corte transversal dos tubos dobrados, segundo as seções de A a N, sendo também analisada a ovalização dos mesmos.

São mostrados resumidamente na Fig. (5) abaixo, os parâmetros utilizados para a análise das deformações longitudinal, circunferencial e na espessura ocorridas nos tubos de diversos materiais sujeitos ao processo de dobramento.

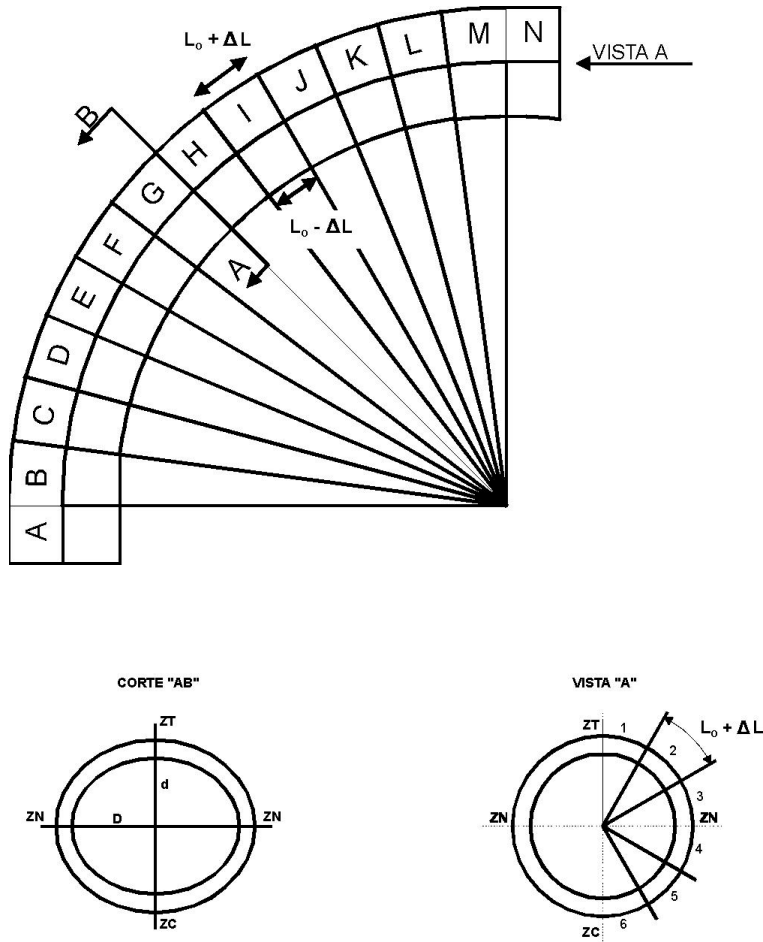


Figura 5. Parâmetros de análise das deformações.

O comportamento das deformações circunferenciais de um tubo tipo B1 (aço SAE 1010) é dado na Fig. (6) abaixo.

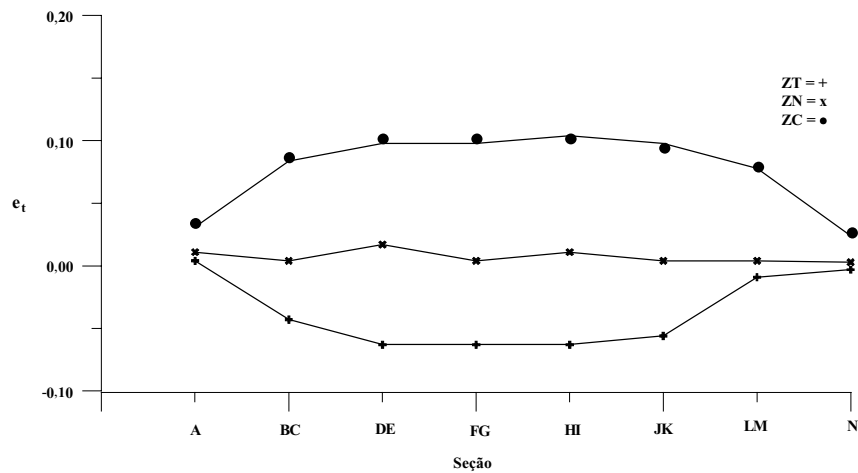


Figura 6. Deformações na espessura do tubo tipo B1.

Os resultados dos vários ensaios de dobramento estão mostrados na Tab. (2) a seguir, onde estão relacionados vários parâmetros dos ensaios realizados, onde Y_e é a posição da linha de interface elasto-plástica, já referida, e D é o diâmetro externo.

Tabela 2. Parâmetros de dobramento.

| Material doTubo | D (mm) | ρ_o (mm) | Y_e (mm) | $\frac{\rho_o}{\rho_f}$ (exper.) | $\frac{\rho_o}{\rho_f}$ (teórico) | Δ % |
|-------------------|--------|---------------|------------|----------------------------------|-----------------------------------|------------|
| Alumínio 5052-O | 12,70 | 40,00 | 0,057 | 0,982 | 0,988 | -0,61 |
| Alumínio 2024 - O | 38,30 | 152,40 | 0,232 | 0,965 | 0,984 | -1,97 |
| Alumínio 5052-O | 25,40 | 76,20 | 0,109 | 0,990 | 0,988 | 0,20 |
| Alumínio 5052-O | 6,35 | 25,00 | 0,036 | 0,969 | 0,984 | -1,55 |
| Aço SAE 1010 | 38,30 | 152,40 | 0,185 | 0,976 | 0,987 | -1,13 |
| Aço SAE 1005 | 26,50 | 76,20 | 0,077 | 0,991 | 0,992 | -0,10 |
| Aço Inox AISI 314 | 6,35 | 25,00 | 0,039 | 0,980 | 0,983 | -0,31 |
| Aço Inox AISI 314 | 17,15 | 79,37 | 0,123 | 0,955 | 0,979 | -2,52 |
| Titânio | 9,52 | 25,40 | 0,070 | 0,890 | 0,980 | -9,01 |

Na teoria utilizada, são consideradas ainda as tensões residuais dos tubos ensaiados. Tais tensões, normalmente compressivas no lado interno ao raio de dobramento e de tração ao lado externo do mesmo, devem ser consideradas pois podem se tornar significativas quando os tubos dobrados sofrem aplicações posteriores onde sofram pressões internas ou externas. Pela Tab. (2) acima nota-se , em acordância com estudos realizados (Al-Qureshi et all, 1974) ,que a recuperação elástica é pequena, mormente quando comparado com chapas sob dobramento. Isto se deve em grande parte pela geometria dos tubos, razão de seu uso como elemento estrutural nas mais diversas aplicações, principalmente nos setores aeronáutico e aeroespacial

4. Análise dos resultados e conclusões.

Russo et all (2001), em seu modelo teórico utilizado, parte da hipótese de que não há a ocorrência de encruamento nos materiais durante o dobramento. Alguns materiais ensaiados, tal qual o alumínio, apresentam uma curva tensão-deformação tipo elasto-plástico (Dieter, 1988), onde o valor de n (coeficiente de encruamento) não afeta significativamente os valores encontrados, quando comparados com o teórico, como visto na Tab. (2). Isto ocorre devido ao fato de que valores de ρ_o/ρ_f próximos de 1 ou 0, tais como os encontrados, não sofrem influência do valor de n , porém o mesmo não ocorre nas faixas intermediárias como, por exemplo, em torno de 0,7. A curva padrão de recuperação elástica, segundo estudos realizados (Al-Qureshi et all, 1999), é mostrada na Fig. (7) a seguir. Pode-se constatar pelo perfil da curva, que para materiais com comportamento de recuperação totalmente plástico, tem-se $\rho_o/\rho_f = 1$, enquanto que para materiais com comportamento totalmente elástico tem-se $\rho_o/\rho_f = 0$. A grande maioria dos materiais recozidos apresenta valores da relação $\rho_o/\rho_f \geq 0,8$.

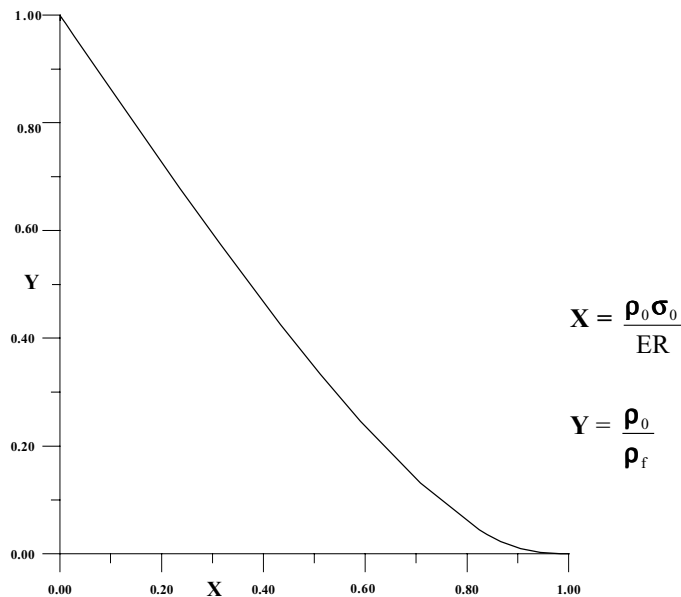


Figura 7. Curva típica de recuperação elástica.

Analisando-se os resultados obtidos face ao modelo teórico adotado, de importante relevância nos processos de dobramento de tubos, verificou-se que alguns materiais ensaiados, apresentam comportamento muito próximo do modelo teórico previsto.

Os resultados experimentais obtidos no dobramento de tubos de diversos materiais estão mostrados na Fig. (8) à seguir, onde estão identificados o comportamento médio de vários corpos de prova ensaiados sob diversas condições de dobramento.

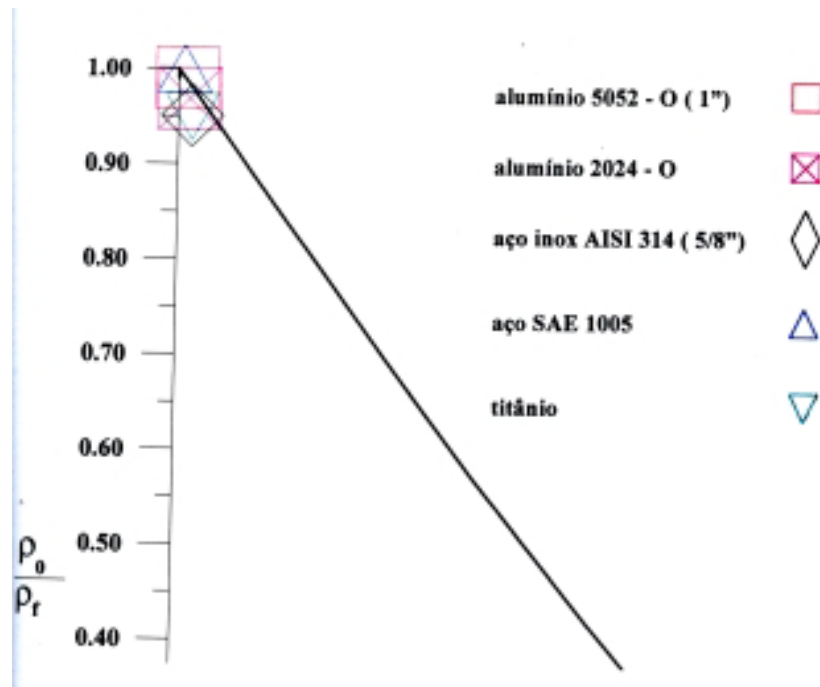


Figura 8. Resultados experimentais de recuperação elástica no dobramento.

Como previsto pela análise da Tab. (2), as condições de dobramento as quais foram submetidos os tubos dos diversos materiais ensaiados levou a valores de ρ_0/ρ_f próximos de 1.

Com referência aos valores experimentais encontrados quando comparados com os teóricos, verifica-se que as distribuições dos pontos teóricos e experimentais são próximas, indicando que a diferença entre eles, conforme mostrado pela Tab. (2), varia de $\pm 2,5\%$ para a maioria dos materiais ensaiados e de 9% para o titânio.

Isto demonstra que a modelagem matemática adotada, apesar das hipóteses restritivas adotadas, é válida para calcular-se o efeito de recuperação elástica (spring back), desde que conhecidas as características geométricas e mecânicas do tubo, assim como as da matriz de dobramento.

Conclui-se então face ao exposto que dentre os poucos modelos existentes para prever o comportamento de recuperação elástica em perfis tubulares que sofreram dobramento, o presente trabalho contribui em muito no atual estado da arte.

Finalizando este trabalho, verifica-se que operacionalmente, o processo desenvolvido a partir do modelo, permite dobrar tubos de diversos materiais com as mais diversas geometrias comerciais. Algumas vantagens do modelo proposto e testado neste trabalho podem ser citadas:

- tendo-se as características mecânicas e geométricas pode - se utilizar qualquer tubo sem costura disponível;
- o tubo dobrado recebe tratamento mecânico a frio durante o processo, o que aumenta sua resistência ao serviço;
- o trabalho posterior, se necessário, limita-se ao acabamento das bordas; e
- o acabamento final do produto é bom.

6. Referências

- Al-Qureshi, H.A.,1974, "Spring back of Sheet Metal when using Compressive Tools", Institute of Sheet Metal Engineering, Sheet Metal Industries, Vol. 51, No. 11.
- Al-Qureshi, H.A, and Bello, E.M., 1996, "Mechanics of Tubing Bending Using Elastomer Rod Mandrel", Symposium on Mechanics in Design, Department of Mechanical Engineering University of Toronto, Canada.
- Al-Qureshi, H.A., 1999, "Elastic - Plastic Analysis of Tube Bending", International Journal of Machine, Tools & Manufacture, Vol. 39, No. 1, pp. 87-104.
- Dieter, G.E.,1988, "Mechanical Metallurgy", Ed. McGraw-Hill Kogakusha, Tokyo.
- Russo, A.Jr., and Al-Qureshi,H.A., 2001, " Bending of Thin-Walled Aluminium Tubes", International Conference on Advances in Production and Processing of Aluminium, Bahrain.

ANALYSIS OF ELASTIC SPRING BACK IN BENDING OF TUBES.

Antonio Russo Junior

Instituto Tecnológico de Aeronáutica
Divisão de Engenharia Mecânica - Aeronáutica
CEP.12228-901 – SJCampos – São Paulo, Brasil.
russo@directnet.com.br

Hazim Ali Al-Qureshi

Instituto Tecnológico de Aeronáutica
Divisão de Engenharia Mecânica - Aeronáutica
CEP.12228-901 – SJCampos – São Paulo, Brasil.
hazim@mec.ita.cta.br

***Abstract.** This work presents a mathematical model for the bending of tubes. In this model various hypotheses were made concerning the mechanical and geometrical characteristics of the tubes to be bent. The main aim was to formulate the final radius of a determined bend. Experimental values demonstrated that the final radii of bending, in tubes of various tested materials presented variations in relation to the theoretical values to the order of 0.10% for steel and 9% for titanium. This shows that in spite of the geometrical irregularities and in the mechanical properties of the tested tubes, the presented model responded well to the tests, providing reliable results for the spring back behaviour, which is a important factor for the use of tubes in nuclear, aeronautic and aerospace applications. Normally tubes use in these applications are subjected to bending load variations and various types of vibrations.*

Keywords : *bending of tubes, tubes, forming of tubes, spring back, bending moment.*

TOOL LIFE AND SURFACE FINISH EVALUATION WHEN MACHINING 100Cr6 BEARING STEEL

Gabriel C. Benga

University of Craiova, University College of Drobeta Turnu Severin, Calugareni street, Nr. 1, Drobeta Turnu Severin, 1500, Mehedinti - Romania
e-mail: benga2001ro@yahoo.com

Alexandre Mendes Abrão

Universidade Federal de Minas Gerais, Departamento de Engenharia Mecânica, Av. Antônio Carlos, 6627, Pampulha, Belo Horizonte – MG, 31.270-901, Brazil
e-mail: abrao@vesper.demec.ufmg.br

Abstract. *This paper deals with the machining of 100Cr6 bearing steel hardened to 62 – 64 HRC when continuous dry turning using mixed alumina inserts. In order to obtain the optimum cutting conditions aiming longer tool life and lower surface roughness values, an analysis of variance and the concept of response surface were employed. A central composite experimental design requiring 16 runs was applied and the cutting parameters tested were as follows: cutting speeds from 70 to 210 m/min, feed rates from 0.08 to 0.28 mm/rev and depths of cut from 0.1 to 0.41 mm. The results indicated that longer tool life was obtained when employing lower cutting speed, feed rate and depth of cut values. As far as the surface finish results are concerned, lower roughness values were produced when cutting at intermediate values for cutting speed and depth of cut and lower feed rates. Moreover, the analysis of variance suggested that the principal factors affecting tool life were cutting speed, feed rate and depth of cut, in this order, whereas feed rate was the main factor affecting significantly the surface finish.*

Keywords: *hardened steel, ceramic tools, tool life, surface finish, response surface.*

1. Introduction

Steels used for manufacturing bearing elements must possess adequate hardness as well as high fatigue strength and wear resistance. Usually, the surface hardness of bearings varies from 58 to 64 HRC. Carbon-chromium through hardened steels containing approximately 1% carbon and 1.5% chromium together with chromium-nickel and manganese-chromium case hardened steels with approximately 0.15% carbon, are the most commonly used materials for rolling bearing (SKF, 1989). Examples of these materials are AISI E52100, AISI 4820, DIN 100CrMo6, DIN 100Cr6 and JIS SUJ2.

According to König et al. (1984) and Werner and Knappert (1985), typical operations when machining bearing elements with PCBN and mixed alumina include the turning of outer and inner diameters and facing work. Generally, a surface roughness $R_a < 0.6 \mu\text{m}$ is required on a finished roller bearing ring (König et al., 1990). Performance comparisons carried out by König and Wand (1987) when using a high CBN content and mixed alumina tools suggested that when rough cutting the PCBN tool is preferable, based on a tool life criterion, while for finishing, the mixed alumina is superior. In the case of fine turning operations, a low CBN content compact is superior to high CBN content and mixed alumina inserts, giving a tool life twice as long as the mixed alumina and six times longer than the high CBN content compact, although the edge preparation of the inserts varied slightly.

Oishi and Nishida (1992) suggest that for the machining of bearing steels there is a critical cutting speed value above which the fracture of the mixed alumina tools occurs suddenly: this critical cutting speed was found to increase with increasing corner radius.

The response surface methodology is a collection of mathematical and statistical techniques that are useful for the modelling and analysis of problems in which a response of interests is influenced by several variables and the principal aim is to optimise this response (Montgomery, 1996). In most response surface methodology problems, the form of the relationships between the response and the independent variables is unknown. Thus, the first step is to find a suitable approximation for the true functional relationship between the target function (tool life and surface roughness in this case) and the set of independent variables (cutting speed and feed rate).

Usually, a low-order polynomial in some region of the independent variables is employed. If the response is well modelled by a linear function of independent variables, then the approximating function is a first order model. If there is a curvature in the system, then a polynomial of higher degree must be used, such as a second order model.

Additionally, using the analysis of variance (ANOVA) one can determine the coefficients of the second-degree polynomial and obtain the mathematical model. Of course, it is unlikely that a polynomial model will be a reasonable approximation of the true functional relationship over the entire space of the independent variables, but for a relatively small region, it usually works satisfactorily.

This paper deals with the response surface methodology applied over a number of experiments concerning the machining of 100Cr6 hardened bearing steel (62-64 HRC) with mixed alumina ($Al_2O_3 + TiC$) inserts, in order to obtain an optimum for tool life and surface roughness.

2.Experimental procedure

Tubes of DIN 100Cr6 bearing steel hardened and tempered to 62-64 HRC were continuously turned in a CNC lathe (5,5 kW and 3500 rpm) using square inserts of Sandvik CC650 mixed alumina ($Al_2O_3 + TiC$) with the following ISO geometry: SNGN 160408 T01020 attached to a tool holder coded CTG NR 2525M16 ID. The flank wear VB_B was measured using a toolmaker’s microscope equipped with digital micrometers (the tool life criterion established was $VB_B=0.2mm$). The surface roughness (R_a) was measured with a Mitutoyo roughness meter Surf test 301 set for a cut-off of 0.8 mm.

In order to see which are the optimum cutting conditions in order to obtain the longest tool life and best surface roughness, a central composite design with 16 runs was used. The central composite design has three factors, each one at three levels, which means 16 runs (two of them in the central point). Cutting speed, feed rate and depth of cut were considered as factors of influence and were tested within the following range: cutting speeds (v_c) from 70 to 210 m/min, feed rates (f) from 0.08 to 0.28 mm/rev and depths of cut (a_p) from 0.1 to 0.41 mm. Table 1 presents the values used for each parameter and Figure (1) shows the geometry of a central composite design with 16 runs.

Table 1. Cutting parameter for a central composite design

| Parameter | Codified value | Physical value | | |
|------------------------------|----------------|--------------------------------------|-------------------------------------|-----------------------------------|
| | | $X_1 \leftrightarrow v_c$ [m/min] | $X_2 \leftrightarrow f$ [mm/rev] | $X_3 \leftrightarrow a_p$ [mm] |
| Central point $X_i=0$ | 0 | 140 | 0.15 | 0.25 |
| Variation interval D_j | Δ_j | 40 | 0.075 | 0.1 |
| Superior level $X_{i_{sup}}$ | +1 | 180 | 0.22 | 0.35 |
| Inferior level $X_{i_{inf}}$ | -1 | 100 | 0.08 | 0.15 |
| Positive arm “star” | $+\alpha$ | 210 | 0.28 | 0.41 |
| Negative arm “star” | $-\alpha$ | 70 | 0.02 | 0.1 |

Obs: for a central composite factorial design $\alpha=1,682$

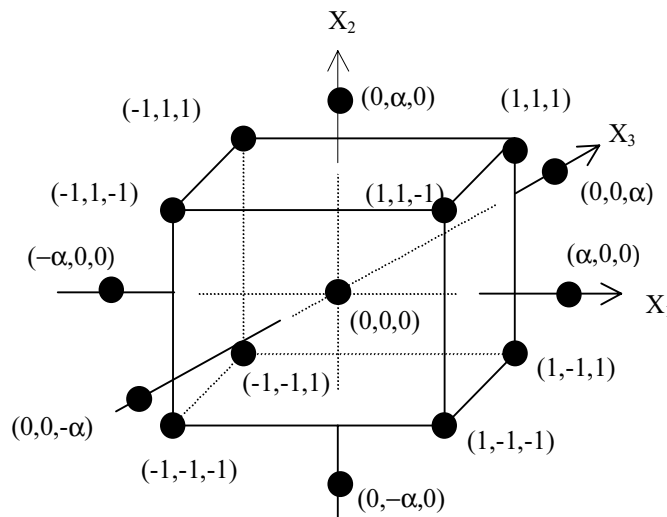


Figure 1. The geometric shape of the central composite design with 16 runs.

3. Results and discussion

Tool life and surface roughness were considered as target functions. Table (2) and Fig. (2) present the results for the analysis of variance and the histogram of standard effects on the target function for tool life, respectively. From Tab. (2) it can be seen that cutting speed, feed rate and depth of cut are significant at a 5% level. Furthermore, the coefficient of multiple regression R^2 (defined as the ratio between the sum of squares of the model and the total sum of squares) means that the accuracy of the polynomial regression model for tool life is 89% and the adjusted R^2 is equal to 72%. In general, the adjusted R^2 is preferable due to the fact that, in opposition to R^2 , its value will not increase as additional variables are include. As a matter of fact, the adjusted R^2 value will often decrease if non significant variable are added. The histogram in Fig. (2) shows more clearly that cutting speed, feed rate and depth of cut, in this order, are the principal factors affecting tool life. In addition, all of them present a negative effect, i.e., an increase in these parameters results in shortening tool life. As far as the factors interactions are concerned, it may be difficult to analyse these components, since a particular component is often significant because of atypical responses in one cell. According to Montgomery (1989), it is relatively standard practice to compute only the lower order components and to consider the remaining components jointly as higher order interaction effects.

Table 2. ANOVA for tool life.

| Effect | Sum of Squares | Degrees of freedom | Mean Square | F-Ratio | P-value |
|-------------|----------------|--------------------|-------------|---------|---------|
| v_c | 5328.83768 | 1 | 5328.8377 | 19.86 | 0.0043 |
| f | 3254.60468 | 1 | 3254.6047 | 12.13 | 0.0131 |
| a_p | 2391.21973 | 1 | 2391.2197 | 8.91 | 0.0245 |
| $v_c.f$ | 473.79654 | 1 | 473.7965 | 1.77 | 1.2322 |
| $v_c.a_p$ | 481.33736 | 1 | 481.3374 | 1.79 | 0.2289 |
| $f.a_p$ | 172.55246 | 1 | 172.5525 | 0.64 | 0.4614 |
| v_c^2 | 167.74621 | 1 | 167.7462 | 0.63 | 0.4673 |
| f^2 | 831.46308 | 1 | 831.4631 | 3.10 | 0.1288 |
| a_p^2 | 497.90846 | 1 | 497.9085 | 1.86 | 0.2220 |
| Total error | 1609.54324 | 6 | 268.2572 | | |
| Total | 14675.6360 | 15 | | | |

$R^2 = 0.890325$
 Adj. $R^2 = 0.725814$

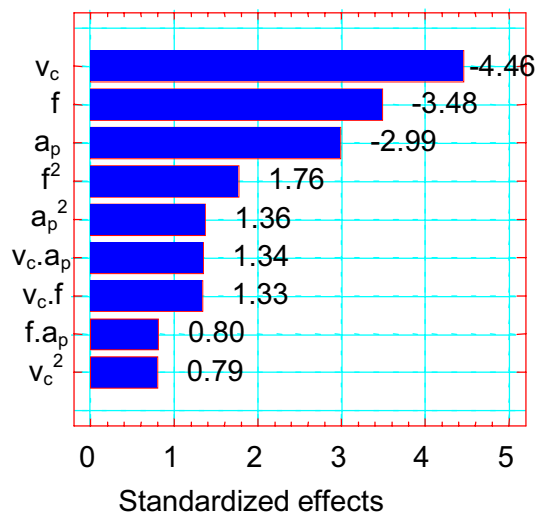


Figure 2. Histogram of standard effects for tool life.

The results of the analysis of variance and the histogram of standard effects for surface roughness are shown in Tab. (3) and Fig. (3), respectively. According to Tab. (3) feed rate and its quadratic component are the factors which significantly affect surface roughness within a 5% significance level. The adjusted R^2 indicates that the accuracy of the polynomial regression model is 63%, which is considerably lower than 85% given by R^2 . The histogram of the standard

effects of the factors on the target function is shown in Fig. (3). It can be observed that, as expected, feed rate possesses a positive effect on surface roughness, followed by f^2 and depth of cut (which surprisingly produced a negative effect, indicating that an increase in this parameter would result in lower R_a values). Moreover, the effect of cutting speed on surface roughness, within the cutting range tested, is considered negligible from the statistical point of view.

Table 3. ANOVA for surface roughness.

| Effect | Sum of Squares | Degrees of freedom | Mean Square | F-Ratio | P-value |
|-----------------|----------------|--------------------|-------------|---------|---------|
| v_c | 0.05991270 | 1 | 0.0599127 | 0.37 | 0.5730 |
| f | 3.03036532 | 1 | 3.0303653 | 18.57 | 0.0050 |
| a_p | 0.79783776 | 1 | 0.7978378 | 4.89 | 0.0690 |
| $v_c \cdot f$ | 0.00101250 | 1 | 0.0010125 | 0.01 | 0.9406 |
| $v_c \cdot a_p$ | 0.08611250 | 1 | 0.0861125 | 0.53 | 0.5023 |
| $f \cdot a_p$ | 0.16531250 | 1 | 0.1653125 | 1.01 | 0.3530 |
| v_c^2 | 0.21563873 | 1 | 0.2156387 | 1.32 | 0.2941 |
| f^2 | 1.63030449 | 1 | 1.6303045 | 9.99 | 0.0195 |
| a_p^2 | 0.35224536 | 1 | 0.3522454 | 2.16 | 0.1921 |
| Total error | 0.97897854 | 6 | 0.1631631 | | |
| Total | 6.76437500 | 15 | | | |

$$R^2 = 0.855274$$

$$Adj. R^2 = 0.638186$$

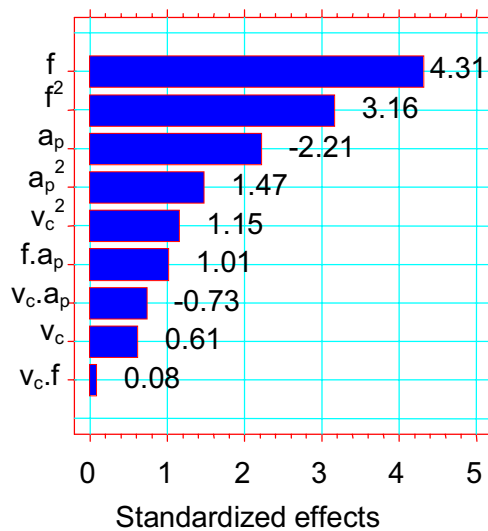


Figure 3. Histogram of standard effects for surface roughness.

Finally, the regression coefficients of the second-order polynomial calculated considering tool life (T) and surface roughness (R_a) as target functions are presented in Eq. (1) and (2), respectively:

$$T = 8.338 - 19.7534v_c - 15.4374f - 13.232a_p + 7.695v_c f + 7.756v_c a_p + 4.644fa_p + 4.255v_c^2 + 9.473f^2 + 7.331a_p^2 \quad (1)$$

$$R_a = 0.49 + 0.066v_c + 0.047f - 0.241a_p + 0.011v_c f + 0.14fa_p - 0.103v_c a_p + 0.152v_c^2 + 0.419f^2 + 0.194a_p^2 \quad (2)$$

The response surface curves for tool life as a function of cutting speed, feed rate and depth of cut are presented in the Fig. (4) to (6). Figure (4) shows the response surface for tool life as a function of cutting speed and feed rate, Fig. (5) shows the response surface for tool life as a function of cutting speed and depth of cut and Fig. (6) shows the response surface for tool life as a function of feed rate and depth of cut. From Fig. (4) to (6) the results from the histogram presented in Fig. (2) are confirmed, i.e., the influence of cutting speed on tool life is stronger than the influence of feed rate or depth of cut. Not surprisingly, longer tool life is obtained under the following cutting conditions: cutting speed of 70 m/min, feed rate of 0.02 mm/rev and depth of cut of 0.1 mm due to the fact that, under these circumstances, the cutting forces are lower and less heat is generated at tool-chip interface. Therefore, the cutting edge is less prone to failure either by fracture or by temperature activated wear mechanisms.

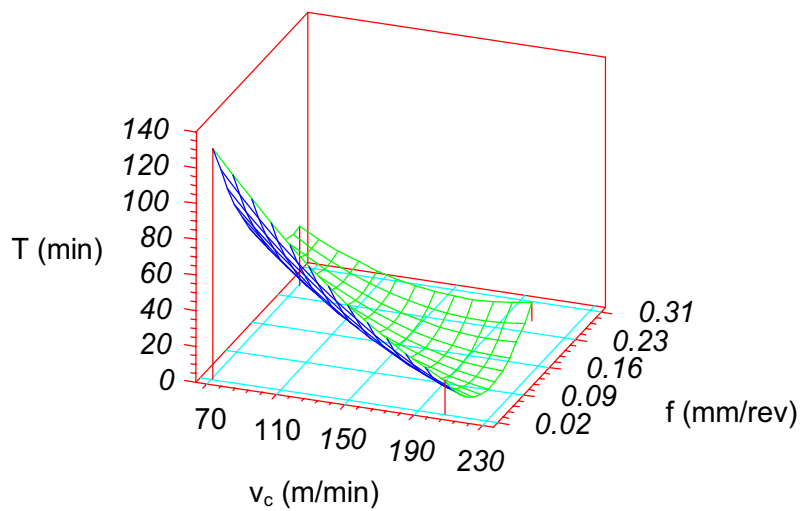


Figure 4. Response surface for tool life as a function of cutting speed and feed rate.

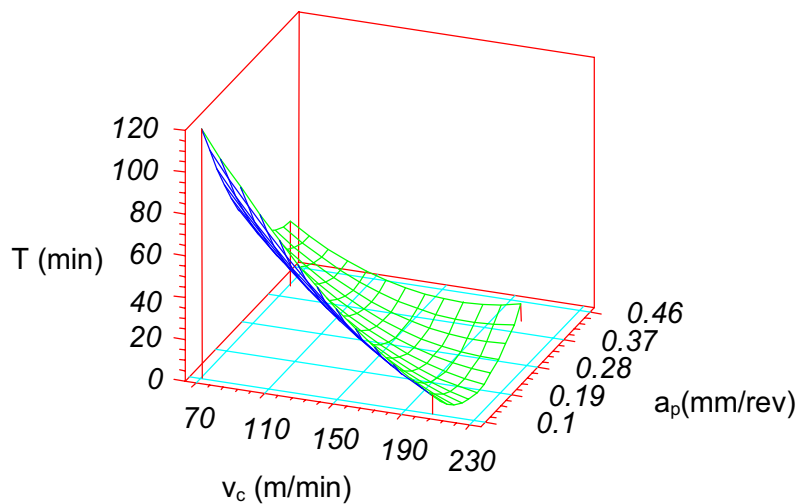


Figure 5. Response surface for tool life as a function of cutting speed and depth of cut.

Similarly, Fig. (7) to (9) present the estimated response surfaces considering surface roughness as a target function and cutting speed, feed rate and depth of cut as independent variables, respectively. As observed previously, Fig. (7) confirms that the influence of feed rate on surface roughness is stronger than the influence of cutting speed or depth of cut. The response surface results indicate that an optimum for roughness (lower R_a values) appears to be obtained using a cutting speed of 120 m/min, feed rate of 0.09 mm/rev and depth of cut of approximately 0.3 mm, i.e., best surface roughness results were found at intermediate values of cutting speed and depth of cut and, as expected, at lower feed rates. This can be explained by the fact that lower the feed rate, the smaller the distance from peaks to valleys on the machined surface, thus resulting in improved surface roughness. With regard to the cutting speed, if its value is too low, there is not enough heat generation to reduce the work material shear strength (particularly at this level of hardness) and make the cutting process easier, therefore, high cutting forces will be required and the surface finish will be impaired. However, too high cutting speed values result in chatter that will also damage the workpiece surface finish.

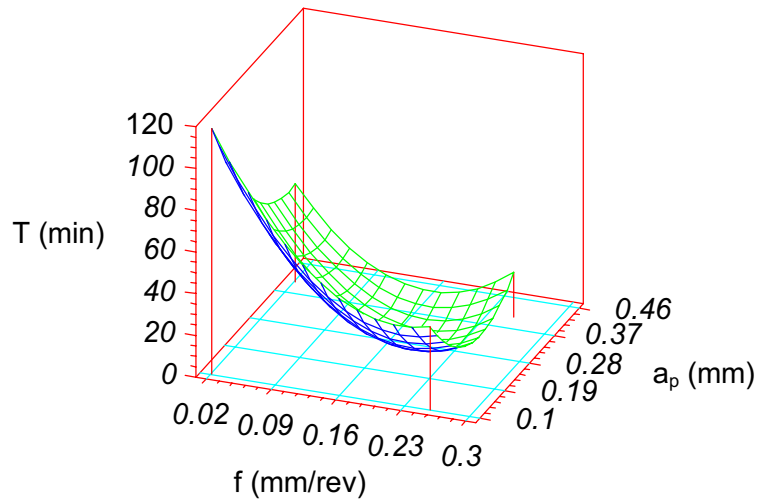


Figure 6. Response surface for tool life as a function of feed rate and depth of cut.

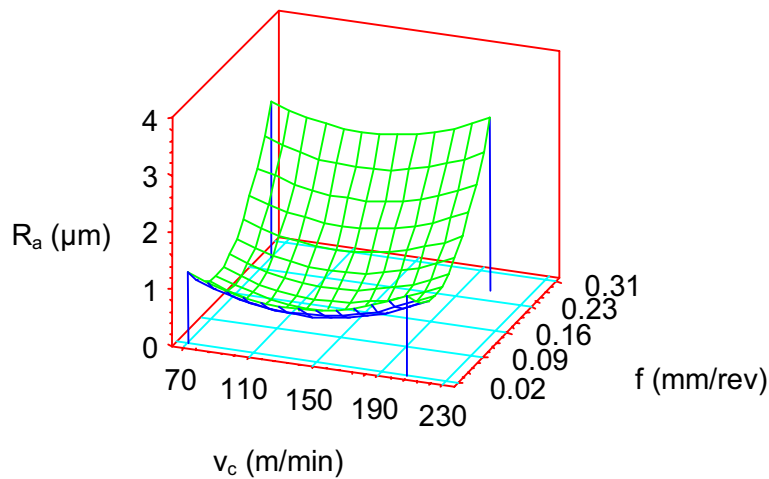


Figure 7. Response surface for surface roughness as a function of cutting speed and feed rate.

Figures 8 and 9 indicated that intermediate depth of cut values assure superior surface finish. In this case, a minimum depth of cut is required in order to produce the swarf, otherwise only plastic deformation followed by side flow will take place and the surface roughness value will increase. On the other hand, high depths of cut mean increasing the shear plane area, therefore, high cutting forces are required, increasing the surface roughness.

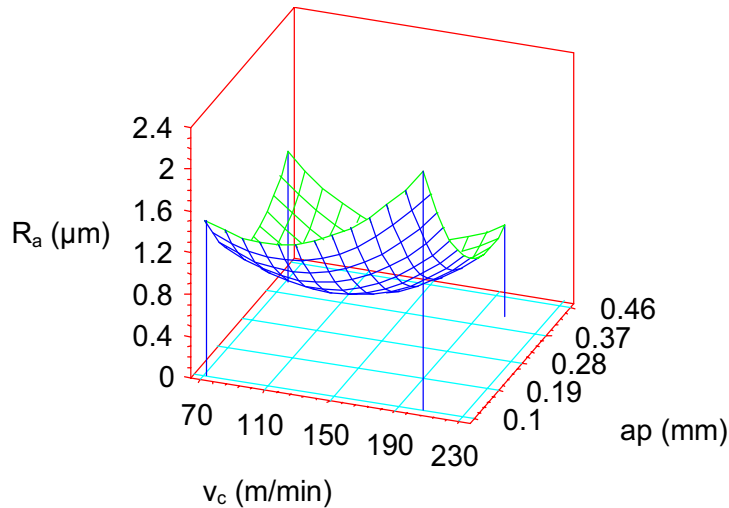


Figure 8. Response surface for surface roughness as a function of cutting speed and depth of cut.

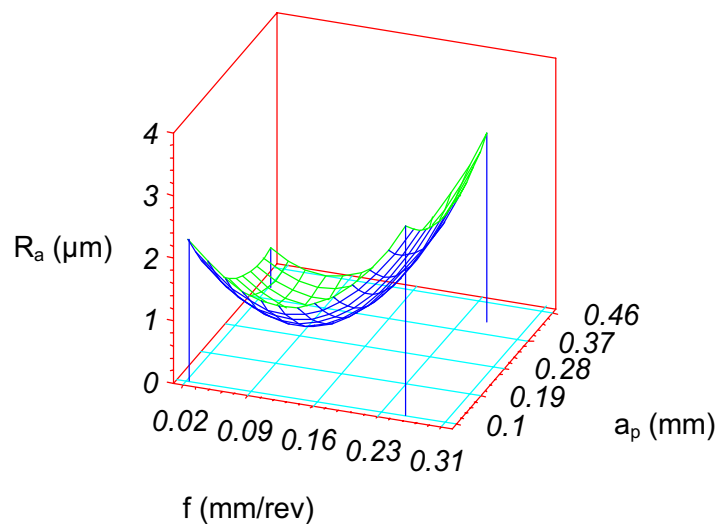


Figure 9. Response surface for surface roughness as a function of feed rate and depth of cut.

4. Conclusions

The principal conclusions taken from this work are as follows:

- The analysis of variance and the response surface methodology seem to be appropriate instruments in order to optimise the turning operation due to the fact that they offer useful information concerning the factors which have a significant effect on the process and allow to determine the optimum for a chosen target function;
- The analysis of variance and the histograms of effects show that cutting speed, feed rate and depth of cut affect significantly the tool life of mixed alumina inserts when machining hardened bearing steel. Cutting speed is the principal factor affecting tool life, followed by feed rate and depth of cut;
- With regard to the surface roughness results, feed rate is the principal factor affecting the R_a values from the statistical point of view;
- The response surface methodology results indicate that when machining hardened bearing steel with mixed alumina tools, an optimum for tool life is obtained at the following cutting conditions: cutting speed of 70 m/min , feed rate of 0.02 mm/rev and depth of cut of 0.1 mm . As far as the surface roughness is concerned, an optimum can be achieved at a cutting speed of approximately 120 m/min , feed rate of 0.09 mm/rev and depth of cut of approximately 0.3 mm .

DESENVOLVIMENTO DE MODELOS DIDÁTICOS ATRAVÉS DE PLATAFORMA CAD/CAM UTILIZANDO O CONCEITO DE PROTOTIPAGEM RÁPIDA

Antônio Eustáquio de Melo Pertence

Universidade Federal de Minas Gerais, Depto. de Engenharia Mecânica, Av. Presidente Antônio Carlos 6627, Campus da Pampulha, Belo Horizonte, Minas Gerais, Cep 31.270-901.

pertence@dedalus.lcc.ufmg.br

Daniel Martins Costa Santos

Universidade Federal de Minas Gerais, Depto. de Engenharia Mecânica, Av. Presidente Antônio Carlos 6627, Campus da Pampulha, Belo Horizonte, Minas Gerais, Cep 31.270-901.

dmartins@cidadeinternet.com.br

Helton Vilela Jardim

Faculdade de Engenharia da Universidade de Itaúna, Itaúna, Minas Gerais.

heltonvilela@bol.com.br

Resumo. O uso de modelos didáticos tridimensionais vem sendo cada vez mais aplicado ao ensino de graduação nas áreas de desenho mecânico, elementos mecânicos e projetos de máquinas. A construção destes modelos, além da possibilidade de visualização tridimensional, proporciona melhorias da interpretação geométrica e raciocínio espacial, muito importantes no aprendizado do projeto de máquinas, o que torna possível a concepção de peças e montagem de protótipos. Lidando-se com sólidos elementares na construção dos modelos, enriquece-se a base conceitual interpretativa por serem eles os referenciais interpretativos geométricos. Partindo-se da associação desses elementos simples pode-se formar sólidos relativamente complexos. As habilidades espaciais entram num ciclo evolutivo uma vez que o trabalho com os sólidos elementares refina os conceitos espaciais e por sua vez o refinamento dos mesmos possibilita maior eficácia em novas interpretações geométricas. Os modelos didáticos tridimensionais podem ser desenvolvidos utilizando-se várias metodologias tais como: modelagem por massa; planificação de superfícies ou usinagem com o uso de plataforma CAD/CAM. No presente artigo discute-se o uso desta última metodologia aplicando-se o conceito de prototipagem rápida. O princípio da prototipagem rápida por processo de fresamento se caracteriza pelo fatiamento de um modelo virtual gerado em plataforma CAD através de um programa de geração de objetos virtuais em 3 dimensões que utiliza a associação de sólidos elementares através de operações de soma, subtração e interseção, proporcionando trajetórias a cada nível fatiado. Após codificação por comando numérico, as trajetórias são executadas pela fresadora, resultando na fabricação do modelo.

Palavras chave: Modelos Didáticos; Sólidos Elementares; Prototipagem Rápida.

1. Introdução

A produção de equipamentos mecânicos corresponde a uma parcela importante da geração de bens de capital. Para a melhoria da produtividade e resposta mais rápida às necessidades técnicas, procura-se automatizar os procedimentos de cálculo dos vários elementos mecânicos, seja usando teorias básicas de resistência dos materiais ou aplicando o método de elementos finitos para uma avaliação mais precisa das tensões e deformações atuantes. Para tanto se faz necessário o modelagem tridimensional destes elementos mecânicos.

Observa-se ainda que há um crescente interesse na geração de modelos tridimensionais dos elementos mecânicos já dimensionados para um melhor estudo das interferências com outras peças, da cinemática de funcionamento dos conjuntos mecânicos e da melhor sequência de operação nos processos de fabricação.

Entretanto, é na área de ensino de graduação que o uso de modelos tridimensionais tem sido cada vez mais aplicado. Em áreas importantes de ensino tais como, desenho mecânico, elementos mecânicos e projetos de máquinas, os modelos didáticos tridimensionais tem-se mostrado importantes para melhoria do aprendizado. A construção destes modelos, além da possibilidade de visualização tridimensional, proporciona melhorias da interpretação geométrica e raciocínio espacial, muito importantes no aprendizado do projeto de máquinas, o que torna possível a concepção de peças e montagem de protótipos.

No caso do ensino de graduação de desenho mecânico os modelos didáticos tridimensionais tem sido largamente utilizados, (French, 1995; Provenza, 1996). A passagem do tridimensional para o bidimensional e vice-versa, demanda interpretação geométrica, onde ocorre a percepção de sua constituição de forma, posição e proporção em seus valores nominais, construindo na mente um modelo correspondente, vívido e consistente. Lidando-se com sólidos elementares na construção dos modelos, enriquece-se a base conceitual interpretativa por serem eles os referenciais interpretativos geométricos. Partindo-se da associação desses elementos simples pode-se formar sólidos relativamente complexos. As habilidades espaciais entram num ciclo evolutivo uma vez que o trabalho com os sólidos elementares refina os

conceitos espaciais e por sua vez o refinamento dos mesmos possibilita maior eficácia em novas interpretações geométricas, (Gardner, 1994; Nunes, 1998).

Os modelos didáticos tridimensionais podem ser desenvolvidos utilizando-se várias metodologias tais como: modelagem por massa; planificação de superfícies ou usinagem com o uso de plataforma CAD/CAM. Discute-se o uso desta última metodologia aplicando-se o conceito de prototipagem rápida. O princípio da prototipagem rápida por processo de fresamento se caracteriza pelo fatiamento de um modelo virtual gerado em plataforma CAD através de um programa de geração de objetos tridimensionais virtuais que utiliza a associação de sólidos elementares através de operações de soma, subtração e interseção, proporcionando trajetórias a cada nível fatiado. Após codificação por comando numérico, as trajetórias são executadas pela fresadora, resultando na fabricação do modelo. A Figura (1) ilustra o exposto acima.

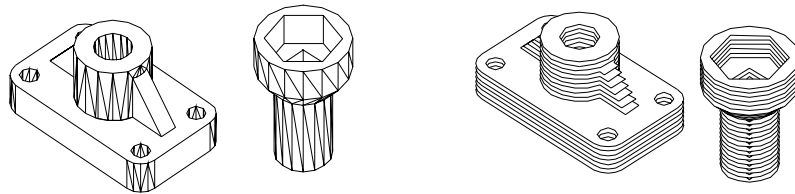


Figura 1. Possibilidades de fatiamento em camadas de elementos tridimensionais para a aplicação da prototipagem rápida.

Neste trabalho apresenta-se um software desenvolvido para a criação de modelos tridimensionais por meio de sólidos elementares, os quais servem de base para processamento de prototipagem por usinagem de comando numérico, de modo a obter a construção de modelos didáticos.

2. Formas de construção de elementos mecânicos

Existem basicamente dois modos de construção de elementos volumétricos: extrusão de um perfil e manipulação de sólidos elementares.

O processo de criação de sólidos por meio de extrusão, consiste em desenhar o perfil da peça a ser construída e em seguida fazer com que esse perfil seja extrudado na direção de um eixo escolhido, como demonstra a Fig. (2).

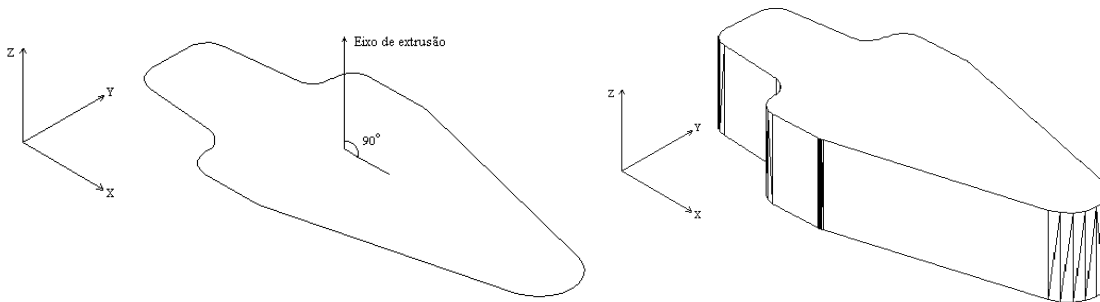


Figura 2. Processo de criação de sólidos por meio de extrusão.

Apesar desse processo ser simples e de fácil realização, torna-se inviável quando se pretende criar um elemento mecânico que possua formas geométricas mais complexas com diferentes perfis, como mostra a Fig. (3).

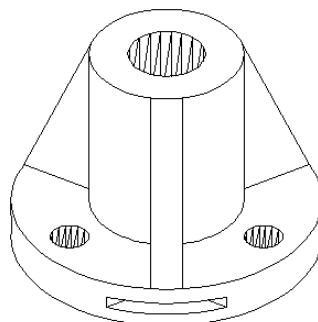


Figura 3. Elemento mecânico com formas geométricas mais complexas.

O procedimento de construção por meio de sólidos elementares consiste em criar formas geométricas padronizadas (cilindro, paralelepípedo, prismas, esferas, torus, cone, etc.), e por meio de aplicação de operações booleanas (soma, subtração e interseção), consegue-se a formação de elementos mecânicos. Na Figura (4) foram criados vários sólidos elementares (cilindro, paralelepípedo e prismas) objetivando a formação do elemento mecânico. Todos os sólidos elementares foram associados através de operações booleanas. A operação booleana de subtração foi utilizada onde as arestas em excesso são eliminadas, resultando no sólido final.

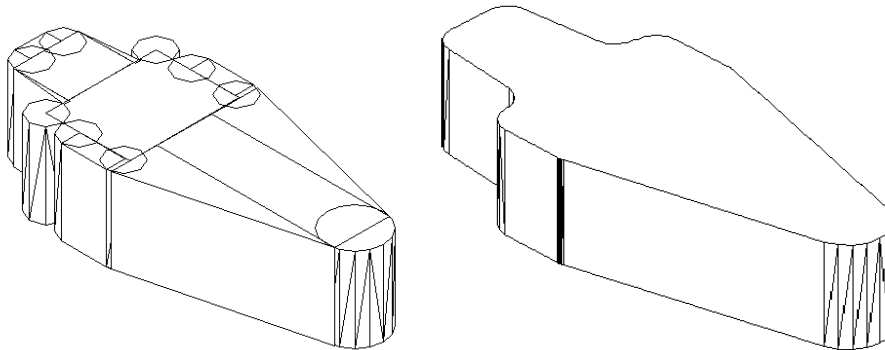


Figura 4. Criação, soma e subtração de sólidos elementares.

3. Programa “3DForm”

O “3DForm” é um programa didático de geração de objetos tridimensionais virtuais que utiliza a associação de sólidos elementares através de operações de soma, subtração e interseção. Este programa funciona como programa “Client”, controlador das ações de geração de elementos sendo capaz de gerenciar programas “Slave” como o caso da plataforma CAD que disponibiliza uma interface de programação para que seus comandos sejam usados externamente, (Omura, 1999).

O programa “3DForm” foi desenvolvido na linguagem Visual Basic[®] 5 para controlar uma plataforma CAD representada pelo AutoCAD[®] 14, cujas principais características são :

- Controlar as ações de geração de sólidos elementares (esferas, cones, cilindros, paralelogramos, etc) em plataforma CAD com as dimensões e posições espaciais desejadas.
- Promover a aplicação de funções booleanas de soma, subtração, interseção aos sólidos elementares gerados em plataforma CAD, possibilitando a construção dos elementos mecânicos tridimensionais desejados.
- Possibilitar um processo contínuo de edição e visualização em várias posições de observação durante a geração dos elementos mecânicos tridimensionais além da impressão dos resultados.
- Proceder o fatiamento dos elementos mecânicos tridimensionais gerados em plataforma CAD de acordo com o intervalo e posição do plano de corte desejado, aplicando-se assim os fundamentos da prototipagem rápida.
- Capturar, tratar e armazenar os dados geométricos gerados pelo processo de fatiamento em cada plano de corte nos elementos mecânicos.
- Desenvolver arquivos de códigos CNC para equipamento pré-definido, possibilitando a criação de uma sequência automatizada de usinagem dos perfis de cada plano de corte e por conseguinte a construção física do elemento mecânico.

A interface gráfica do programa “3DForm”, apresentado na Fig. (5), possui as seguintes características :

- Oferece a capacidade de criação de formas geométricas complexas a partir de sólidos elementares.
- Permite a exibição imediata do histórico de criação do objeto através de uma árvore de visualização.
- Permite salvar e recuperar um arquivo que contém todo o histórico de criação do desenho.
- Permite salvar e recuperar um desenho.
- Apresenta interface agradável e de fácil utilização.
- Possui comandos com fácil acessibilidade.

A tela principal do programa 3D FORM indicada na Fig. (5), é dividida em cinco áreas com funções definidas :

1 - Região de Comandos Principais, Fig. (6): localizada na faixa superior da tela, esta região contém os principais comandos do programa, como os comandos de criação de objetos, assim como, os comandos de soma, subtração, interseção, etc.

2 - Região de Histórico Instantâneo, Fig. (7): situada na região superior esquerda é destinada à exibição instantânea do histórico do desenho, ou seja, exibe a sequência de criação do desenho, permitindo manter com clareza a sequência de criação do objeto.

3 - Região de Controle da Visualização, Fig. (8): esta região está localizada na parte superior direita e contém os comandos destinados à visualização, com definição de vistas preferenciais e níveis de zoom.

4 - Região de Entrada de Dados dos Sólidos Elementares, Fig. (9): situada na região inferior esquerda, sendo destinada ao fornecimento dos dados de criação dos sólidos elementares. Como os dados dos sólidos elementares ficam gravados nesta região, a consulta destes dados pode ser feita em qualquer momento.

5 - Região de Visualização de Desenho, Fig. (10): região inferior direita destinada a visualização do desenho tridimensional.

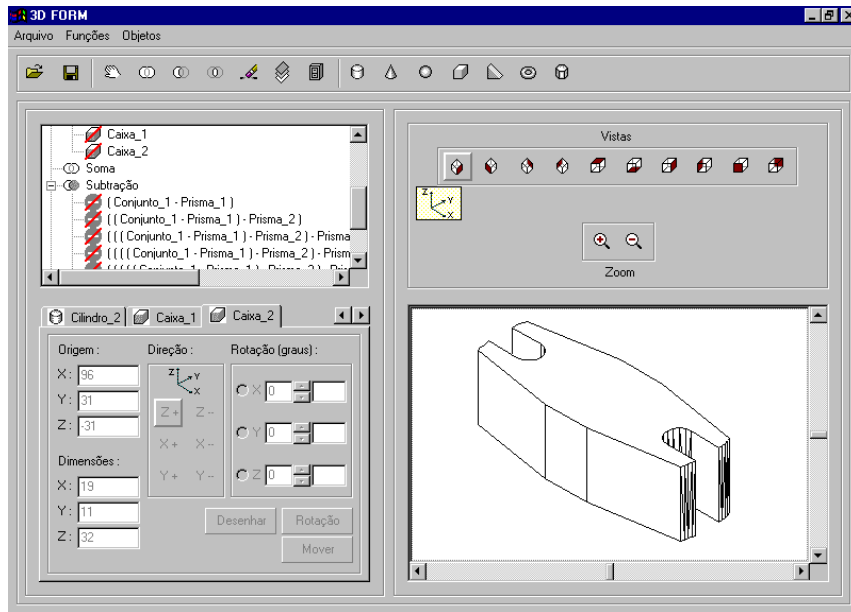


Figura 5. Tela Principal do Programa 3DForm.

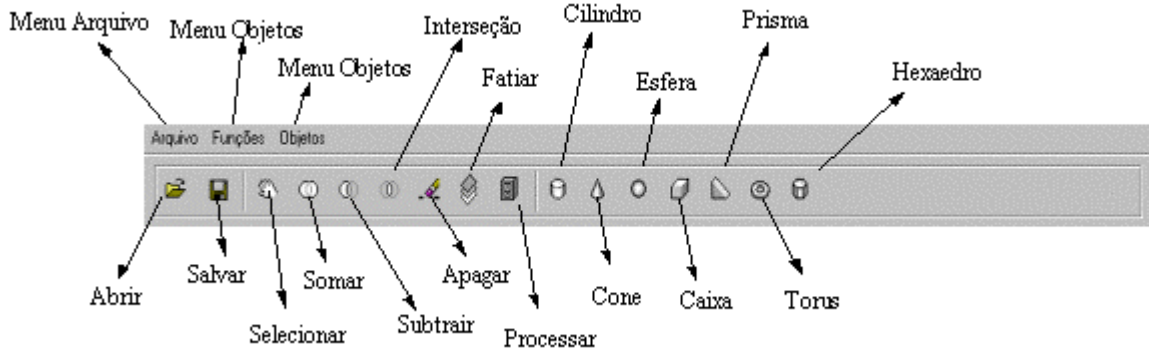


Figura 6. Região de Comandos Principais.

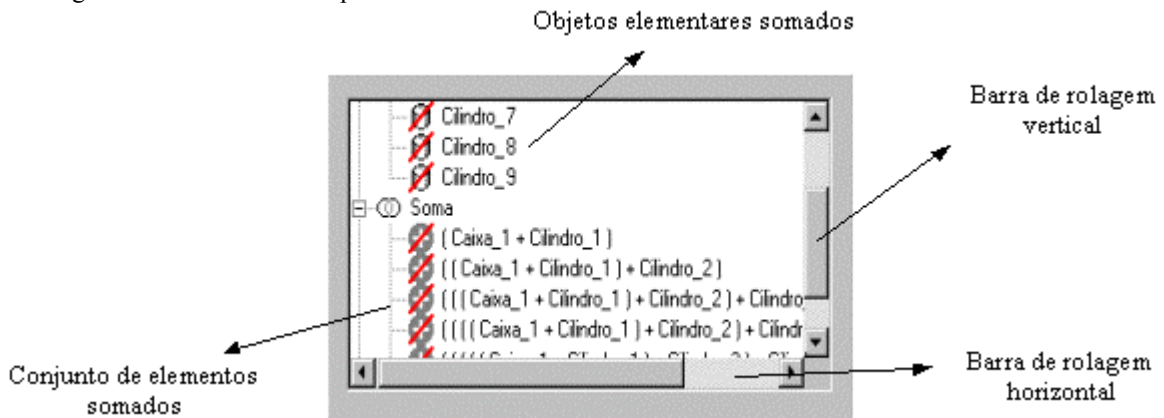


Figura 7. Região de Histórico Instantâneo.

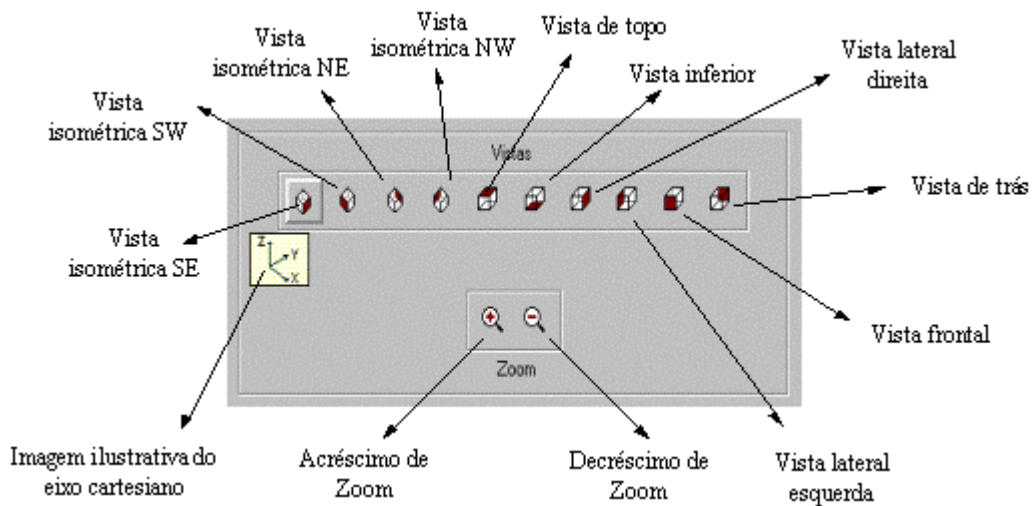


Figura 8. Região de Controle da Visualização.

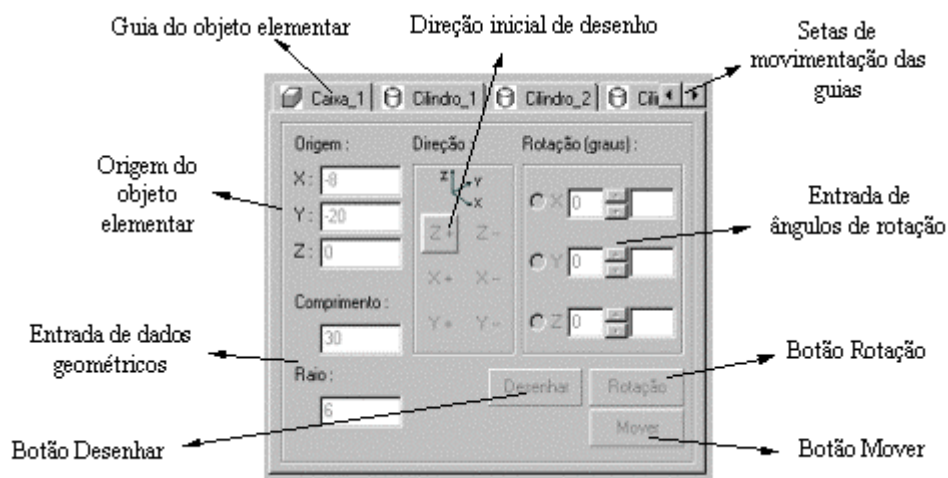


Figura 9. Região de Entrada de Dados dos Sólidos Elementares.

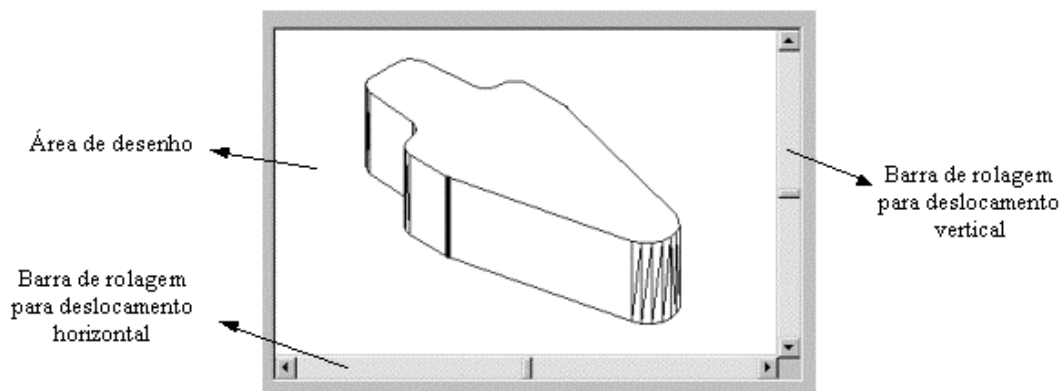


Figura 10. Região de Visualização de Desenho.

Para permitir maior flexibilidade e facilidade de desenho foi necessário viabilizar, como em qualquer programa gráfico, um sistema de salvamento e recuperação do desenho criado, pois, assim é possível parar e recomeçar um projeto a qualquer momento. Quando o usuário executa a função SALVAR, através do botão “Salvar” ou do menu “Arquivo”, que se encontram na “Região de Comandos Principais”, o formulário “Salvar” torna-se ativo, como ilustra a Fig. (11).

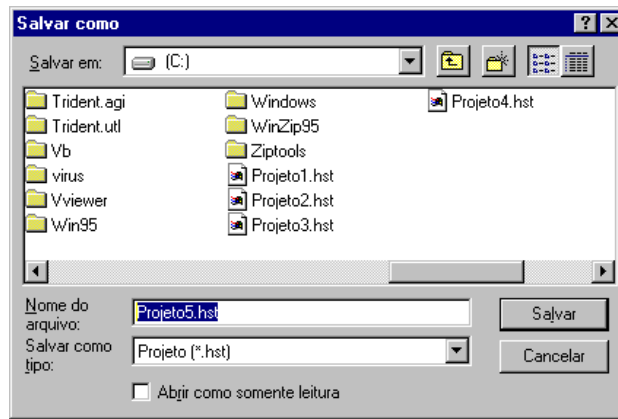


Figura 11. Formulário Salvar.

Neste formulário o usuário fornece o nome do projeto e assim, o software salva dois tipos de arquivos: arquivo de histórico e arquivo de desenho. O formulário “Abrir”, como mostra a Fig.(12), torna-se ativo quando o usuário executa a função ABRIR, que pode ser encontrada ao lado do comando SALVAR. Neste formulário o usuário escolhe o projeto a ser aberto, permitindo simultaneamente a recuperação dos arquivos anteriormente salvos :

- Arquivo de histórico: contém todos os dados relativos a criação do desenho
- Arquivo de desenho: arquivo em formato “DWG” que contém o desenho salvo pelo usuário

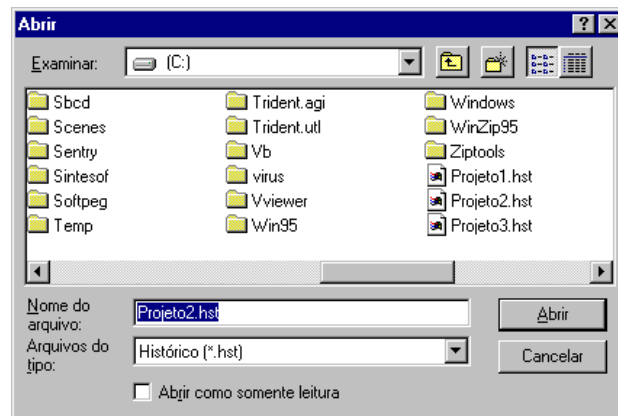


Figura 12. Formulário Abrir.

O desenho é aberto na “Região de visualização de desenho”, como já foi mostrado anteriormente na Fig. (10), enquanto que, o histórico é aberto no formulário “Histórico”, como mostra a Fig. (13).

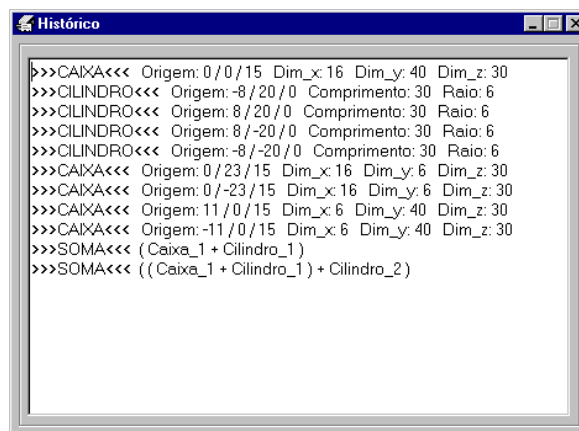


Figura 13. Formulário Histórico.

4. Princípio da prototipagem rápida por processo de usinagem

A metodologia de fabricação baseia-se nos princípios da prototipagem rápida por processo de usinagem em fresadora didática CNC (EMCO PC MILL 50). O princípio da prototipagem rápida, segundo Erbe (1999), caracteriza

pele fatiamento de um modelo virtual (objeto gerado pela associação de sólidos elementares) proporcionando trajetórias a cada nível fatiado. Após codificação por comando numérico, as trajetórias são executadas pela fresadora, resultando a fabricação de um protótipo.

Para a obtenção do modelo virtual e posterior geração do código CNC, (Maho Ag, 1991; Ruiz, 1999), deve-se seguir um procedimento padrão, no qual inicia-se a partir da interpretação de um "Desenho de Produto" de uma peça e elaboração do "Desenho de Fabricação" dessa peça. Do ponto de vista geométrico, entende-se por "Desenho de Produto", aquele que apresenta o delineamento de uma geometria vinculada unicamente aos aspectos funcionais e estruturais do produto, não considerando os aspectos relacionados aos processos de fabricação. "Desenho de Fabricação" de uma peça, neste contexto, é o desenho que traduz as adequações, da peça, ao processo de fabricação. É, portanto, aquele que contém informações geométricas relativas às peculiaridades inerentes a um ou mais processos de fabricação previamente escolhidos.

Portanto, de posse do desenho de produto da peça cabe ao operador interpretar esse desenho e, em face das particularidades do processo e das limitações do equipamento escolhido, propor um desenho de fabricação do modelo. Assim, definem-se para cada etapa de fabricação através de especificações e desenhos: o perfil a usinar; o posicionamento do blank; os tipos de ferramentas e os parâmetros de usinagem.

Através do programa "3DForm" elabora-se o modelo tridimensional virtual, utilizando-se como referência os desenhos de fabricação preparados. O ponto de origem do "Espaço 3D de Desenho", deve coincidir com a origem do modelo a fabricar. Assim, define-se a origem, a qual é identificada com a letra "W" como indicado na Fig. (14).

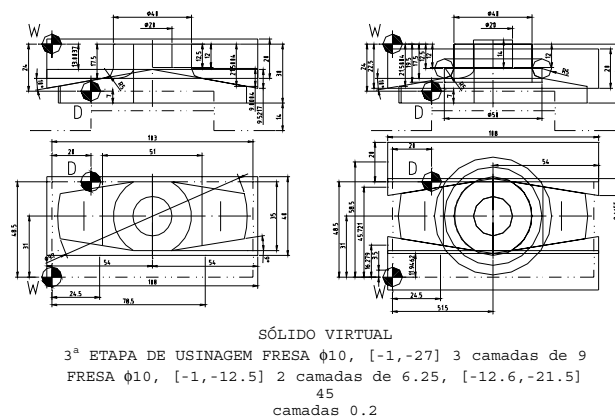


Figura 14. Desenhos para elaboração do sólido tridimensional virtual.

Com o sólido virtual elaborado, passa-se ao seu fatiamento. A quantidade de fatias é escolhida em função da profundidade de corte definida no procedimento anterior. A Figura (15) mostra o fatiamento do modelo tridimensional na interface gráfica do programa "3DForm", necessário à geração das trajetórias em cada plano.

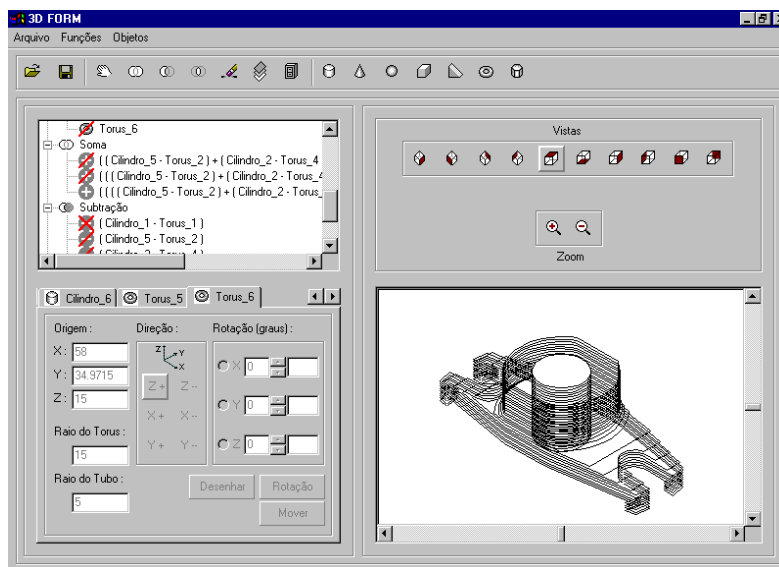


Figura 15. Trajetórias resultantes do fatiamento do modelo.

Por último, de posse das trajetórias, comanda-se o programa "3DForm" para gerar os códigos "G" de comando numérico das trajetórias. Em seguida, juntam-se as várias partes formando-se blocos de codificação em editor de texto

básico e acrescentando-se manualmente alguns outras informações complementares tais como: mudança da origem do dispositivo para a origem do modelo; definição de parâmetros de corte; parada da máquina para uma troca de ferramenta ou para uma mudança de posição do blank, etc.

Antes da fabricação propriamente dita, é preciso fazer algumas simulações e testes, para verificar se há alguma falha nos códigos ou alguma incompatibilidade destes com o programa do equipamento, ou mesmo algum outro tipo de erro. Após todos os ajustes relativos aos problemas que se encontre, processa-se a usinagem como de praxe. A Figura (16) ilustra etapas de fabricação de dois modelos didáticos tridimensionais utilizando a Fresadora Didática CNC (EMCO PC MILL 50) e a Fig. (17) mostra algumas modelos tridimensionais obtidos.

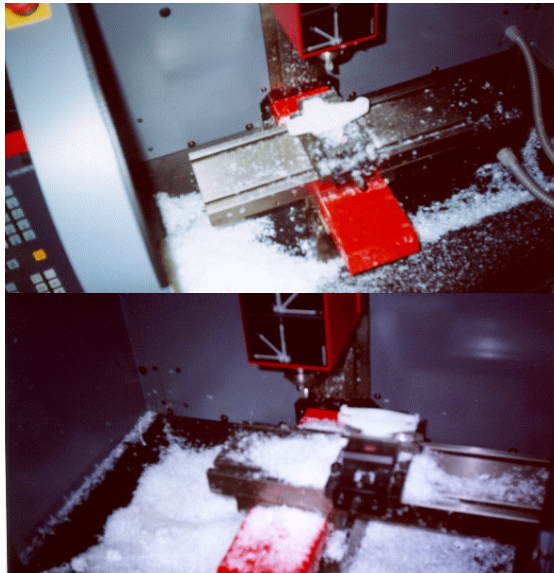


Figura 16. Etapa de fabricação de modelo tridimensional didático.



Figura 17. Modelos tridimensionais didáticos obtidos pelo processo de prototipagem rápida.

5. Conclusão

O desenvolvimento de modelos didáticos utilizando conceitos de prototipagem rápida tem-se mostrado muito importante no ensino de Engenharia Mecânica. O aprendizado nas áreas de desenho mecânico, elementos mecânicos e projetos de máquinas de alguns discentes têm sido avaliado através do uso do programa desenvolvido da metodologia de fabricação por prototipagem rápida. A utilização dos modelos tridimensionais didáticos fabricados em alumínio e nylon foram utilizados em aulas ministradas aos alunos, resultando na utilização de sólidos tridimensionais em lugar do desenho tridimensional ou isométrico.

O programa “3Dform”, o qual utiliza a metodologia de construção dos modelos tridimensionais através do uso de sólidos elementares, foi muito bem aceito entre estes discentes. Os resultados obtidos após uma avaliação da aprendizagem foram considerados satisfatórios, uma vez que a capacidade de interpretação geométrica espacial foi muito maior do que em turmas convencionais nas quais se utilizaram técnicas clássicas de aprendizagem.

A utilização do conceito de prototipagem rápida por usinagem em fresadora CNC mostrou-se ser bastante versátil, uma vez que camadas de pequena espessura podem ser alcançadas, permitindo que se trabalhe com sólidos de formas bastante complexas. Além das vantagens técnicas do processo, a prototipagem por usinagem em fresadora CNC permite aos discentes vivenciarem conhecimentos importantes de sua formação, como por exemplo a relação entre projetos de

máquinas e processos de fabricação. O próximo passo será a aplicação de modelos didáticos utilizando conceitos de prototipagem rápida em turmas regulares de desenho mecânico, elementos mecânicos e projetos de máquinas.

6. Agradecimentos

Os autores agradecem a FAPEMIG, ao sistema FIEMG/SENAI através do CENATEC - Euvaldo Lodi e do C.F.P Renê Gianetti e a todos que ajudaram com sugestões e críticas na aplicação didática do programa "3Dform".

7. Referências Bibliográficas

- Erbe, H. H., and Sepulveda, E. Q., 1999, "*La Tecnología de Prototipos Rápidos y sus Aportes al Desarrollo de Productos*", Congreso Iberoamericano de Ingeniería Mecánica – CIDIM, Vol.1, Santiago, Chile.
- French, T. E. and Vierch, C. J., "*Desenho Técnico e Tecnologia Gráfica*", Editora Globo, São Paulo, Brasil.
- Gardner, H, 1994, "*Estrutura da Mente: Teoria da Inteligências Múltiplas*", Editora Artes Médicas Sul, Porto Alegre, Brasil.
- Maho Ag, P., 1991, "*Comando Numérico: CNC, Tecnologia Operacional - Fresagem*", IFAO Informations System GmbH, Editora EPU, São Paulo, Brasil.
- Nunes, A. C. L. and Ramos, W. S., 1998, "*Proposta Metodológica Complementar/Auxiliar Baseada nos Atuais Processos de Multimídia aplicados ao Ensino de Desenho, Especificamente Geometria Descritiva e Desenho Técnico*", Congresso Brasileiro de Ensino de Engenharia - COBENGE
- Omura, G., 1999, "*Dominando o AutoCAD® 14*", Livros Técnicos e Científicos, Rio de Janeiro, Brasil.
- Provenza, F., 1996, "*Desenhista de Máquinas*", Editora Provenza, São Paulo, Brasil.
- Ruiz, A. A. and Cruz, I. F., 1999, "*Sistema CAD/CAM Paramétrico*", Congresso Iberoamericano de Ingeniería Mecánica – CIDIM, Vol.1, Santiago, Chile.

DEVELOPMENT OF DIDACTIC MODELS THROUGH PLATFORM CAD/CAM USING THE CONCEPT OF RAPID PROTOTYPING

Antônio Eustáquio de Melo Pertence

University Federal of Minas Gerais, Department of Mechanical Engineering, Av. Presidente Antônio Carlos 6627, Campus da Pampulha, Belo Horizonte, Minas Gerais, Cep 31.270-901.

pertence@dedalus.lcc.ufmg.br

Daniel Martins Costa Santos

University Federal of Minas Gerais, Department of Mechanical Engineering, Av. Presidente Antônio Carlos 6627, Campus da Pampulha, Belo Horizonte, Minas Gerais, Cep 31.270-901.

dmartins@cidadeinternet.com.br

Helton Vilela Jardim

Faculdade de Engenharia da Universidade de Itaúna, Itaúna, Minas Gerais.

heltonvilela@bol.com.br

Abstract. The use of didactic models is being applied to the Engineering Mechanical graduation in the areas of drawing, machine elements and design. The construction of these models, beyond the possibility of three-dimensional visualization, provides to improvement of the geometric interpretation and space reasoning, very important in the learning of the machine design, what it becomes possible the conception of pieces and assembly of prototype. The use of elementary solids in the construction of the models is become rich the conceptual base for being they them referential geometric. With the association of these simple elements it can be formed relatively complex solids. The work with elementary solids refines the spatial concepts and in turn the refinement with greater effectiveness in new geometric interpretations. The three-dimensional didactic models can be developed using some methodologies such as: mass modeling; planning of surfaces or machining with the use of platform CAD/CAM. In the present paper this last methodology is evaluated using the concept of rapid prototyping. The principle of the rapid prototyping is characterized for the slice process of the virtual model in platform CAD. A program of virtual object generation in three dimensions use the elementary solid association through operations of addition, subtraction and intersection, providing paths to each sliced level. After coding for numerical command, the paths are executed by the milling machine, resulting in the manufacture of the model.

Keywords: Didactic models; elementary solids; rapid prototyping.

OPTIMAL SELECTION OF CUTTING TOOLS AND WORKPIECE FLOW IN FMS

Franci Cus

University of Maribor, Faculty of Mechanical Engineering, Smetanova ul. 17, P.O. Box 224, 2000 Maribor, Slovenia,
franc.cus@uni-mb.si

Joze Balic

University of Maribor, Faculty of Mechanical Engineering, Smetanova ul. 17, P.O. Box 224, 2000 Maribor, Slovenia,
joze.balic@uni-mb.si

Abstract. *The contribution presents the determination and selection of optimal conditions reducing the manufacturing costs. The data can be selected from different bases and are optimized with respect to boundary conditions of the own production. By taking into account the simultaneous engineering method it is necessary to carry out integrated and parallel activities of the detail design and production process. For building the tool data bank the "specialties" of the own production are taken into account. For the analysis of the tool and workpiece flow the principle of "virtual production" is considered. Accurate cost analyses are made for planning of the needs. In the processes of simultaneous optimization all requirements and the technology strategy are considered in order to meet the criteria of low costs and maximum quality.*

Modern production requires minimum costs and maximum productivity of cutting processes. By using the simultaneous engineering it is possible to include the processes of optimization of cutting conditions and tool flow already in the integrated preparation of the product and processes and in the parallel program of all activities. The researches and the results were tested in the real production environment.

Keywords. *cutting tool flow, optimization, cutting conditions, tool management, data bases.*

1. Introduction

Today it is of decisive importance for production companies to be and to remain competitive in turbulent market conditions. The increased pressure of the market and the intensive global competition compel the companies to react quickly to the requirements and expectations.

To reach successes it is necessary to change the company's strategy so that the development and production processes are adapted and the cost advantages of flexible automation realized.

It is established more and more frequently that the product development is decisive for the company's business successfulness. But the leading production companies carry out in parallel the development and the related production processes. It is known that 80 % of production costs occur during the development and that less than 10 % of costs are incurred in production. This fact is often neglected. Many companies still always focus their attention too much to optimization of their production processes, (Balic et al, 1996).

Hereinafter the contribution presents the approach with the simultaneous engineering method with the emphasis put on the determination and selection of cutting conditions reducing the total production and after – sales servicing costs.

2. Rational method of production at the turn of the century

Simultaneous engineering is the strategy of the future. These insights appeared at the end of 80 ies when there was no symposium or congress without euphoric forecasts. Today, after almost ten years have passed it is possible to make a balance of successes and failures.

The simultaneous engineering (S. E.) represents an integral method and a parallel time progress of the product and processes. In putting the simultaneous engineering into practice, the following targets are aimed at:

- to shorten the time-to-market from the idea up to the beginning of sale,
- to reduce the costs of the product development and manufacture,
- to improve the product quality in the sense of total quality management.

The principle of modern work in industry is shown in Fig. (1). The role of the production management has completely changed in comparison with the hitherto principles of work.

In the area of cutting technologies great changes have occurred. The manufacturing accuracy, technologically reachable, and the flexibility of production facilities as the key function of industrial production have increased.

Of course, one of important factors of production is the organization of the tool supply. In our researches we found that some companies invest much into new machines and their information support, whereas they deal very little with optimization of cutting condition and tool flow in flexible production. Efficiency of the engineering data management is the key to introduction of the simultaneous engineering. The engineering data management is a further step to reducing the time up to placing the product onto the market and preventing the defects and delays. The data are not only the CAD/CAM drawings but all graphic and textual information (Reinhart, 1997).

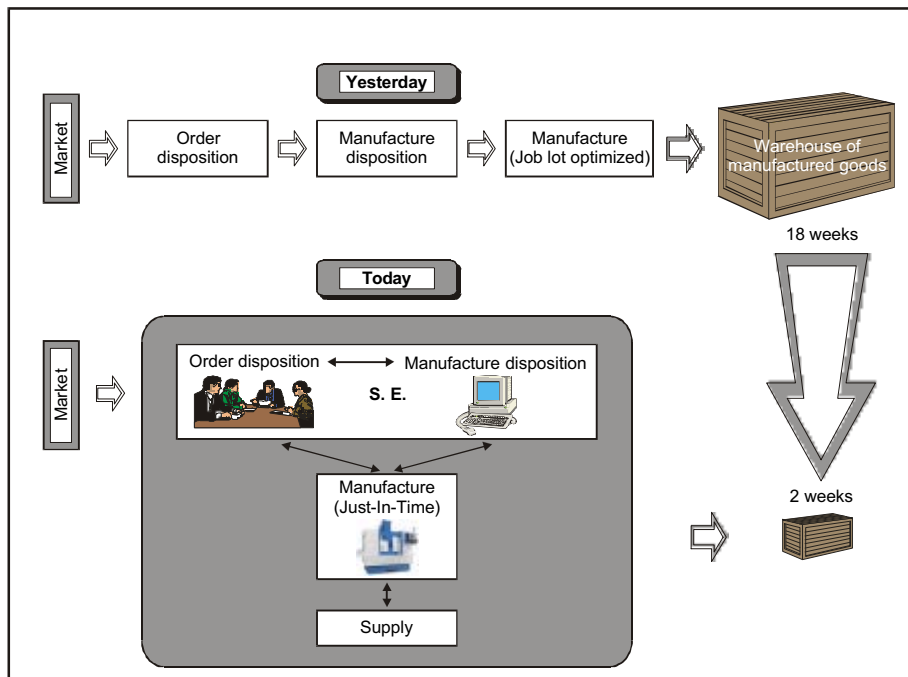


Figure 1. Principle of work of modern production management.

3. Systematic collection and determination of cutting conditions

To be able in production to follow up the requirements for smallest possible costs it is urgently necessary to determine the optimal cutting conditions (Cus et al, 1997), to select the cutter material, the clamping devices and to utilize the machine to the greatest possible extent. Figure (2) shows a systematic approach to selection of cutting conditions for a medium-size company. On the basis of the hitherto experience in own production or on the basis of tests executed in a special experimental department or by direct access through INTERNET the individual cutting conditions are collected in the Information center for cutting conditions which is a part of the tool management system. The data are accessible to each department within the company according to the open cooperative computing strategy particularly for simulation of machining, simulation of loadings and of clamping the workpiece and tools.

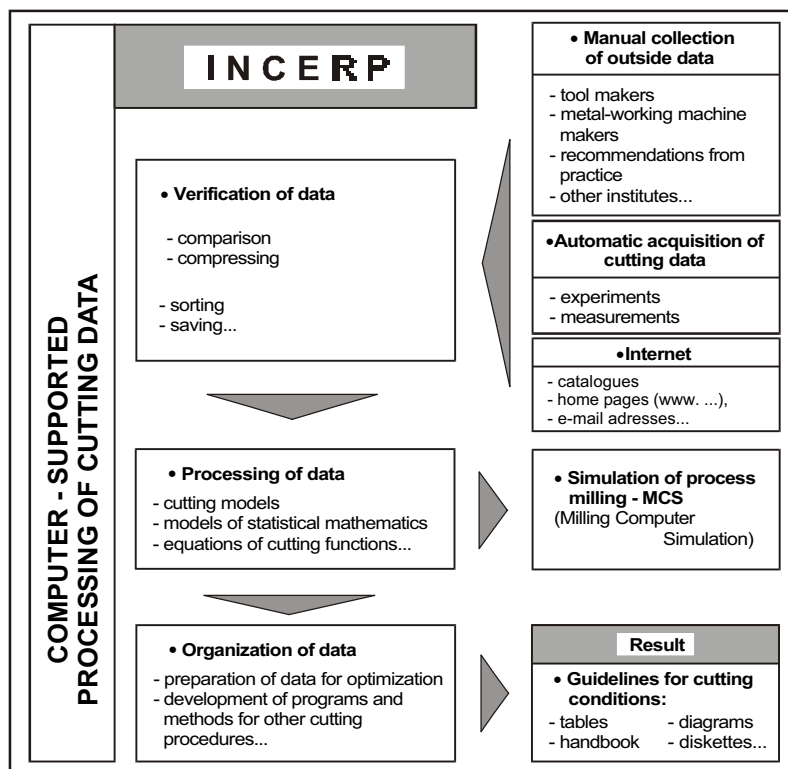


Figure 2. Diagrammatic representation of collection and determination of cutting conditions.

Modern machines are designed for other requirements than those for which the conventional machines were designed. In particular they ensure cutting at high cutting speeds. This is ensured by the cutter materials but it is necessary to determine optimal cutting conditions (Cus et al, 1998), for workpieces machined.

The analyses performed show that most frequently the companies adapt the data prepared by the tool makers. In our calculations it can be seen that the machines still have 30 % of reserves during rough machining which is not economical for the company.

We developed an algorithm which tries to find and proposes the optimal tool version and cutting conditions from different tool makers' commercial data bases (Zuperl, 2000; Milfelner et al, 2000; Nnaji, 1988). All boundary conditions and other limitations are taken into account, it is verified whether the tools are available or a new order is in question, all machining parameters are stated and the characteristics of the machine and clamping components are taken into account.

4. Optimization criteria and target function

In principle the optimization criterion is the economical target consisting of the following elements:

| Criterion: | Target: |
|---|---------------------|
| • costs per piece | ⇒ smallest possible |
| • piece time | ⇒ shortest possible |
| • balancing of differences between costs and time | ⇒ smallest possible |
| • number of pieces | ⇒ greatest possible |
| • productivity | ⇒ greatest possible |

The target function to be found from the given boundary conditions within the limit values is decisive for optimization. The most important statistical methods for optimization are: Factor analysis, linear models, regression analysis, multi variant analysis, Taguchi method, neural networks, genetic algorithms, expert systems, structural equation models... In our research the factor analysis method is chosen.

Numerous experience parameters included in the cutting variables are in use for optimization of the cutting process. Therefore, optimization takes place in two stages (Schulz et al, 1988).

In the first stage, the values of exponents and coefficients for the wear resistance time function (1), for the range of selected cutting speeds are determined by tests.

In the second stage, the values obtained are included into the simulation model, where the optimum values are calculated.

The simulation models are very complex and include a different number of influencing variables. Their practical usability is confirmed, if the results obtained are approaching the target function or if they are in its nearest vicinity.

For calculating the wear resistance time a model with five variables has been introduced. Calculations are effected in two steps. For researches of cutting variables and constant values of geometrical variables the following equation is used:

$$t = Av_c^{A_1} f_z^{A_2} a_p^{A_3} VB^{A_4} (B/D)^{A_5} \quad (1)$$

where:

$$v_c, f_z, a_p, VB, B/D \neq \text{const. and } \gamma_a, \gamma_r, \kappa, \alpha, D = \text{const.}$$

- a_p - depth of cutting (mm)
- A - constant of equation of wear resistance time
- A_{1-5} - exponents of equations of wear resistance time
- B - width of engagement (mm)
- D - milling cutter diameter (mm)
- f_z - Feeding onto tooth (mm/tooth)
- H_{1-5} - exponents of equations
- t - effective wear resistance time (min)
- v_c - cutting speed (m/min)
- VB - width of wear on free face (mm)
- z - number of teeth
- α - free angle (degree)
- γ_a - axial cleaving angle (degree)
- γ_r - radial cleaving angle (degree)
- η - machine efficiency
- κ - setting angle (degree)

In the second step, the geometrical variables use changed and the cutting variables are constant:

$$t = H\gamma_a^{H_1}\gamma_r^{H_2}\kappa^{H_3}\alpha^{H_4}D^{H_5} \tag{2}$$

where:

$$\gamma_a, \gamma_r, \kappa, \alpha, D \neq \text{const. and } v_c, f_z, a_p, VB, B/D = \text{const.}$$

On the basis of the laboratory tests and computer supported evaluation of measurements the values of individual constants are determined; thus it is possible to anticipate the wear or the wear resistance time with selected characteristic variables. The researches have shown that other dependent variables need not be included in the equation (1) since they do not significantly influence the reliability degree.

5. Basic function areas of tool supply

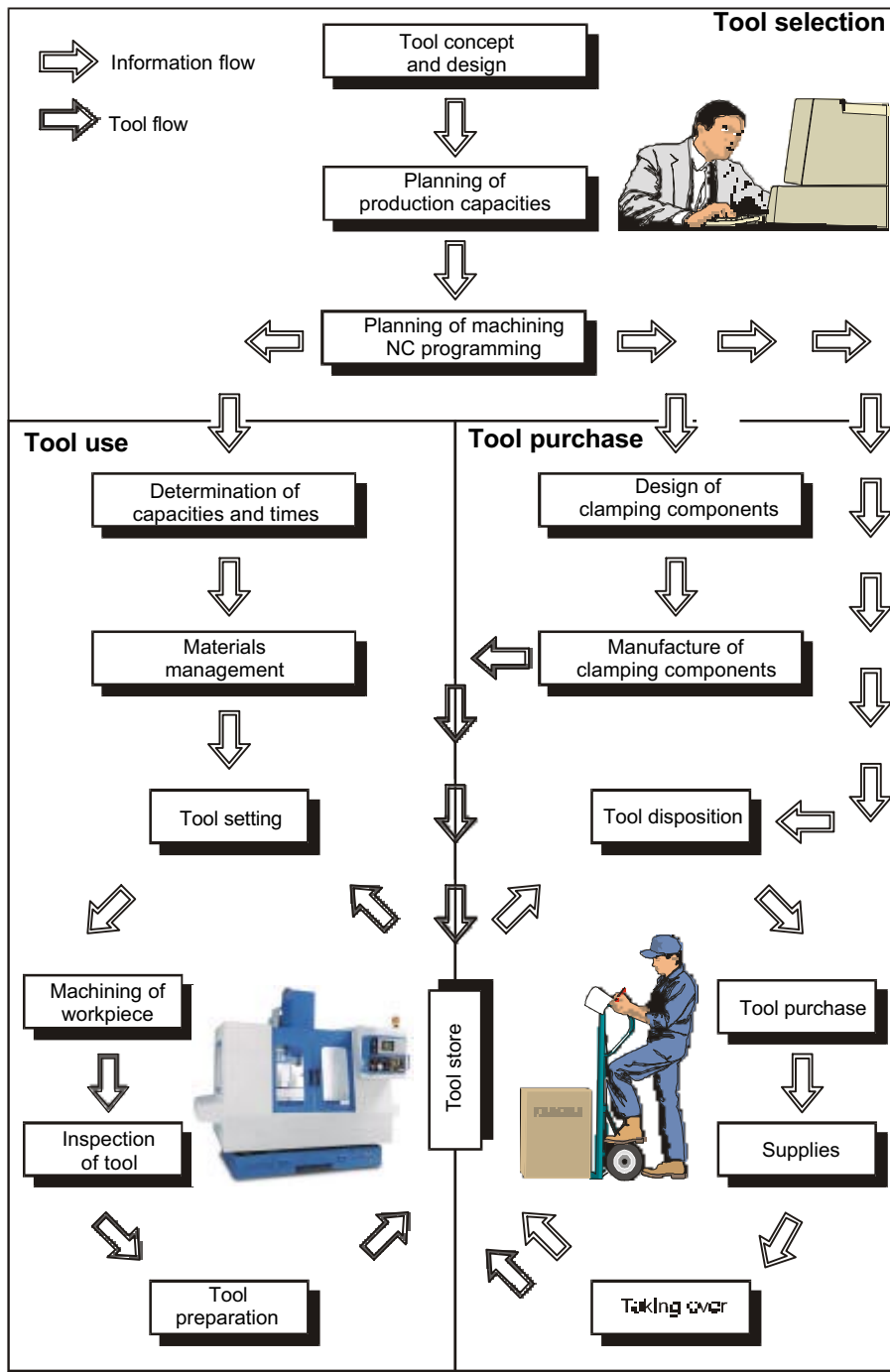


Figure 3. Function areas of tool supply in FMS

When trying to reach the target that the tools must fulfill their function i.e. cutting, it is necessary to follow up the entire quantity of tools. In our practical example we undertook the distribution for three main function areas: selection, purchase and use of tools Fig. (3). The selection of tools must be defined in the work process of simultaneous engineering. Many problems can be removed in time.

In particular it is important to have as few specially designed tools as possible, since they are very expensive, and as many standard tools as possible. Defining of production capacities and planning of machining by NC technologies follow (Balic et al, 1997). During the first phases of the project the stresses between designers and technologists occurred. But the further work and, in particular the time and technical savings motivated the members of the team for joint work. The area of the tool purchase is very important. It must be determined whether the tools are already available or new tools must be bought. Because of inadequate supervision and following up of the individual tools it happened frequently that the tools identical to the ones in warehouse were bought.

In the area of the disposition of tools we worked out accurately the planning of needs according to the type, quantity and time. The planning documentation are the production documents, therefore it can be claimed that this is a part of production preparation. We worked out very accurately the function areas of the tool use. Tool setting and maintenance assure the basic tool functions. By means of the modern machine for tool setting the basic parameters of coordinates serving for further programming are defined.

In the frame of production itself it is necessary to define also the adequate transport system allowing the space overriding from the tool warehouse to the point of the tool use. The basic assumption is the economy, it means that the machine must not wait for the tool and that the machine standstills are accurately defined and minimized.

6. Information transfer of tool data base

As shown in Fig. (4) we defined three main areas of the tool data base (Cus et al, 1999). If is particularly necessary to know accurately the tool bidders. If we do not keep pace with the development of materials, with new geometries, with different possibilities of modular designs we as the user are in a subordinate position and we often have to pay a high price for lack of knowledge. As the user of the tool we can in the simultaneous engineering system reach numerous economical savings. In the analysis performed the technologists and the designers were surprised at the results. The question arose why that could not be carried out in the hitherto practice. Of course, it is very important that the data available be tested and processed at "neutral places". Inside the company a group can be organized that executes this credibly or this is left to an outside contractor, in our case to the University Institute. Otherwise it can happen, as found out in our researches, that one of the responsible technologists in the company is "bribed" by the maker. The company purchased at a large scale, the tools were of bad quality and the supply was monopolized. The simultaneous engineering principle changed that completely.

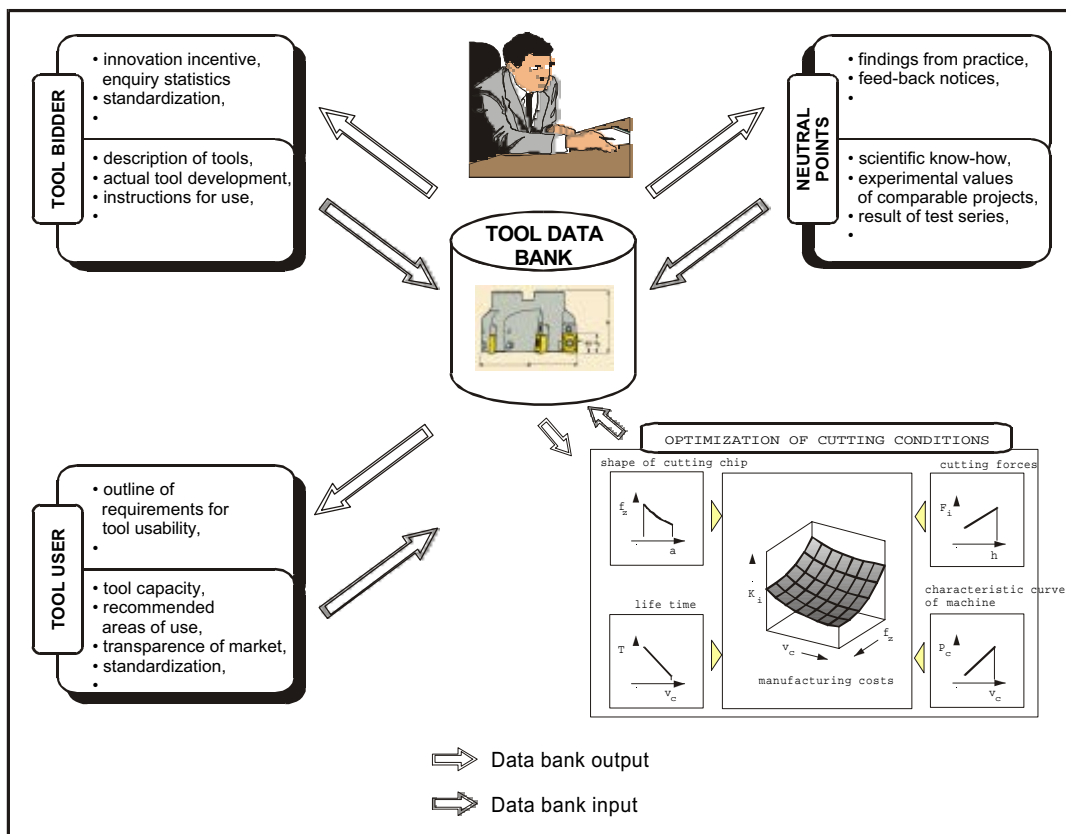


Figure 4. Information transfer of tool data base in FMS.

7. Tool and workpiece flow in production process

The term “virtual factory” is no more only the subject of discussions in science and industry but it has become reality for reduction of costs, saving of time, increase of quality and flexibility. It is a fact that there is no production without tools (Milfelner et al, 2000). Today the tool and workpiece flow in production can be simulated by modern information supports.

The “virtual products” can be followed up throughout production up to the final product. At any point of the process they can be simulated in suitable shape and can be logistically followed up. It is also possible to follow up the entire tool flow in the production process.

The required quantities can be found out, the logistical support for new and used up tools determined and all details for optimal production defined. This is an excellent support of the S. E. system, in particular, when it is necessary to switch over from virtual production to the real product.

In modern flexible systems it is possible to work out several alternatives for production, to select the best alternative or even to combine several alternatives for the optimal solution.

8. Determination of characteristics of production

When dealing with concrete problems we came to know that the tool management must be a part of the simultaneous engineering process.

All hitherto work carried out in the technology departments without the cooperation of designers and inversely proved to be unfavorable with respect to costs and time. During our work in the company we started from basic principles shown in Fig. (5).

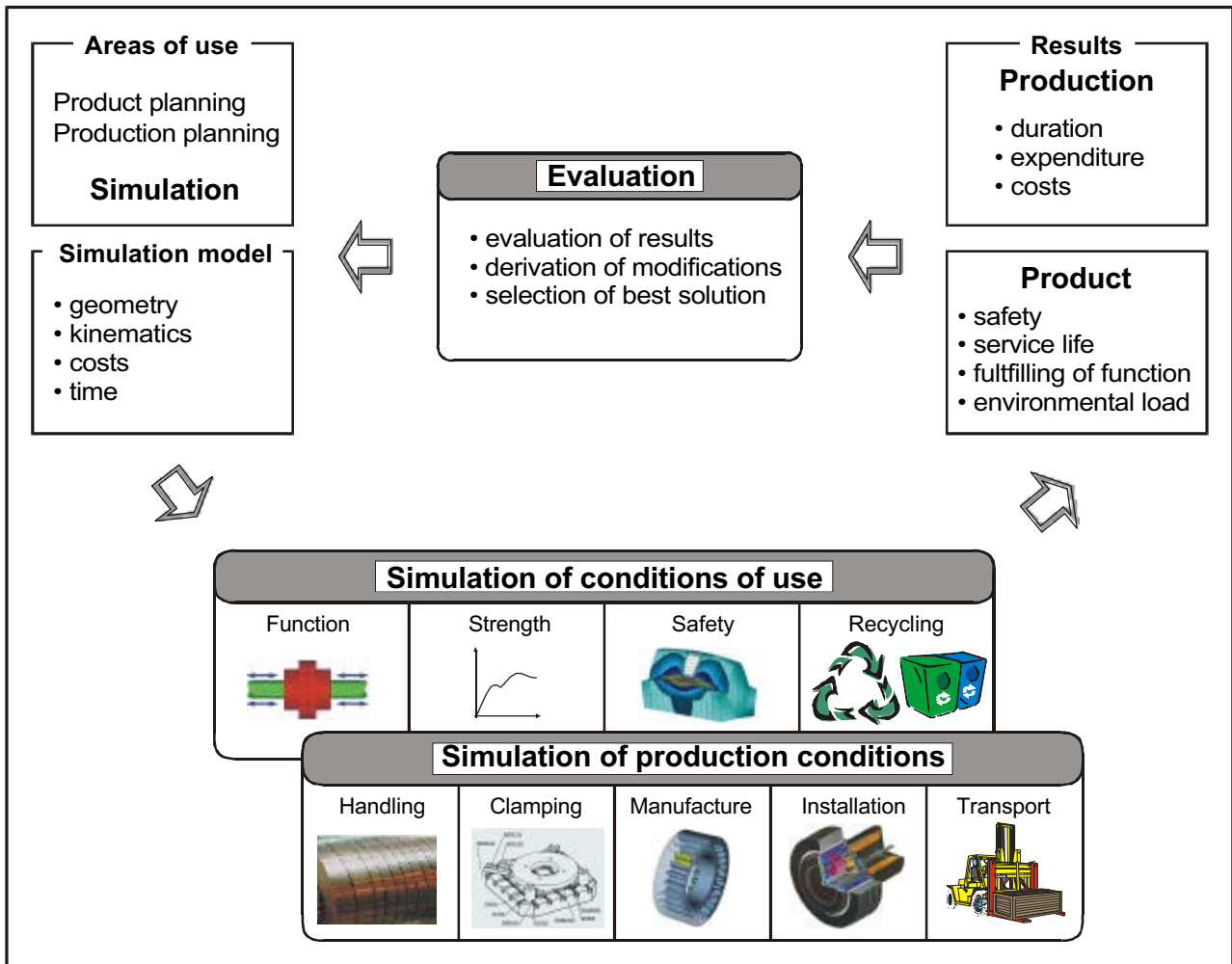


Figure 5. Possibilities of use of simulation methods

To all responsible persons and individual departments we presented precisely the advantages of simulations ensured by modern information technologies. Such an overall approach enabled the company management and employees to change completely the philosophy of work. They became a modern competitive company included in the European automobile industry.

The incentive issuing from the area of optimization of cutting conditions and organization of the tool management attracted also the other areas in the company.

9. Optimization procedures for virtual and real products

In the product design process various aims are pursued: high quality, high physical requirements, small consumption of materials and low costs, (Paurbabai et al., 1995). Simultaneous optimization procedures shows diagrammatically the principle of the pursuit of largest and other parameters required for optimization of procedures. In the S. E. system the optimization parameters are known: these are the minimum costs and the maximum productivity.

In the numerical calculations of the product it is important to make simulation calculations because of loadings occurring as a result of clamping and cutting process. Frequently the maximum cutting forces cause the workpiece deformation.

In practice this was tested many times and it was found that bevel quality of the product is the result of deformations in machining. By suitable corrections and modifications of clamping the specified tolerances were reached. Also the modern cutter materials assure high cutting speeds where high loadings occur and in particular, the old machines are too little rigid for such good cutter materials.

The synergic effect of the S. E. system assures great reductions in all areas

We reached excellent results on an example of a pilot project of the tool shop making modern tools for cutting plate components for the automobile industry. The costs of the individual parts were reduced for 42 %, the assembly times shortened for 67 %, the product performance was improved the assembly automated and the design efficiency increased for 20 % etc.

10. Conclusion

Determination of optimal cutting conditions and tool flow is very important from the point of new of managing. But this is only one segment of processes in production which must not be dealt with partially. The simultaneous engineering method ensures parallel time progress of the product and processes.

In our researches and concrete solving of problems we obtained excellent results which re-oriented the hitherto concept of production completely into the cost and time competitive areas. May be this is not important for industrialized environments. But in our environment this represents a change of the entire philosophy of the company and entering into modern industrial associations. For our research work this is confirmation in practice and satisfaction that small steps move large system.

11. References

- Balic, J. and Cus, F., 1996, "Simultaneous engineering for die-mold industry ; a practical approach", Flexible automation and intelligent manufacturing, New York, Begell House, pp. 285-294.
- Balic, J., Pahole, I. and Cus, F., 1997, "Optimization of intelligent FMS using data flow matrix method", The 14th International conference on production research, Osaka, Institute of Technology, pp. 984-987.
- Cus, F. and Balic, J., 1997, "Process orientierte Reorganisation der Werkzeugverwaltung", GEP, Budapest, Vol.40, No.12, pp. 28-33.
- Cus, F. and Kopac, J., 1998, "Inclusion of geometrical shape of cutter into optimization of milling process", Metall, Berlin, Vol.52, No. 10/11, pp. 602-610.
- Cus, F., Sokovic, M., Kopac, J. and Balic, J., 1999, "Model of complex optimization of cutting conditions", Journal of materials processing technology, Vol.64, No.1/3, pp. 41-52.
- Milfelner, M., Cus, F. and Balic, J., 2000, "System for data recording during cutting process", 16th IMEKO 2000 proceedings, Vienna, Vol. 6, pp. 239-242.
- Milfelner, M. and Cus, F., 2000, "Analytical system for milling simulation", Proceeding of the tenth International conference on tools, ICT-2000, Miskolc, Hungary, Faculty of mechanical engineering, pp. 217-221.
- Nnaji, S., 1988, "A framework for a rule-based expert fixturing system for face planar surfaces on a CAD system using flexible fixtures", J. Mfg System, 7(3), pp. 193-207.
- Paurbabai, B., 1995, "Loading Strategies for a Class of Just-in-Time Manufacturing System", International Journal of Advanced Manufacturing Technology, pp. 64-51.
- Reinhart, G., 1997, "Fertigen Wir morgen im Cyberspace", Fertigung, pp. 82-84.
- Schulz, H. and Cus, F., 1988, "Postopek frezanja z velikimi rezalnimi hitrostmi", Stroj. vestn., No. 4/6, pp. 44-48.
- Zuperl, U., 2000, "Development of systems for computer-aided design of modular fixtures", Proceedings of the 11th International DAAAM symposium, Opatija, pp. 505-506.

ON THE SURFACE INTEGRITY OF CuBe C17200 ALLOY AFTER DIE-SINKING ELECTRICAL DISCHARGE MACHINING

Fritz Klocke

WZL-RWTH - Laboratorium für Werkzeugmaschinen und Betriebslehre der Rheinisch-Westfälischen Technischen Hochschule, Aachen - Germany

Walter L. Weingaertner

Universidade Federal de Santa Catarina - UFSC, Departamento de Engenharia Mecânica, EMC-LMP
wlw@emc.ufsc.br

Fred L. Amorim

Pontifícia Universidade Católica do Paraná - PUCPR, Curso de Engenharia Mecânica, Laboratório de Usinagem
Universidade Federal de Santa Catarina - UFSC, CPGEM
famorim@rla01.pucpr.br

Abstract. High-strength copper alloys are used as materials for injection molding tools or as cores and inserts in steel molds because of their high thermal conductivity, corrosion and wear resistance. There is little technological knowledge on the Electrical Discharge Machining (EDM) of copper beryllium C17200 alloy (ASTM). In order to study aspects of surface integrity such as the depth of the resolidified layer, surface texture, hardness and heat affected zone (HAZ), cross-sectional micrographic and hardness examinations were carried out on workpieces after roughing and finishing EDMachining using copper electrodes. It was observed that the depth of the resolidified layer increases with the rising of discharge current and pulse duration, ranging in average from 5 μm in finishing regimes up to 70 μm for roughing ones. Although it cannot be seen by optical microscopy, the presence of a heat affected zone (HAZ) below the recast layer is evident because the cross-section hardness increases gradually with the depth. Scanning electron microscope (SEM) examinations revealed that the sizes of the superficial craters as well as the surface roughness also increase with the rising of discharge current and pulse duration. No microcracks or pores were observed across the recast layer and through the HAZ.

Key words: Die-sinking EDM, Copper-beryllium alloys, Surface Integrity.

1. Introduction

Nowadays the utilization of new materials for both injection and blow molds, such as high-strength aluminum alloys and copper-based alloys, represents potential sources for cost reduction of the process. Although in the case of copper alloys the purchase price is about a tenfold higher than that of the traditional steels, the overall cost-effectiveness of the process is increased because the number of possible shots is tripled, as remarked in Klocke (1998).

Engelman & Dealey (2000) report that especially the alloys C17200, C17510 and C18000 (ASTM) have been recognized as excellent materials for both large and small injection molding tools or as cores and inserts in steel moulds. The high thermal conductivity of those alloys, normally three to four times higher than that of steel, ensures not only a reduction of the cooling phase of the molding process, but also promotes a better workpiece dimensional control with less tolerance deviation and less warpage, fewer molded-in stresses and a reduced incidence of sink marks. Molders are reporting between 20 and 50 % reductions in the cooling portion of the molding cycle. Additional advantages of these alloys also include both a good wear and corrosion resistance against many plastic resins normally used in molding industry, which is the case of the superior corrosion resistance noticed in blow molds against the resin of polyvinyl chloride, for example.

The Electrical Discharge Machining (EDM) is one of the major manufacturing processes widely applied in die and mold making industry to generate deep and three-dimensional complex cavities in many different classes of materials in roughing and finishing operations. As explained by Van Dijk et al (1974) and according to others researchers (Crookall & Khor 1974; Dibitonto et al, 1989 and König & Klocke, 1997), the material removal in Electrical Discharge Machining is associated with the erosive effect produced when spacially and discrete discharges occur between two electrical conductive materials. Sparks of short duration, ranging from 0,1 to 2000 μs , are generated in a liquid dielectric gap separating tool and workpiece electrodes. The electrical energy released by the generator creates a high-energy plasma channel, surrounded by a vapor bubble, which melts a small quantity of material of both electrodes by conduction heat transfer. Subsequently, at the end of the pulse duration (t_i), the melted pool is removed by forces which can be of electric, hydrodynamic and thermodynamic nature.

In Figure 1, adapted from König & Klocke (1997), are schematically presented the phases of a discharge in EDM. The pulse duration is defined as being the duration (t_i) of the voltage pulses supplied to the working gap. The pulse

interval time (t_o) is the time between two successive voltage pulses and the duty factor ($\tau = t_i/t_p$) is the ratio between pulse duration (t_i) and the pulse cycle (t_p).

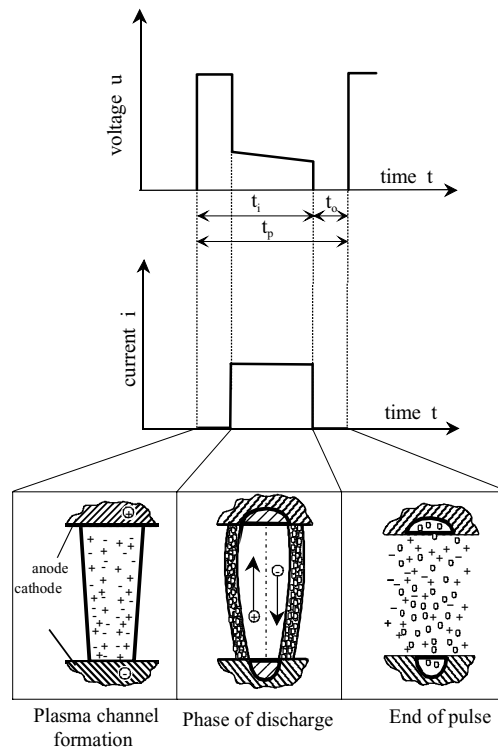


Figure 1. Phases of a discharge in EDM.

The process of material removal in EDM is then primarily based on a thermal principle, which directly influences the chemical and physical properties of the superficial zones of the material, and consequently have important effects on the functionality of workpieces. Both plastic injection and blow molds are generally characterized by being exposed to chemical and abrasive wear during the molding cycle. In this work cross-sectional optical micrographs and scanning electron microscopy examinations as well as surface roughness and hardness measurements were carried out on workpieces after machining in order to study some aspects of surface integrity, such as the depth of the recast layer, surface texture, hardness and heat affected zone (HAZ). The main purpose was to observe whether would exist or not significant differences between CuBe alloy and steel concerning the superficial formation of the part after EDM and the existence of microcracks and pores across the recast layer.

The basic constituents of the CuBe C17200 alloy are the following: 1,6 to 2,0 % Be, Co+Ni 0,3 % and the balance Cu of 98 %. According to Reed-Hill (1994) the high-strength of a polyphase CuBe alloy is obtained by age hardening or precipitation hardening of a beryllium alloy. The age hardening results from the precipitation of an intermetallic compound γ with the composition CuBe from a supersaturated solid solution of copper. Normally in industrial practices the material is heated to 800 °C in order to obtain a single-phase α solid solution. After being quenched to room temperature to obtain a supersaturated α solid solution, the precipitation or age hardening treatment is carried out approximately for one hour or more at a temperature between 200 and 460 °C. Some mechanical and physical properties of the high hardness CuBe alloy used in this work are presented in Tab. (1).

Table 1. Physical and mechanical properties of CuBe C17200 alloy.

| Temperature [°C] | 20 | 300 |
|---------------------------------------|-------|-------|
| Thermal Conductivity [W/m°C] | 105 | 145 |
| Density [kg/m ³] | 8 350 | 8 220 |
| Tensile Strength [N/mm ²] | 1 277 | - |
| Hardness Rockwell C [HR] | 40 | - |

According to Stonehouse (1986) the only potential problem when manipulating the element beryllium is the inhalation of excessive amounts of respirable beryllium, which means particles with a size smaller than 10 μm . Furthermore, he also remarks that physiological reaction to beryllium exposures appear to be a matter of individual

susceptibility, and that the majority of people apparently do not seem to react adversely to exposures at any level. According to ACGIH (1995), the recommendation is that any machining process should be accomplished under a wet environment to control beryllium particulate at source. The sinking EDMachining is executed with the two electrodes submerged in a dielectric media with an exhaust system installed at the machine, which reduces or even avoid the possibility of the presence of airborne beryllium.

2. Experimental Procedure

The Electrical Discharge Machining (EDM) experiments were conducted at the Institute of Machine Tools and Production Engineering at Aachen University of Technology, Germany. A DECKEL DE-10 CNC machine equipped with an isofrequent generator, which means that the pulse duration (t_i) is set constant, was used to perform the tests. The workpieces were square specimens 20 mm wide and 5 mm thick with a roughness (R_a) of 2 μm on the surface to be machined. Electrolytic copper cylindrical bars with a diameter of 15 mm were mounted axially in line with workpieces and used as tool electrodes at positive polarity. Lateral flushing with a pressure of 0,15 bar, which was able to keep a stable process, was applied using the hydrocarbon OEL-HELD IME 82 (viscosity at 20 $^{\circ}\text{C}$ = 3,0 cSt) as the dielectric fluid. The open circuit voltage of 220 V maintained a good stability of the process, and was established after pre-tests with $u_i = 120$ and 160 V. The average machining time was 20 minutes.

Due to the high thermal conductivity of copper beryllium C17200 alloy compared to steel, the adequate Sinking EDMachining settings are not the same for those two materials as reported in the work of Guha et al (1995). In Tab. (2) are shown the settings for roughing and finishing regimes used in this work. These settings represent the most adequate parameters for Die-Sinking EDM of CuBe C17200 alloy in terms of material removal rate (V_w) and surface roughness (R_a) and were established after various technological tests, as presented in Klocke et al (2001). The maximum V_w achieved for roughing was about 60 mm^3/min and the best average roughness of $R_a = 1,0 \mu\text{m}$ for the finishing machining. With these settings is possible to keep a stable machining process regarding aspects such as a proper dispersion of discharges along the area of the electrodes, an uniform tool electrode wear, a good de-ionization of the dielectric and an adequate flushing of debris, so that any excessive adhesion of particles from the workpiece or dielectric byproducts be observed on the bottom of the tool electrode.

Table 2. EDMachining settings for roughing and finishing regimes.

| Regime | Discharge current (i_c) - [A] | Pulse duration (t_i) - [μs] | Pulse interval time (t_o) - [μs] | Duty factor (τ) |
|-----------|--------------------------------------|---|--|---------------------------|
| Roughing | 64 | 300 | 300 | 0,5 |
| Finishing | 4 | 30 | 30 | 0,5 |

At the first step, the electrical discharge machined surfaces of the samples were cleaned with acetone and analyzed using scanning electron microscope (SEM) in order to observe the aspects of the craters. SEM micrographs were also taken for debris to check the form of the particles. At the sequence, the workpieces were cut through the half and mounted on bakelite for the micro-examination of the transverse section. This mounting prevented the rounding of the edge during polishing of the workpieces. After embedded in epoxy and polished, the samples were etched with ammonium persulfate/ammonium hydroxide and micrographic examinations were performed with optical microscopy technique in order to examine the depth of the resolidified layer, the heat affect zone (HAZ) and the existence and distribution of micro cracks and pores across them. Micro hardness (HV) measurements were also carried out to investigate the thermal effects of EDM on C17200 alloy.

3. Results and Discussions

Figure (2) shows a typical cross-section view of the surface and near-surface formation of a steel workpiece after an EDMachining operation in Hydrocarbon dielectric. According to Jutzler (1982) and Stevens (1998) normally two different zones are identified at the cross-section of steel material after EDM. These zones present different physical, chemical and microstructural characteristics than the base material, and consequently have influence on the surface quality of the workpiece. The upper one, also known as white layer because its etching is very difficult, is a small zone of molten and resolidified material which appears at the surface. This zone often shows a high hardness and a good corrosion and wear resistance due to interaction with dielectric byproducts and particles from the tool electrode. It is also observed in the white layer the presence of pores and a lot of microcracks, specially for roughing regimes. For steel, the microcraks normally stop at the boundary between the white layer and the second zone (HAZ). The second zone, which has not been molten but consists of many different layers not easily distinguished, is the heat affected zone (HAZ) situated right below the white layer. The layers of the HAZ may also present changes in its microstructure and chemical composition caused by diffusion processes. The heat generated during the EDM process is responsible for these effects.

In steel, is normally noticed under the white layer the presence of a hardened layer followed in some cases by a softened layer. Finally, is the matrix material which did not suffer any thermal effect caused by the EDM process. The residual stress zone extends from the surface to the matrix material and is caused by the high temperature gradients during the cooling stage subsequent to a discharge.

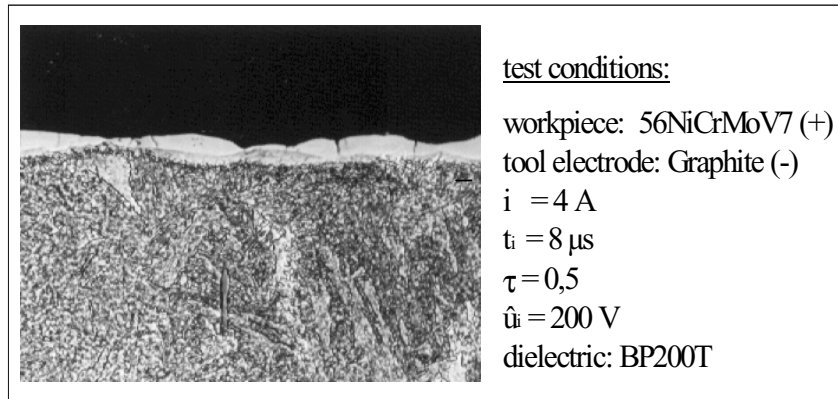


Figure 2. Typical transverse section after EDM of a 56NiCrMoV7 sample (Klocke & Karden,1999).

Figure (3) shows transverse sections of CuBe C17200 alloy after EDM with copper tool electrodes at positive polarity for roughing and finishing regimes. It is seen from Fig. (3) the existence of a dark colored recast layer on the surface of the workpiece, similar to the behavior of EDMed steel workpiece as depicted above in Fig. (2). This layer is caused by part of the material that was melted during the discharge and after the breakdown of the discharge current has rapidly resolidified in the crater and on the surroundings instead of being flushed away by the dielectric. No microcracks or pores are observed across the recast layer of C17200 alloy for both regimes.

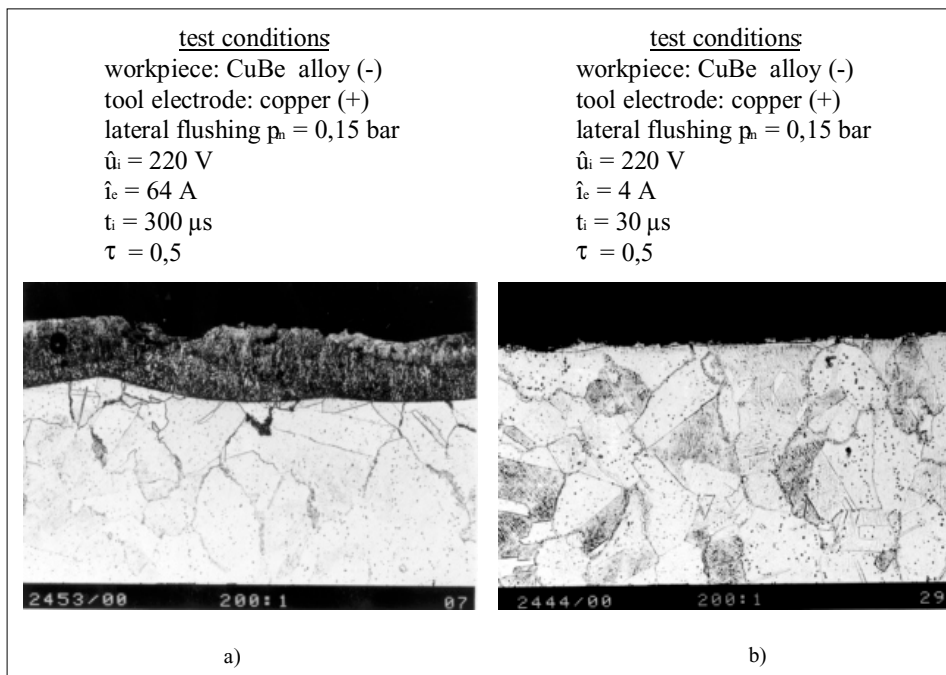


Figure 3. Transverse section of CuBe samples after EDM in roughing (a) and finishing (b) regimes.

The depth of the recast layer was investigated by micro hardness measurements from 10 μm up to 220 μm below the surface for roughing regime and up to 60 μm for finishing regime, as presented in Tab (3). It is observed that the recast layer for finishing regime has a hardness of 212 HV compared to the average 489 HV encountered on the matrix material. For roughing regime the hardness measurements showed average values of 225 HV for the recast layer and 489 HV for the matrix material. In the case of steel workpieces the high hardness of the white layer is mainly due to the carbon released from the hydrocarbon dielectric that forms iron carbides (cementite) in the white layer, as reported by Stevens (1998).

From the analysis of micrographs in Fig. (3) along with its association with the values of Tab. (3), it is observed that the depth of the recast layer reaches about 70 μm for roughing settings and for finishing settings the average depth is 5

μm , which is almost immeasurable in the micrographs due to the low discharge current applied in finishing regime. This fact emphasizes the expected relationship that increasing discharge current increases the depth of the recast layer, as also normally occurs in the case of steel workpieces. Although a HAZ between the recast layer and the matrix material cannot be visually observed, its existence is evident because the hardness increases gradually through the depth of the transverse section, as shown in Tab.(3). For finishing regimes is clearly seen from Tab. (3) a high augment in hardness between the interval 15 to 60 μm , which may be characterized as being the heat affected zone (HAZ).The superior and inferior limits of the interval are therefore the probable boundaries of the HAZ with the recast layer and matrix material. For roughing regime an expressive increase in hardness begins at about 110 μm and increasing gradually up to 220 μm , which is likely to be the HAZ. It can also be noted that higher is the discharge current more profound is the heat affected zone.

Table 3. Hardness measurement across the transverse section of CuBe in roughing in finishing regimes.

| Depth of Hardness Measurement [μm] | Hardness [HV] | |
|---|---------------|----------|
| | Finishing | Roughing |
| 10 | 212 | 205 |
| 15 | 394 | 216 |
| 20 | 487 | 236 |
| 30 | 481 | 228 |
| 60 | 497 | 241 |
| 110 | - | 338 |
| 130 | - | 412 |
| 150 | - | 459 |
| 220 | - | 489 |

As represented before in Fig.(1), at the end of the pulse duration (t_i), an interval time (t_o) is established in order to de-ionize the dielectric and flush away the material that has been melted during the time the plasma channel is sustained. As described by Dibitonto et all (1989), during this period a violent collapse of the plasma channel and the vapor bubble occurs, subsequently causing the superheated molten liquid pool on the surface of both electrodes to be ejected into the liquid dielectric.

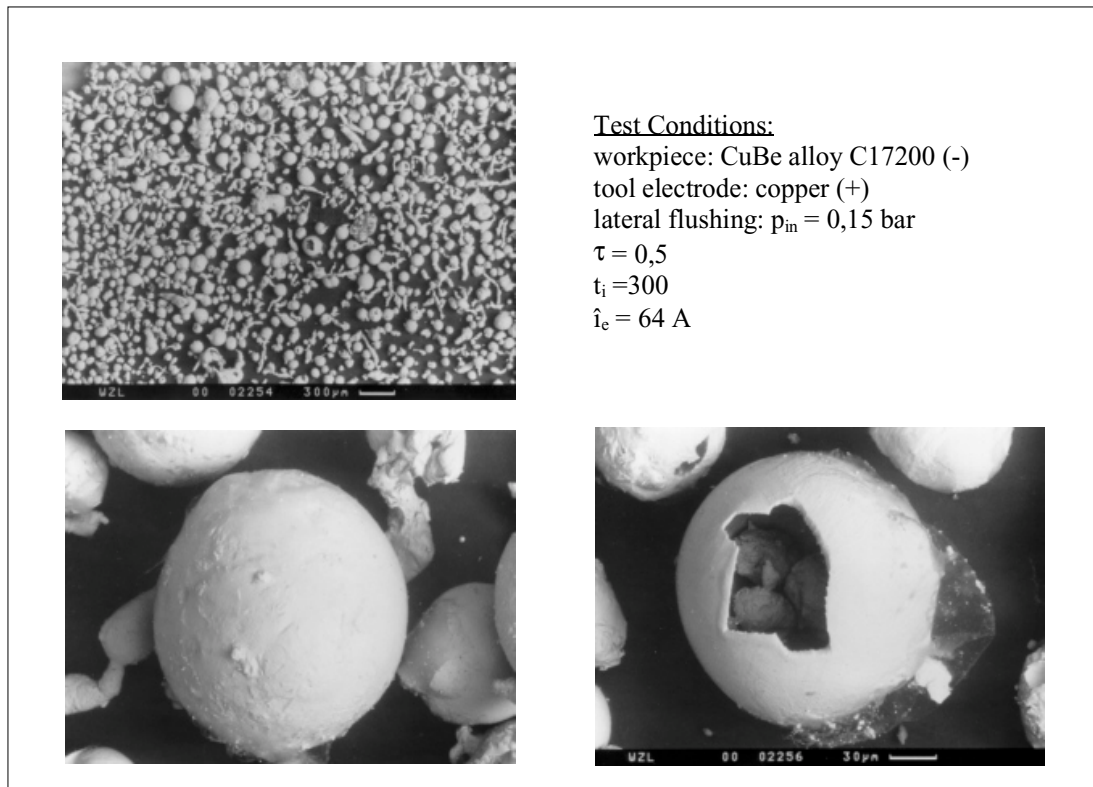


Figure 4. Debris particles of CuBe alloy collected from dielectric.

Lhiaubet & Meyer (1981) explains that the expelled material from the electrodes can be sorted in two basic categories. The first one are solid spheroids, resulted from the removal of liquid metal, possibly followed by a

coalescence phenomenon. The second category are hollow spheroids credited to be formed from the material expelled in a vapor phase, forming a bubble in the cool dielectric and because the rapid condensation takes the geometry of the bubble. The SEM micrographs in Fig. (4) show the form of the debris particles resulted from the EDMachining of CuBe samples. It is clearly seen from the left side of Fig. (4) that the majority of particles are spheroids of different sizes and some particles exhibit a wide variety of geometries and sizes. The phenomenon of coalescence of small droplets may in part explain the formation of the biggest spheroids as well as the random geometry debris particles. The down-right side of Fig (4) depicts an amplified SEM micrograph of a hollow spheroid

As depicted by the SEM images in Fig. (5), the increase of surface roughness, which means that larger and deeper craters are produced on the surface of the part, is directly related to the increase in discharge current and pulse duration. The thermal nature of the material removal process in EDM is also evidenced by the superimposed craters. The best results for the average roughness (R_a) of C17200 alloy, ranging from 1,0 to 2,6 μm , are achieved for $i_e = 4, 8$ and 15 A when $t_i = 30 \mu\text{s}$.

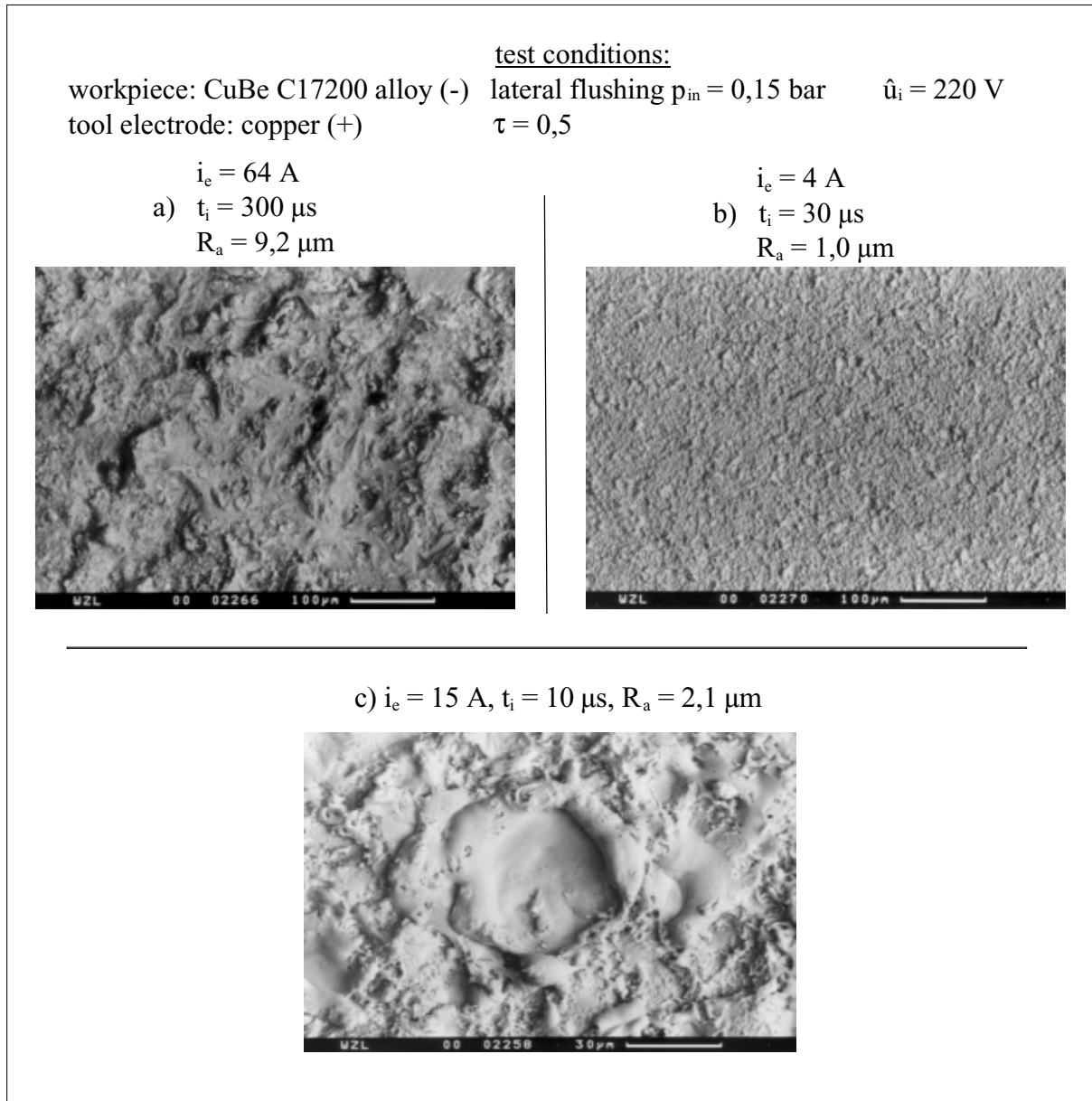


Figure 5. SEM images of typical EDM surface of CuBe C17200.

4. Conclusions

From the experiments carried out in this study the following conclusions may be drawn:

- a) The transverse section of EDMed CuBe alloy consists of a recast layer and a heat affected zone (HAZ).
- b) The depth of the recast layer and the heat affected zone increases with rising the discharge energy and the pulse duration. The recast layer showed an average depth of 5 μm in finishing regime and 70 μm for roughing regime.
- c) The presence of a HAZ, although it cannot be seen under optical microscope, is evidenced by the gradual increase in hardness through the transverse section of the samples.
- d) No micro cracks or pores are observed across the recast layer and thorough the HAZ.
- e) The surface roughness also increase with both discharge current and pulse duration.
- f) Hardness measurements showed that the recast layer is softer than the matrix material, presenting a hardness of 212 HV compared to 489 HV encountered on the matrix material.

References

- ACGIH, American Conference of Governmental Industrial Hygienists, 1995, "Industrial ventilation: a manual of recommended practice", 22nd edition, USA.
- Crookall, J.R., Khor, b.C., 1974, "Electro-discharge surfaces", Proceedings of the Fifteenth International Machine Tool Design and Research Conference, September 18-20, England, Vol.1, pp. 373-384.
- Dibitonto, D.D., Eubank, P. T., Mukunk, R. P., Barrufet, M.A., 1989, "Theoretical models of the electrical discharge machining process I: a simple cathode erosion model", Journal of Applied Physics, Vol. 66, No. 9, pp. 4095-4103.
- Engellman, P., Deadey, B., 2000, "Maximizing performance using copper alloys", Modern Mold & Tooling, Vol. 2, No. 2, pp. 39-42.
- Guha, A., Smyers, S., Rajurkar, K. P., Garimella, P.S., Konda, R., 1995, Optimal parameters in electrical discharge machining of copper beryllium alloys, Proceedings of the International Symposium for Electromachining, Switzerland, vol. 1 pp. 217-224.
- Jutzler, W-I., 1982, "Funkenerosives senken - verfahrenseinflüsse auf die oberflächenbeschaffenheit und die festigkeit des werkstücks", doktor-ingenieurs dissertation, Fakultät für Maschinenwesen der Rheinisch-Westfälischen Technischen Hochschule Aachen, Deutschland.
- Klocke, F., 1998, "The process sequence in tool and diemaking", Proceedings of the International Symposium for Electromachining, May 11-13, Germany, Vol. 1, pp. 65-97.
- Klocke, F., Karden, A., 1999, "Material characteristics after cavity sinking by EDM", Production Engineering, Vol.VI/2, pp.35-38.
- Klocke, F., Weingaertner, W.L. and Amorim, F.L., 2001 "Aspectos de Usinabilidade da Liga CuBe C17200 submetida ao Ensaio de Eletroerosão por Penetração" 1^o COBEF- Congresso Brasileiro de Engenharia de Fabricação, Curitiba.
- König, W., Klocke, F., 1997, Fertigungsverfahren - 3: Abtragen und Generieren, Springer, Berlin.
- Lhiaubet, C., Meyer, R. M., 1981 " Method of Indirect Determination of the Anodic and Cathodic Voltage Drops for Short High-Current Electric Discharges in a Dielectric Liquid" Journal of Applied Physics, Vol.52, No.6, pp. 3929-3934.
- Reed-Hill, R.E., 1994, "Physical metallurgy Principles", 3rd. editions, PWS Publishing Company, USA.
- Stevens, L. 1998, "Improvement of surface quality in die-sinking EDM", doctoral thesis, Department of Mechanical Engineering, K.U. Leuven, Belgium.
- Stonehouse, A. J., 1986, "Physics and chemistry of beryllium", J. Vac. Sci. Technol., vol. 4, n.3, pp. 1163-1170.
- Van Dijck, F., Crookal, J.R., Heuvelman, C. J., Snoyes, R. 1974, "Some Results of Physical Research in EDM", IV International Symposium for Electromachining, Vol.1, Bratislava, Poland, pp.68-85.

Construção de equipamento e verificação de mistura em leito fluidizado.

Palma, Geraldo Luiz

Universidade Estadual Paulista – Departamento de Engenharia Mecânica - Av. Luiz Edmundo C. Coube S/N – CEP 17033-360 – Bauru – SP – glpalma@bauru.unesp.br

Ronchi Junior, Augusto

Universidade Estadual Paulista – Departamento de Engenharia Mecânica - Av. Luiz Edmundo C. Coube S/N – CEP 17033-360 – Bauru – SP – ronchi@bauru.unesp.br

Losnak, Célio

Universidade Estadual Paulista – Departamento de Engenharia Mecânica - Av. Luiz Edmundo C. Coube S/N – CEP 17033-360 – Bauru – SP – losnak@bauru.unesp.br

Resumo. O objetivo do trabalho foi observar o desempenho do equipamento e acompanhar o processo de mistura de partículas em leito fluidizado, sendo necessário a construção de um equipamento com o mínimo de recursos para atender aos experimentos propostos. Características principais do equipamento: diâmetro interno de 196 mm, coluna com altura de 900 mm, compressor com 7,5CV, pressão máxima de 39 kPa e vazão máxima de 0,01m³/s. As pressões no leito e no medidor de vazão foram medidas com manômetros em “U”. O material particulado escolhido foi o cloreto de sódio e a areia, ambos de fácil obtenção e com características adequadas ao processo. O cloreto de sódio tem como desvantagem a fragilidade em relação ao atrito, o que não comprometeu os estudos nas velocidades utilizadas. Para a coleta das amostras uma sonda com três compartimentos, posicionados em alturas diferentes, foi usada para verificar a condição de mistura do leito. Os resultados mostraram-se muito bons para as maiores velocidades de fluidização devido à maior formação de bolhas no leito. A bancada possibilitou a realização dos experimentos que auxiliaram no conhecimento da fluidização sem grandes custos. Obviamente, para estudos mais avançados é necessário aprimorar o equipamento e a técnica de amostragem.

Palavras chaves: fluidização, segregação, mistura.

1. Introdução

Muitas atividades industriais incluem, nos seus processos de fabricação, a operação de mistura de partículas sólidas como parte fundamental de toda cadeia produtiva. Como principais exemplos dessas indústrias destacam-se as de metalurgia do pó, as farmacêuticas, as químicas e as de alimentos. Essa é uma operação que era tida como basicamente empírica uma vez que não se dispunha de conhecimentos suficientes das teorias do processo de mistura. Mesmo com todo o desenvolvimento nesse campo ainda é uma operação cercada de cuidados com relação à sua aplicação prática. Isso se deve ao grande número de variáveis envolvidas para obtenção de resultados adequados aos processos como um todo. As principais variáveis envolvidas são: a quantidade de partículas, o tamanho e forma das partículas, a densidade, a fragilidade com relação ao atrito, a umidade, a geração de cargas elétricas, entre outras. Outro item envolvido diretamente na mistura e tão importante quanto o anterior é o equipamento, pois dele depende grande parte do sucesso da operação, uma vez que, para cada tipo de sistema de partículas existem misturadores projetados especificamente para atingir uma determinada qualidade final.

Alguns equipamentos disponíveis mais recentemente para esse tipo de indústria, utilizam o processo de fluidização como forma de promover a mistura de sistemas de partículas desde que sejam adequados. Nesse equipamento o material particulado, colocado sobre uma placa perfurada ou porosa, é mantido em certo grau de suspensão por um escoamento ascendente de gás ou líquido. O movimento promovido pelo fluido faz com que as partículas mantenham um contato acentuado umas com as outras e se distribuam por todo o leito, favorecendo trocas de calor e mistura. O leito fluidizado possui vantagens e desvantagens, que precisam ser avaliadas para não prejudicar o processo de mistura e o equipamento. Como vantagens pode-se destacar a elevada taxa de mistura, desde que o sistema de partículas seja adequado ao equipamento e portanto pode-se diminuir o tamanho do equipamento, permitindo que a operação seja feita de maneira contínua, resultando em um melhor controle da atmosfera de fluidização. Como desvantagens pode-se mencionar o atrito entre partículas, dificuldade de sistemas com umidade alcançarem resultados satisfatórios do mesmo modo que sistemas com grandes diferenças de tamanho e densidade, mas esse tipo de afirmação ainda é objeto de estudos para que se possa dar uma resposta definitiva sobre o equipamento e o processo de mistura em leito fluidizado.

2. Revisão da literatura

O leito fluidizado é um processo já bastante conhecido e que teve seu desenvolvimento acentuado em anos mais recentes, se comparado à outros processos que colocam sistemas de partículas sólidas em contato.

Em Talmor & Benenati (1963) a circulação de sólidos já era reconhecida como a responsável pelas características

desse processo e foram relatados alguns dados em termos de conceitos qualitativos e de índices de mistura. Também foi considerado o uso do leito fluidizado gasoso para promover misturas de sólidos que diferem em tamanho e densidade.

Um modelo devido a Gibilaro & Rowe (1974) para a previsão de mistura em leito fluidizado consiste na divisão da fase sólida do leito em esteira e emulsão, conforme a fig. (1). Para esse modelo foram definidos quatro parâmetros: taxa constante de dispersão axial (T_{DA}); taxa de segregação constante na fase de emulsão (T_{SE}); taxa de circulação em ambas as fases (T_{CI}) ascendente nas esteiras e descendentes no topo; taxa de intercâmbio constante entre as fases (T_{IN}).

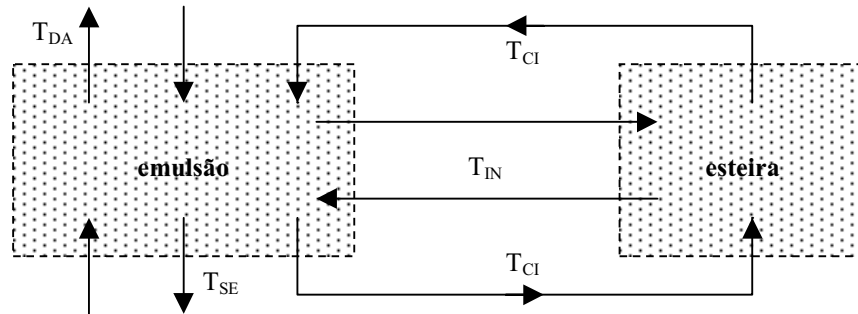


Figura 1 – Representação do modelo de Gibilaro-Rowe.

Tanimoto et all (1981) observaram que a segregação ocorre na direção vertical, principalmente quando existem diferenças razoáveis na densidade e no tamanho das partículas. Durante a operação do leito, a comprovação da ocorrência de mistura ou segregação pode ser feita através do exame do perfil vertical de concentrações dos componentes. Concordaram também que a taxa de mistura ou segregação é determinada pelo movimento das bolhas que atravessam o leito, e que o processo padrão, em condições de regime de equilíbrio, é o resultado da competição entre esses dois mecanismos.

Naimer et all (1982) observaram que o movimento das partículas é promovido pelas bolhas e que um sistema fluidizado deve ser mantido em condições de operação que favoreçam mistura ou segregação adequadas, dependendo da utilização, pois a competição entre os dois mecanismos leva a uma diferença de composição ao longo da altura do leito. A explicação para esse mecanismo é que ao cruzarem o leito as bolhas carregam partículas da região inferior para a região superior e a segregação ocorre pelo movimento descendente das partículas mais densas ou maiores ao longo das trajetórias perturbadas atrás das bolhas.

Estudando os mecanismos de segregação e mistura em leitos bidimensionais e tridimensionais, Rice & Brainovich (1986) relataram a competição entre os dois fenômenos, indicando que a predominância de um ou outro depende do estado inicial. O principal mecanismo de mistura, dependente do excesso de gás, é o transporte das partículas menos fluidizáveis nas esteiras das bolhas e a segregação corresponde ao movimento de descida dessas mesmas partículas na fase de emulsão, após a passagem das bolhas. Observaram ainda que inúmeros experimentos confirmam que o leito fluidizado promove uma rápida mistura desde que as partículas sejam semelhantes em tamanho e densidade, além disso, mostraram que a segregação é afetada pelas velocidades superficial e de mínima fluidização. A segregação também está relacionada ao comportamento das bolhas pois a força de arrasto do agente de fluidização em velocidades moderadas pode suspender as partículas mais fluidizáveis mas não as outras. Portanto quando as bolhas passam pelo leito as partículas menos fluidizáveis têm a oportunidade de movimento descendente pela simples queda através da bolha, através da nuvem ao redor das bolhas ou de vazios formados, atrás das mesmas, pelo deslocamento de partículas. Outra informação do estudo é que a mistura lateral é resultado do intercâmbio entre as esteiras e a fase de emulsão, ou seja, resulta do deslocamento pela ascensão das bolhas e posterior espalhamento na superfície após o colapso das mesmas.

Beeckmans & Stahl (1987) trabalharam com dois arranjos iniciais de leito, um completamente segregado e outro misturado. Em vez do usual, consideraram partículas menos fluidizáveis como aquelas que estão presentes em uma concentração acima da média na parte mais baixa do leito no estado de equilíbrio e as mais fluidizáveis como aquelas presentes na parte superior do leito numa concentração acima da média. Chamaram a atenção para o fato de que o movimento descendente relativo das partículas menos fluidizáveis não deve ser confundido com o movimento de descida da fase de emulsão como um todo, o que é exigido para contrabalançar o movimento ascendente das esteiras das bolhas.

Garcia - Ochoa et all (1989) estudaram a mistura e a segregação na fluidização de partículas de tamanhos relativamente grandes com densidades diferentes medindo os perfis de concentrações e vazios ao longo da altura do leito. Seus resultados foram descritos como em conformidade com o modelo de Gibilaro-Rowe.

Hoffmann & Romp (1991) trabalharam com partículas de distribuição contínua de tamanhos para verificar a segregação e observaram que o perfil de concentrações das partículas em tais sistemas muitas vezes exhibe lâminas distintas, dependendo das proporções de partículas mais ou menos fluidizáveis, como indicado na fig. (2). Encontraram também que se a velocidade de fluidização numa mistura binária de igual densidade é alta o suficiente para fluidizar todo o leito de partículas, então normalmente este é um leito bem misturado, ou seja, a concentração de partículas menos fluidizáveis é mais ou menos uniforme na direção axial.

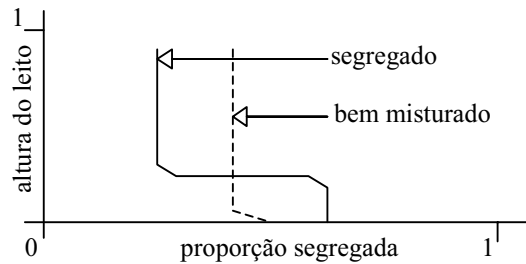


Figura 2 – Padrão de segregação e mistura com sistemas binários em função da altura do leito.

Hoffmann et al (1993), utilizando um sistema binário, observaram o fenômeno da segregação e afirmaram que embora os leitos fluidizados sejam conhecidos por sua capacidade de obter boas misturas, muitas vezes, dependendo, do sistema, apresentam mistura incompleta. O conhecimento do grau e da taxa de segregação foi reputada importante, pois em algumas aplicações é exigida uma boa mistura e deve ser evitada a desfluidização de partes do leito resultando, por exemplo, na fusão de partículas e no colapso de leito. Em outras operações é interessante manter uma certa proporção de partículas segregadas para a renovação do leito, por exemplo. Observaram que o modelo proposto por Gibilaro-Rowe (1974) prevê padrões de segregação em sistemas relativamente pobres em partículas menos fluidizáveis. Esse modelo foi fundamentado nos conceitos de que uma mistura dispersiva é resultado do distúrbio causado pela subida das bolhas e que uma mistura convectiva ou com circulação é devida à elevação do material nas esteiras das bolhas. Os autores tentaram demonstrar se o processo de transporte de sólidos também pode levar em conta os resultados obtidos para misturas ricas em partículas menos fluidizáveis com diferentes densidades e misturas de partículas com iguais densidades com desfluidização, concluindo que o modelo foi satisfatório. Os resultados de ensaios usando uma mistura contendo 75% em peso de partículas menos fluidizáveis ficou mostrado no trabalho e o perfil foi claramente bem modelado.

A partir de observações da literatura, Fung & Hamdullahpur (1993) notaram que a mistura lateral dos sólidos pode, em parte, ser atribuída às erupções e espalhamento das partículas na superfície do leito. Em relação à origem das partículas lançadas na superfície e ao mecanismo de erupção das bolhas houve divergência se as partículas originam-se das esteiras ou do topo das bolhas que explodem.

Delebarre et al (1994) mediram as velocidades de mínima e completa fluidização para materiais particulados, distribuídos em tamanho e densidade, permitindo estabelecer que o equilíbrio do estado de mistura se dá próximo à essas duas velocidades.

Shen et al (1995) observaram que os estudos da mistura dos sólidos, combinados com análises do escoamento do agente de fluidização e mecanismos de reação, fornecem a base para o projeto de um leito fluidizado. Afirmaram que em comparação à outros aspectos importantes sobre leito fluidizado a mistura de sólidos não tem sido extensivamente estudada e, em particular, existe uma escassez de resultados experimentais para leitos em grande escala. Observaram também que os mecanismos de mistura radial e axial são promovidos pelas bolhas e que a teoria existente é adequada.

Kwant et al (1995) relataram que em um leito fluidizado com líquido e homogêneo, o movimento das partículas é aleatório e por isso a tendência a misturar pode ser descrita por uma equação de difusão, chamando esse tipo de mistura de micromistura. Tem sido mostrado que, para leitos fluidizados com gás no regime borbulhante, a mistura de partículas é causada principalmente por heterogeneidades. Partículas são transportadas nas esteiras das bolhas ou vazios, enquanto um movimento descendente é observado na fase de emulsão. Esse mecanismo de macromistura é, contudo, muito mais difícil de descrever que o anterior porque exige quantificação do movimento das esteiras e do escoamento ascendente.

A formação e desenvolvimento das bolhas são bastante dependentes das propriedades das partículas e de fatores como o projeto do distribuidor, tipo de acessórios internos, vazão de fluido e dimensões da coluna.

3. Material e métodos

A literatura mostra uma grande variedade de leitos fluidizados usados em estudos de pequena e grande escala. Leitos bidimensionais de seção transversal retangular possuem uma das dimensões bastante reduzida, chegando a alguns milímetros, permitem principalmente a visualização de sua hidrodinâmica. Uma desvantagem desse tipo de leito é a proximidade das paredes que pode interferir no processo, alterando, por exemplo, o comportamento das bolhas geradas no distribuidor e aumentando o atrito. Apesar disso é útil em estudos de formação, velocidade, agrupamento e crescimento das bolhas através de procedimentos experimentais que usam imagens. De outro lado está o leito fluidizado tridimensional cujas dimensões são maiores e mais adequadas ao processo. Sua principal desvantagem é a de não permitir observações internas usando técnicas não invasivas, mas apenas próximas às paredes quando estas têm transparência suficiente.

Para esse trabalho foram escolhidas dois tipos de colunas para o leito. Uma fabricada em acrílico transparente, com diâmetro interno de 144 mm e altura de 900 mm, com a única finalidade de visualizações preliminares do comportamento do leito durante a fluidização principalmente quanto à sua uniformidade e formação de bolhas, as principais responsáveis pela movimentação do leito, promovendo a mistura de partículas. A outra coluna foi fabricada em aço inoxidável polido, com diâmetro interno de 196 mm e também com 900 mm de altura, para que não houvesse

oxidação e em consequência material da parede fosse transferido ao sistema de partículas interferindo na análise das amostras. A fig.(3) mostra o esquema de montagem do equipamento.

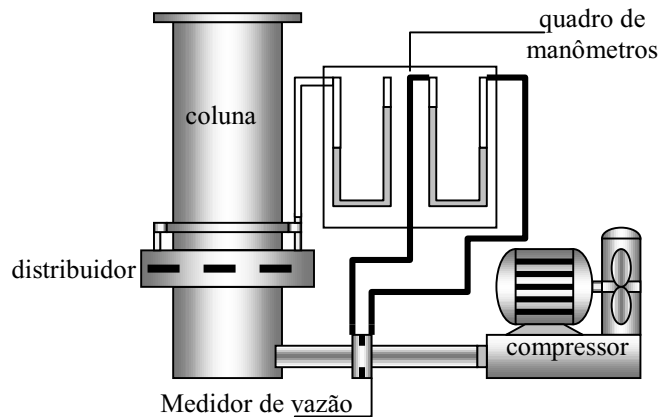


Figura 3 – Esquema de montagem do leito fluidizado com os principais componentes.

Tomadas de pressão foram feitas no flange de acoplamento da coluna com a base do leito. Três orifícios de diâmetro 3 mm dispostos a 120° foram usinados na parte interna do flange, a 1 mm de altura do distribuidor. Os orifícios foram também cobertos com uma tela para evitar a entrada de partículas, provocando entupimentos. As tomadas de pressão foram interligadas no exterior do flange formando um anel piezométrico que foi conectado ao quadro de manômetros. Para movimentar o leito foi utilizado um compressor tipo centrífugo com uma vazão máxima de $0,01\text{m}^3/\text{s}$ e uma pressão máxima de 39 kPa.

A tubulação que levou o ar do compressor até o leito foi feita com tubos de PVC cujo comprimento estava de acordo com os critérios exigidos pelo medidor de vazão. Nessa tubulação foram instaladas três válvulas de esfera; uma das válvulas foi instalada no início da tubulação para controle da vazão de ar (V1), a outra no final para controle da parada do leito nos intervalos de tempos estipulados para as retiradas de amostras (V2) e a terceira válvula foi usada também para controle de vazão, desviando o ar para fora do equipamento, além de retirar uma parte do calor ganho pelo ar no compressor (V3). A fig.(4) mostra um esboço dessa tubulação.

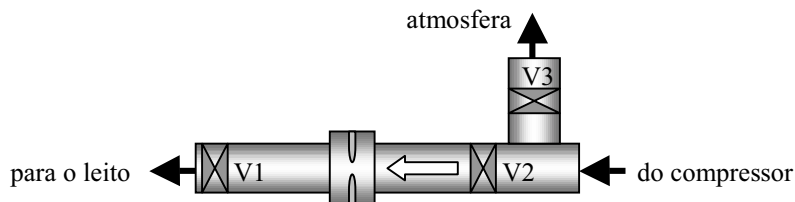


Figura 4 – Localização das válvulas utilizadas no controle de vazão.

A placa distribuidora de ar foi fabricada com espessura de 1mm onde foram feitos 148 furos de 1,1mm de diâmetro com passo triangular de 15 mm permitindo uma queda de pressão suficiente para o processo e uma uniformidade no leito de partículas observada com o auxílio da coluna transparente.

As partículas escolhidas para esse trabalho foram a areia e o cloreto de sódio (sal) pela facilidade de obtenção, tratamento e adequação ao processo. Também foram escolhidas de modo a situarem na faixa de classificação “ B “ de Geldart para essa densidade o que permitiu uma fluidez acentuada, eliminando, em princípio, problemas de coesão. Para a areia os diâmetros médios escolhidos foram 450 μm e 225 μm e para o sal foi escolhido um diâmetro médio de 450 μm que representa a região central da classificação “ B “ de Geldart, para essa densidade. Ensaios em laboratório forneceram para a areia uma densidade absoluta de 2700 kg/m^3 e uma densidade relativa de 1400 kg/m^3 e para o sal uma densidade absoluta de 2500 kg/m^3 e uma densidade relativa de 1200 kg/m^3 .

Em todos os ensaios foi colocada uma massa de 6 kg de areia e 2 kg de sal, ou seja, uma proporção entre as partículas foi de 25% para o sal e 75% para a areia em todos os ensaios produzindo uma altura estática de leito próxima de 196 mm, correspondendo à uma relação entre o diâmetro do leito e a sua altura estática igual à unidade. A tab.(1) mostra todos os sistemas utilizados nos experimentos com as respectivas velocidades de fluidização (U_{FL}) e tempos de parada do leito para coleta das amostras.

Após a introdução do material no equipamento, o leito foi fluidizado na velocidade estabelecida pelo tempo estabelecido. Assim que esse tempo foi atingido o leito foi parado pelo fechamento da válvula (V1). Isso foi feito para não alterar a abertura da válvula de controle de vazão (V2) o que dificultaria a sua reposição na mesma abertura para dar continuidade aos ensaios e manter a mesma vazão. Após a parada do leito as amostras foram retiradas nas posições estabelecidas previamente num total de 3 amostras por tempo de interrupção do experimento.

Em seguida o leito foi novamente fluidizado por outro intervalo de tempo até a segunda interrupção e novamente colhidas as amostras. Esse procedimento foi seguido até o final dos ensaios. O número total de amostras retiradas foi de 12 por série de ensaios. Os experimentos foram repetidos mais duas vezes para confirmação dos resultados.

Tabela 1. Os sistemas de partículas, velocidades de fluidização (U_{FL}) e tempos utilizados nos experimentos.

| Sistema | U_{FL} (m/s) | tempo (s) |
|---|----------------|-------------------|
| sal (450 μ m) + areia (225 μ m) | 0,13(m/s) | 60, 240, 420, 600 |
| sal (450 μ m) + areia (225 μ m) | 0,15(m/s) | 60, 240, 420, 600 |
| sal (450 μ m) + areia (225 μ m) | 0,18(m/s) | 60, 240, 420, 600 |
| sal (450 μ m) + areia (450 μ m) | 0,28(m/s) | 60, 240, 420, 600 |
| sal (450 μ m) + areia (450 μ m) | 0,34(m/s) | 60, 240, 420, 600 |
| sal (450 μ m) + areia (450 μ m) | 0,40(m/s) | 60, 240, 420, 600 |

A retirada das amostras foi feita por uma sonda do tipo representada na fig.(5), com três compartimentos ao longo de seu comprimento de volume 2cm³ cada, permitindo retirar aproximadamente 5g de material em cada um deles. Ela possui um tubo externo giratório para o fechamento das entradas para que durante sua inserção no sistema de partículas não colhesse material em posição não desejada.

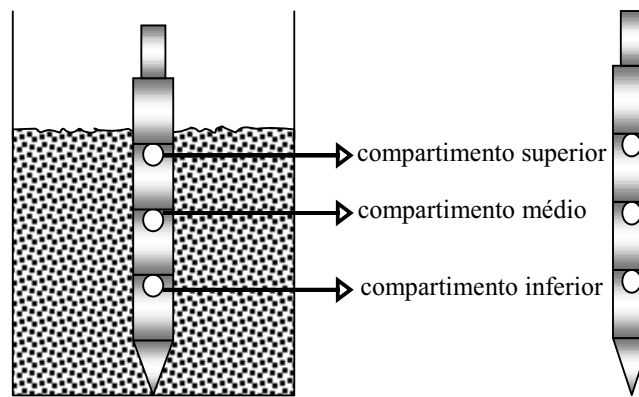


Figura 5 – A sonda para coleta das amostras e sua posição no interior do leito de partículas.

Para cada tempo estabelecido, com o leito parado, a sonda foi introduzida no sistema, permanecendo fechada até atingir o distribuidor quando os compartimentos foram abertos pela rotação do tubo externo, permitindo que as partículas escoassem para o interior dos mesmos, sendo novamente fechados e retirada a sonda para descarregamento das amostras. A sonda foi inserida no centro do leito na posição vertical, possibilitando a verificação da mistura ao longo da altura. Em relação à altura, as aberturas ficaram 40, 105 e 170 mm acima do distribuidor. Outras 6 posições próximas à parede da coluna foram verificadas mas não serão apresentadas pela limitação de espaço.

Para a análise das amostras pesou-se a amostra total, retirou-se o sal por diluição e novamente pesou-se a amostra, agora apenas com a areia. O procedimento completo está descrito em Palma (1998).

4. Resultados e discussão

Experimentos preliminares verificaram as velocidades de mínima fluidização (U_{MF}), mostradas na tab.(2) para os dois sistemas de partículas; areia com 225 μ m / sal com 450 μ m e areia com 450 μ m / sal com 450 μ m.

Tabela 2. Os sistema de partículas com os respectivos parâmetros de fluidização.

| Sistema | U_{MF} (m/s) | U_{FL} (m/s) | $U_{FL}-U_{MF}$ (m/s) | U_{FL}/U_{MF} |
|---|----------------|----------------|-----------------------|-----------------|
| sal (450 μ m) + areia (225 μ m) | 0,09 | 0,13 | 0,04 | 1,4 |
| sal (450 μ m) + areia (225 μ m) | 0,09 | 0,15 | 0,07 | 1,7 |
| sal (450 μ m) + areia (225 μ m) | 0,09 | 0,18 | 0,09 | 2,0 |
| sal (450 μ m) + areia (450 μ m) | 0,20 | 0,28 | 0,08 | 1,4 |
| sal (450 μ m) + areia (450 μ m) | 0,20 | 0,34 | 0,14 | 1,7 |
| sal (450 μ m) + areia (450 μ m) | 0,20 | 0,40 | 0,20 | 2,0 |

A fig.(6) mostra o experimento feito com a areia de diâmetro médio 225 μ m, sal com diâmetro médio 450 μ m, velocidade de fluidização de 0,13 m/s, ou seja, com velocidade de fluidização 40% acima da velocidade de mínima fluidização. As amostras foram retiradas com a sonda na posição central do leito através da abertura dos

compartimentos superior, médio e inferior correspondendo respectivamente às alturas de 170, 105 e 40mm em relação ao distribuidor. O experimento mostrou que, em velocidades de fluidização próximas às de mínima fluidização, o leito tem uma tendência maior à segregação, apesar que no tempo de 240s o leito estava bem misturado, com uma proporção de areia de 75%, como mostra a fig.(6). Ao final, no tempo de 600s, nota-se que as proporções dos elementos do sistema ficou abaixo da proporção ideal de 75%, mostrando que houve segregação, ou seja, o sal, de maior tamanho mas menor densidade, estava presente em maior proporção que o ideal. Nesse caso a vazão não foi suficiente para transformar o excesso de ar em bolhas suficientes para manter suspensas as partículas de areia com menor tamanho médio mas com maior densidade. A teoria de mistura de sistemas particulados sólidos explica essa alternância da mistura e segregação como uma disputa entre esses dois mecanismos pois as partículas estão soltas e podem ocupar qualquer posição no leito dependendo da vazão de gás.

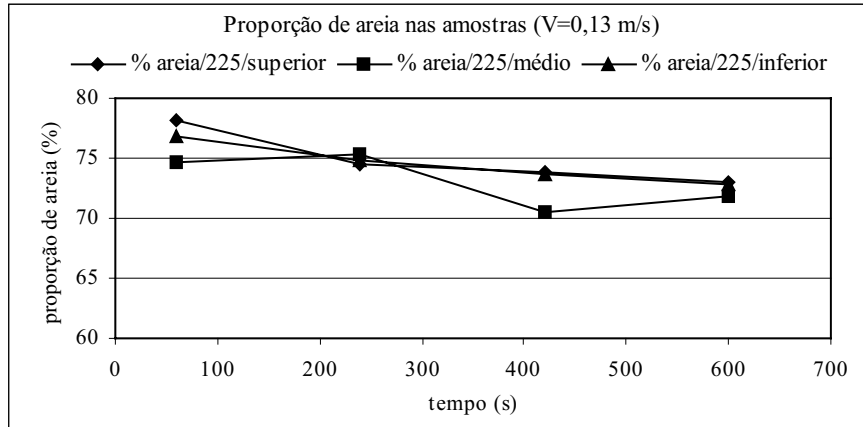


Figura 6. Proporção de areia com 225µm de diâmetro nas amostras retiradas no centro do leito fluidizado com velocidade (U_{FL}) de 0,13 m/s.

Experimentos feitos com a areia de diâmetro médio 225µm, sal com diâmetro médio 450µm, velocidade de fluidização de 0,15 m/s, 70% acima da mínima fluidização, e amostras retiradas dos mesmos compartimentos anteriores estão representados na fig.(7). É mostrado que com um tempo de 60s as proporções de areia nas amostras foram próximas mas não ideais. Após esse tempo houve uma maior segregação e novamente uma tendência do leito ser bem misturado mas ainda com pequena parcela de partículas segregadas. Esse comportamento do leito é normal uma vez que as partículas são mantidas suspensas pela vazão de ar que nesse caso também não foi suficiente.

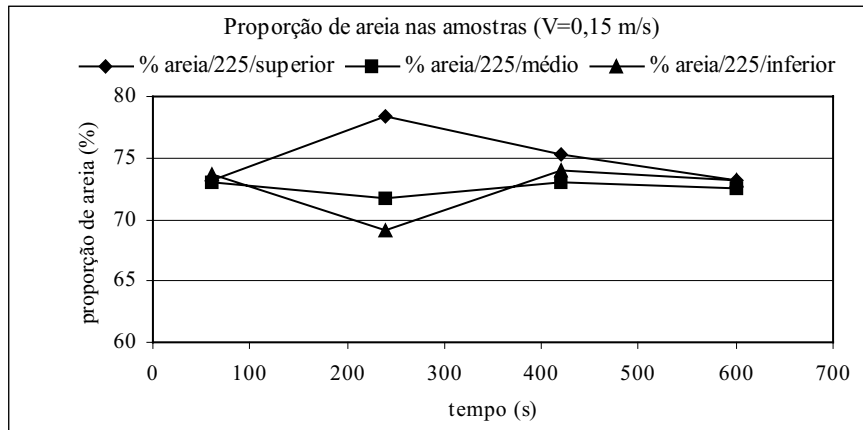


Figura 7. Proporção de areia com 225µm de diâmetro nas amostras retiradas no centro do leito fluidizado com velocidade (U_{FL}) de 0,15 m/s.

Na fig.(8) estão os resultados dos experimentos feitos com o mesmo sistema anterior mas com uma velocidade de fluidização de 0,18 m/s, ou seja, o dobro da velocidade de mínima fluidização. É apresentado um melhor desempenho em relação ao comportamento da mistura, mantendo-se mais estável ao longo do tempo e concordando com a literatura uma vez que as bolhas são tidas como as responsáveis pelo movimento das partículas. Com uma maior velocidade de fluidização, o excesso de vazão, ou seja, aquela vazão acima da requerida para manter o leito no estado de mínima fluidização, é transformado em bolhas. Mesmo com uma velocidade bem acima da mínima fluidização o leito de partículas ainda apresentou uma pequena segregação talvez pela diferença de tamanho e densidade entre os materiais ou também ainda não foi alcançada a velocidade ideal para fluidizar esse tipo de sistema de partículas.

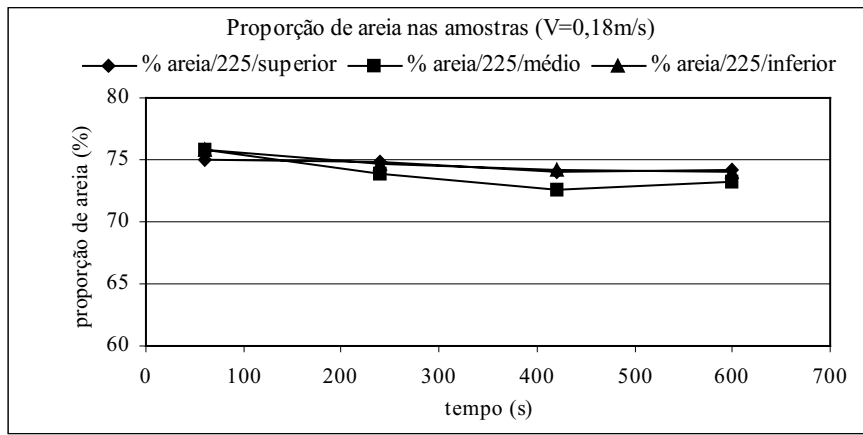


Figura 8. Proporção de areia com 225µm de diâmetro nas amostras retiradas no centro do leito fluidizado com velocidade (U_{FL}) de 0,18 m/s.

Na fig.(9) estão os experimentos realizados com um sistema composto por partículas de areia e sal com mesmo diâmetro médio de 450 µm e velocidade de fluidização da 0,28 m/s, ou seja, 40% acima da velocidade de mínima fluidização como no primeiro experimento da série anterior. Nesse sistema a diferença está basicamente na densidade, apesar do diâmetro ser médio, o que significa que existem partículas de ambos, areia e sal, com tamanhos diferentes. O resultado foi nitidamente melhor que os experimentos mostrados nas fig. (6) e (7), mas ainda não apresentou uma mistura ideal apesar da tendência de melhora. Esse melhor desempenho se deveu, provavelmente, à diminuição da diferença nos tamanhos, à pouca diferença na densidade das duas partículas e a uma maior movimentação do leito feita pelo fluxo de ar através da placa distribuidora.

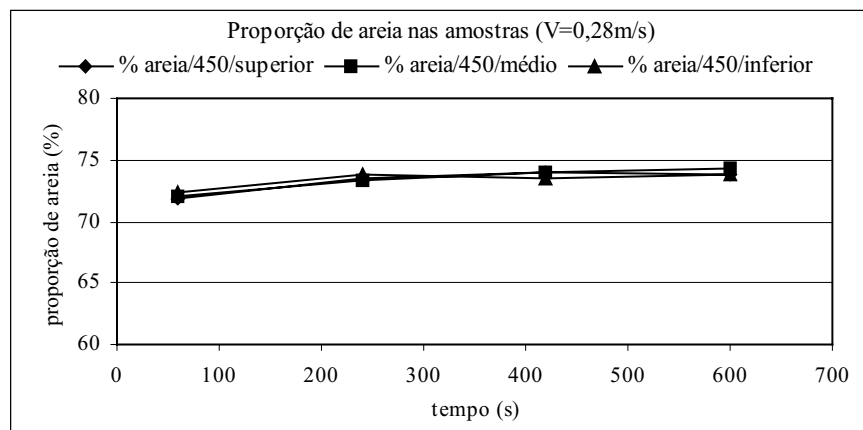


Figura 9. Proporção de areia com 450µm de diâmetro nas amostras retiradas no centro do leito fluidizado com velocidade (U_{FL}) de 0,28 m/s.

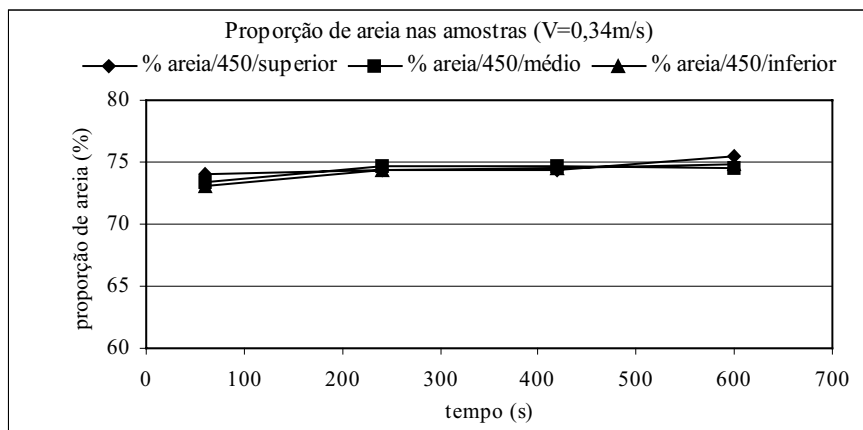


Figura 10. Proporção de areia com 450µm de diâmetro nas amostras retiradas no centro do leito fluidizado com velocidade (U_{FL}) de 0,34 m/s.

Para o mesmo sistema utilizado, areia e sal com 450 μ m de diâmetro médio, mas com uma velocidade de 0,34 m/s os resultados foram ainda melhores como se pode comprovar pela observação da fig.(10). Essa figura mostra o sistema praticamente bem misturado já a partir do tempo de 240s e essa mistura se manteve estável ao longo do tempo proposto para o experimento. Novamente a maior vazão e em consequência maior formação de bolhas no leito foram, provavelmente, responsáveis por esse comportamento.

Finalmente a fig.(11) mostra o mesmo sistema anterior num experimento utilizando para a fluidização uma velocidade que foi o dobro da velocidade de mínima fluidização. A fig.(11) revela uma mistura mais estável desde o tempo de 60s mostrando mais uma vez que uma maior formação de bolhas promovida pela maior vazão melhorou o desempenho do processo e provavelmente uma velocidade próxima desta bastaria para uma mistura adequada para esse equipamento.

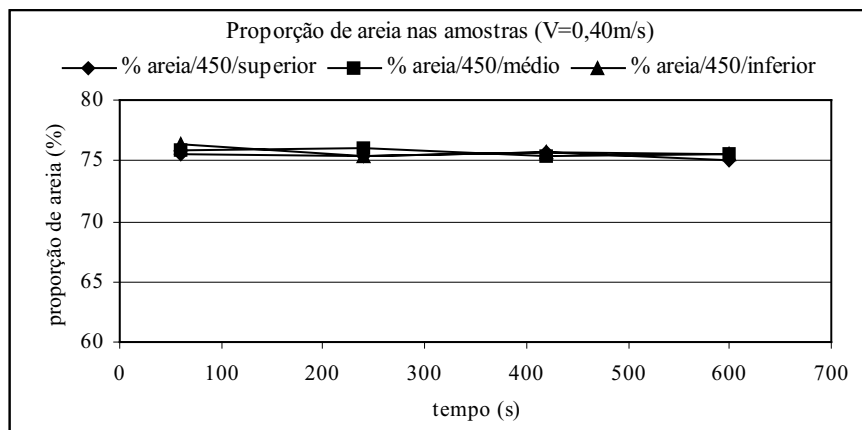


Figura 11. Proporção de areia com 450 μ m de diâmetro nas amostras retiradas no centro do leito fluidizado com velocidade (U_{FL}) de 0,40 m/s.

Deve ser observado que foram realizados outros experimentos para acompanhar do processo de mistura próximo das paredes da coluna com o objetivo de verificar também o comportamento em planos horizontais do leito. Os resultados concordaram com mostrados aqui e poderão ser apresentados em outro trabalho.

5. Conclusões

Tendo como base a série de experimentos realizados especificamente com os sistemas de partículas apresentados nesse trabalho pode-se apresentar as seguintes conclusões:

O equipamento foi adequado à realização dos experimentos nas condições propostas.

O comportamento do leito de partículas se manteve de acordo com o que mostra a literatura quer quanto à segregação quer quanto à mistura em leitos borbulhantes.

Para não haver segregação de partículas, ou ao menos minimizá-la, o processo deve ser realizado de tal modo que promova uma maior formação de bolhas.

O sistema particulado com grande diferença de tamanho e pequena diferença de densidade não obteve bom desempenho nas velocidades de fluidização mais baixas. É necessário verificar outras faixas de velocidades

Sistemas particulados com pequenas diferenças médias de densidade e tamanho podem ser mantidos bem misturados ao longo da altura do leito e do tempo com velocidades adequadas.

6. Referências

- Beeckmans, J. M., Stahl, B., 1987, "Mixing and segregation kinetics in a strongly segregated gas-fluidized bed", Powder Technology, Vol. 53, pp 31 – 38.
- Delebarre, A. B., Pavinato, A., Leroy, J. C., 1994, "Fluidization and mixing of solids distributed in size and density", Powder Technology, Vol. 80, pp 227 – 233.
- Fung, A. S., Hamdullahpur, F., 1993, "Effect of bubble coalescence on entrainment in gas fluidized beds", Powder Technology, Vol. 77, pp 251 – 265.
- Garcia - Ochoa, F. et all., 1989, "A study of segregation in a gas-solid fluidized bed: particles of different density", Powder Technology, Vol. 58, pp 169 – 174.
- Gibilaro, L. G., Rowe, P. N., 1974, "A model for a segregating gas fluidised bed", Chemical Engineering Science, Vol. 29, pp 1403 – 1412.
- Hoffmann, A. C., Romp, E. J., 1991, "Segregation in a fluidized powder of a continuous size distribution", Powder Technology, Vol. 66, pp 119 – 126.
- Hoffmann, A. C., Janssen, L. P. B. M., Prins, J., 1993, "Particle segregation in fluidized binary mixtures", Chemical Engineering Science, Vol. 48, n. 9, pp 1583 – 1592.

- Kwant, G., Prins, W., Van Swaaij, W. P. M., 1995, "Particle mixing and separation in a binary solids floating fluidized bed", Powder Technology, Vol. 82, pp 279 – 291.
- Naimer, N. S., Chiba, T., Nienow, A. W., 1982, "Parameter estimation for a solids mixing/segregation model for gas fluidized beds", Chemical Engineering Science, Vol. 37, n. 7, pp 1047 – 1057.
- Palma, G. L., 1998, "Um estudo de mistura em leito fluidizado para sistemas particulados sólidos", Tese de doutorado, U.S.P. – E.E.S.C., pp 273.
- Rice, R. W., Brainovich, J. F., 1986, "Mixing/segregation in two- and three-dimensional fluidized beds: Binary systems of equidensity spherical particles", American Institute of Chemical Engineering Journal, Vol. 32, n. 1, pp 7 – 16.
- Shen, L., Zhang, M., Xu, Y., 1995, "Solids mixing in fluidized beds", Powder Technology, Vol. 85, pp 207 – 212.
- Talmor, E., Benenati, R. F., 1963, "Solids mixing and circulation in gas fluidized beds", American Institute of Chemical Engineering Journal", Vol. 9, n. 4, pp 536 – 540.
- Tanimoto, H. et al., 1981, "Jetsam descent induced by a single bubble passage in three-dimensional gas-fluidized beds", Journal of Chemical Engineering of Japan, Vol. 14, n. 4, pp 273 – 276.

Equipment building and verification of fluidized bed mixing.

Palma, Geraldo Luiz

Universidade Estadual Paulista – Departamento de Engenharia Mecânica - Av. Luiz Edmundo C. Coube S/N – CEP 17033-360 – Bauru – SP – gpalma@bauru.unesp.br

Ronchi Junior, Augusto

Universidade Estadual Paulista – Departamento de Engenharia Mecânica - Av. Luiz Edmundo C. Coube S/N – CEP 17033-360 – Bauru – SP – ronchi@bauru.unesp.br

Losnak, Célio

Universidade Estadual Paulista – Departamento de Engenharia Mecânica - Av. Luiz Edmundo C. Coube S/N – CEP 17033-360 – Bauru – SP – losnak@bauru.unesp.br

Abstract: The aims of this work was to observe the bench performance and to accompany the particle mixing process in fluidized bed. Therefore it was necessary to assembly the equipment with minimum resources to attend the proposed experiments. The main characteristics of equipment were: 196mm inner diameter, 900mm height column, 7,5 cv power compressor with 39 kPa of maximum pressure and 0,01 m³/s of maximum air flow. "U" manometers measured the pressure drop in the fluidized bed and also were used at the flowmeter. The chosen solid particulates were salt and sand, both easy to obtain and with appropriate characteristics to the fluidization process. The disadvantage of the salt is its attrition friability, which have not compromised the studies at the used velocities. To collect the samples, a probe with three traps, at differents heights, were used to verify the bed mixing condition. The results showed very good mixing for higher fluidization velocities due bigger bubbles formation at inner bed. The bench allowed to run experiments that hope to better understand the fluidization process with lower costs. Of course, to advanced studies, it is necessary to improve both, equipment and sample technics.

Keywords: fluidization, segregation, mixing.

Previsão da geometria de cordão e otimização da soldagem a plasma com keyhole em aço inoxidável ABNT 304L

André Richetti

Universidade Federal de Uberlândia, Faculdade de Engenharia Mecânica, Uberlândia, MG, Brasil. E-mail: arichett@mecanica.ufu.br

Valtair A. Ferraresi

Universidade Federal de Uberlândia, Faculdade de Engenharia Mecânica, Uberlândia, MG, Brasil. E-mail: valtairf@mecanica.ufu.br

Resumo: A soldagem a arco elétrico abrange uma série de processos, cada qual com suas características e aplicações próprias. Esta diversidade toda tem trazido uma certa dificuldade na seleção do processo de soldagem mais adequado para uma determinada tarefa, a qual vai depender muito dos requisitos exigidos para o serviço. A soldagem a plasma tem adquirido uma aceitação significativa nos últimos anos para o uso em soldas automatizadas, principalmente através da técnica keyhole, e aparece como uma alternativa promissora em relação a outros processos convencionais. Este processo emprega uma coluna de plasma constrita de alta temperatura para obter fusão e coalescência em metais. Este trabalho tem como objetivos desenvolver um modelamento empírico do processo através da metodologia de superfície de resposta, usando como fatores de entrada corrente, velocidade de soldagem, vazão de gás de plasma e velocidade de alimentação de arame. A resposta do modelo indica a qualidade do cordão de solda baseada nas suas dimensões geométricas. A partir deste modelo, buscou-se determinar as condições ótimas em termos de geometria do cordão e produtividade para soldagem com keyhole. Os resultados indicaram que é possível a otimização do processo através da metodologia empregada.

Palavras-chave: Soldagem a plasma, Keyhole, Modelamento, Aço inoxidável ABNT 304L.

1. Introdução

A soldagem com keyhole é uma das aplicações mais importantes do processo a plasma e ultimamente vem recebendo grande atenção para aplicações práticas e científicas. Nesta técnica, a superfície do metal fica exposta a um arco constrito de grande energia concentrada, criando condições para a formação de um orifício na peça e que é mantido durante toda a soldagem. Assim, o termo keyhole é utilizado para designar uma técnica não convencional de soldagem, na qual o arco atravessa completamente a peça sendo soldada. A poça de fusão estende-se por toda a espessura da junta conforme é ilustrado na Fig. (1) e é mantida na posição pelas forças de tensão superficial (Kim et al., 1994 e Richardson, 1991).

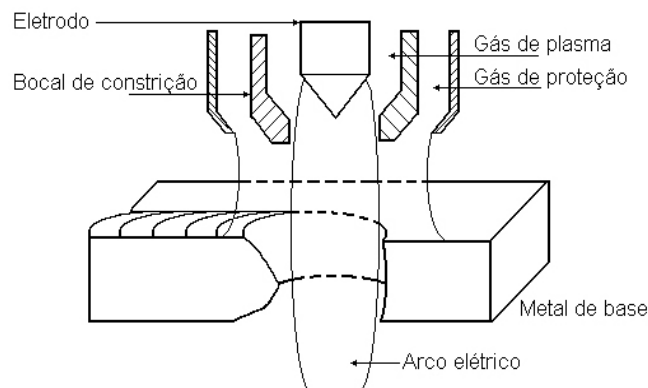


Figura 1- Soldagem a plasma com keyhole (Walsh & Nunes Jr., 1989)

As soldas com keyhole são feitas usando um arco que é obstruído fisicamente por um orifício constritor. A formação do keyhole e a penetração são conseguidas através da combinação do plasma e do momento do gás com condução térmica. Inicialmente, o arco que incide sobre a peça começa a deslocar o metal fundido para as extremidades laterais da poça de fusão, permitindo ao arco escavar continuamente o metal de base. Este processo termina quando o arco perfura a peça, abrindo o orifício do keyhole. Uma vez iniciado a partir da abertura do keyhole, o movimento do arco sobre a peça força o metal fundido a escoar em torno do jato de plasma para a parte posterior da poça de fusão, onde se solidifica e forma o cordão de solda (AWS, 1991 e Richardson, 1991).

Apesar de apresentar algumas vantagens em relação à processos como o GTAW (Gas Tungsten Arc Welding) e o GMAW (Gas Metal Arc Welding), a soldagem a plasma é normalmente associada com um elevado grau de dificuldade

operacional, principalmente relacionada com a obtenção de uma condição estável. As condições de sustentação da poça de fusão são muito limitadas, tornando as faixas operacionais bastante estreitas. Qualquer perturbação que ocorrer no processo durante a soldagem pode acarretar a instabilidade do keyhole, podendo causar o seu colapso e variações na penetração. Normalmente, a variação na penetração da solda é percebida visualmente e, em muitos casos, não é possível uma reparação posterior, limitando a utilização da soldagem a plasma como processo primário em aplicações industriais (Richetti, 2000; Martikainen & Moio, 1993 e Richardson, 1991).

Atualmente, com o advento da tecnologia da nova eletrônica e um novo impulso por parte dos fabricantes de equipamentos, a tecnologia do arco plasma tornou-se acessível para uma grande parte de empresas que utilizam a soldagem como meio de fabricação. Associado a este avanço, as facilidades computacionais permitem obter modelos teóricos e empíricos que auxiliam no ajuste das condições de soldagem e na otimização do processo de forma simples e rápida, reduzindo grande parte dos custos relacionados com estas etapas experimentais (Gunaraj & Murugan, 2000).

Neste trabalho é apresentado um modelo empírico das características geométricas do cordão de solda (reforço e largura da raiz e largura da face) com keyhole. O modelo foi construído através do método de superfície de resposta, utilizando corrente, velocidade de soldagem, vazão de gás de plasma e velocidade de alimentação de arame como fatores de estudo. Este modelo foi proposto para permitir o ajuste da condição de soldagem a partir das variáveis analisadas, considerando as especificações de geometria de cordão e de produtividade.

2. Métodos e materiais

Neste trabalho foi utilizada uma fonte de soldagem eletrônica multiprocessado em corrente contínua e polaridade direta. A abertura do arco foi feita através de um arco piloto com ignição por alta frequência. Foi utilizada uma tocha de soldagem a plasma com capacidade de corrente de 300 A e o seu movimento foi controlado por uma mesa de coordenadas XY computadorizada. Para cada teste, os sinais de tensão e corrente de soldagem foram adquiridos através de um sistema de aquisição de dados.

Somente as variáveis de estudo selecionadas foram variadas para o modelamento do sistema. Todas as demais variáveis do processo foram mantidas constantes, cujos valores foram selecionados conforme a experiência ou por recomendações práticas. Estas variáveis e seus respectivos valores estão discriminados abaixo:

- Gás de plasma: Ar;
- Gás de proteção: Ar 2% O₂ (6 l/min);
- Gás de purga: Ar 25% He (5 l/min);
- Diâmetro do orifício constritor: 2,8 mm;
- Metal de base: chapa de aço ABNT 304L com 3,8 mm de espessura;
- Metal de adição: AWS ER 308LSi de 1,2 mm de diâmetro.
- Eletrodo: EWTh-2, ϕ 5 mm;
- Ângulo de ponta do eletrodo: 45°;
- Distância tocha peça: 5 mm;
- Recuo do eletrodo: 2,4 mm;

O recuo do eletrodo em relação à face do bocal de constrição foi o valor máximo recomendado pelo fabricante de modo a se obter o máximo efeito de constrição no arco e poder se trabalhar com maiores velocidades de soldagem. A vazão do gás de plasma foi controlada através de um equipamento de medição e controle de vazão de gás com capacidade de 0,3 a 3 l/min, desenvolvido no LAPROSOLDA/UFU. A vazão dos gases de proteção e purga foram controladas através de medidores digitais e dos reguladores de pressão dos cilindros de gás.

As soldas foram realizadas em juntas de topo sem abertura. Após terem sido realizados os testes, utilizou-se um programa de aquisição e tratamento de imagens para a medição das características geométricas da solda (reforço e largura da raiz e largura da face dos cordões de solda). Os valores apresentados são médias de 7 medidas para as larguras e 4 medidas para o reforço, todas feitas ao longo de um trecho central dos cordões de solda. Todo o planejamento experimental e a análise estatística dos resultados envolvidos no trabalho foram feitos através de um programa de análise estatística.

3. Resultados e discussão

3.1. Determinação das variáveis de estudo

Uma análise inicial levando em consideração todas as variáveis envolvidas no processo consumiria muito tempo e o número de testes a serem realizados seria muito grande, além do fato de não se saber se é mesmo possível aplicar a metodologia para o modelamento do processo. Um modelo matemático simplificado através da metodologia de superfície de resposta foi proposto, considerando apenas as variáveis principais de soldagem (corrente, velocidade de soldagem e vazão de gás de plasma) e a velocidade de alimentação de arame. A adição de arame foi utilizada como recurso para melhorar as características geométricas da solda (evitar mordedura e produzir um pequeno reforço no cordão de solda).

3.2. Testes preliminares

Em uma primeira etapa, ensaios preliminares foram feitos para determinar a região de trabalho relacionada com as variáveis de estudo. A máxima amperagem recomendada pelo fabricante para a geometria de bocal utilizada (2,8 mm) é de 250 A. Valores acima desta faixa tendem a provocar um aquecimento excessivo do bocal e o fenômeno do arco duplo (AWS, 1991). Desta forma, a corrente de soldagem foi limitada a 200 A para garantir uma operação estável e evitar o desgaste excessivo do bocal. A vazão de gás de plasma foi limitada a 1,8 l/min, valor que foi selecionado a partir da faixa operacional fornecida pelo fabricante da tocha. Após a realização dos testes, verificou-se poder trabalhar nas seguintes faixas operacionais:

- Corrente de soldagem: 170 a 200 A;
- Velocidade de soldagem: 24 a 34 cm/min;
- Vazão de gás de plasma: 1,2 a 1,8 l/min;
- Velocidade de alimentação: 0,8 a 1,2 m/min.

3.3. Planejamento experimental e resultados obtidos

O planejamento experimental foi feito através de um software de análise estatística, utilizando a metodologia de superfície de resposta. A matriz gerada é do tipo projeto fatorial ortogonal de composto central com 4 fatores e 5 níveis, totalizando 27 ensaios ($2^4=16$ pontos do planejamento fatorial completo, 8 pontos estrela e 3 pontos centrais). A Tabela (1) mostra os níveis padronizados das variáveis analisadas e os respectivos valores em unidades convencionais.

Tabela 1- Correlação entre valores convencionais e padronizados das variáveis de estudo.

| Variável | Unidade | Níveis | | | | |
|--------------------------------|---------|--------|------|-----|------|-----|
| | | -2 | -1 | 0 | 1 | 2 |
| Corrente (I) | A | 172 | 179 | 186 | 193 | 200 |
| Velocidade de soldagem (Vs) | cm/min | 24 | 26,5 | 29 | 31,5 | 34 |
| Vazão de gás de plasma (Vg) | l/min | 1,2 | 1,35 | 1,5 | 1,65 | 1,8 |
| Velocidade de alimentação (Va) | m/min | 0,8 | 0,9 | 1,0 | 1,1 | 1,2 |

A Tabela (2) mostra a matriz do planejamento experimental, e os resultados obtidos para os valores médios de corrente e tensão de soldagem, assim como as dimensões do cordão de solda. Os testes foram conduzidos em ordem aleatória para evitar a ocorrência de erros sistemáticos no sistema.

Dos 27 testes, apenas para os testes 6, 14 e 21 não foi mantida a condição do keyhole. Nestes testes, a combinação das variáveis de soldagem foi tal que, devido ao maior volume de metal fundido e à força do arco, a poça de fusão não teve uma sustentação adequada, tendendo a escorrer pela raiz da solda (corte da junta). Neste caso, os valores de reforço da raiz foram atribuídos de forma subjetiva, considerando os níveis das variáveis de estudo. Foi observado que a partir de um reforço na raiz de aproximadamente 1,5 mm, havia uma forte tendência de escorrimento da poça de fusão. Desta forma, os valores do reforço da raiz foram estipulados em 1,8, 1,65 e 1,7 mm para os testes 6, 14 e 21, respectivamente. O reforço da raiz excessivo indica um afundamento do cordão de solda provocado pelo escorrimento da poça de fusão através do keyhole.

A geometria final do cordão de solda depende de como as variáveis de estudo afetam as características do arco e da poça de fusão. O arco plasma incide sobre uma região da peça cuja extensão depende da distância tocha peça e do efeito de constrição, sendo cada vez menor a medida que o arco se torna mais constrito. Neste trabalho, a distância tocha peça foi mantida constante. Nesta região de incidência, há a formação da poça de fusão, que estará sujeita à pressão do arco, além das forças de arraste causadas pela passagem do plasma através do orifício do keyhole. Normalmente, as variáveis que acentuam o efeito de constrição, da pressão do arco e das forças de arraste tendem a produzir raízes de solda maiores. Evidentemente, estas variáveis afetam contrariamente as dimensões da face da solda.

O volume da poça de fusão também tem influência sobre a geometria final da solda através dos efeitos relacionados com as forças gravitacionais. Um volume excessivo na poça de fusão indica uma condição energeticamente muito forte, normalmente relacionada com altas correntes ou baixas velocidades de soldagem. Neste caso, o peso próprio da coluna de metal líquido da poça de fusão tende a forçar o escorrimento do metal fundido através do keyhole, formando uma raiz de solda grande, que muitas vezes não é possível sustentá-la na posição através das forças de tensão superficial. Desta forma, a medida que se aumenta a intensidade da condição de soldagem, o peso da poça de fusão tende a produzir maiores raízes, até o limite do corte da junta.

Tabela 2- Planejamento experimental e resultados obtidos.

| Teste N ^o | Matriz do planejamento experimental | | | | Valores medidos | | Dimensões do cordão de solda (mm) | | |
|----------------------|-------------------------------------|----|----|----|-----------------|--------|-----------------------------------|------|------|
| | | | | | Im (A) | Vm (V) | LR | LF | RR |
| | I | Vs | Vg | Va | | | | | |
| 1 | -1 | -1 | -1 | -1 | 182 | 30,6 | 3,86 | 8,15 | 0,78 |
| 2 | 1 | -1 | -1 | -1 | 194 | 31,3 | 4,47 | 8,40 | 1,11 |
| 3 | -1 | 1 | -1 | -1 | 181 | 30,1 | 3,27 | 7,17 | 0,65 |
| 4 | 1 | 1 | -1 | -1 | 194 | 31,4 | 3,60 | 7,67 | 0,77 |
| 5 | -1 | -1 | 1 | -1 | 181 | 31,3 | 3,92 | 7,95 | 0,84 |
| 6* | 1 | -1 | 1 | -1 | 194 | 32,8 | 5,87 | 7,97 | 1,80 |
| 7 | -1 | 1 | 1 | -1 | 177 | 31,2 | 3,44 | 7,31 | 0,81 |
| 8 | 1 | 1 | 1 | -1 | 194 | 32,2 | 3,96 | 7,67 | 0,93 |
| 9 | -1 | -1 | -1 | 1 | 182 | 29,4 | 3,10 | 8,61 | 0,54 |
| 10 | 1 | -1 | -1 | 1 | 194 | 29,8 | 3,80 | 8,54 | 0,89 |
| 11 | -1 | 1 | -1 | 1 | 182 | 29,1 | 2,82 | 7,31 | 0,35 |
| 12 | 1 | 1 | -1 | 1 | 194 | 30,6 | 3,04 | 7,54 | 0,44 |
| 13 | -1 | -1 | 1 | 1 | 179 | 30,0 | 5,09 | 7,30 | 1,25 |
| 14* | 1 | -1 | 1 | 1 | 194 | 31,3 | 5,41 | 7,96 | 1,65 |
| 15 | -1 | 1 | 1 | 1 | 181 | 30,5 | 3,26 | 7,30 | 0,48 |
| 16 | 1 | 1 | 1 | 1 | 194 | 31,3 | 3,45 | 7,45 | 0,82 |
| 17 | 0 | 0 | 0 | 0 | 188 | 30,5 | 3,99 | 7,70 | 0,89 |
| 18 | 0 | 0 | 0 | 0 | 188 | 29,9 | 3,75 | 7,50 | 0,65 |
| 19 | -2 | 0 | 0 | 0 | 174 | 29,0 | 3,56 | 7,29 | 0,48 |
| 20 | 2 | 0 | 0 | 0 | 200 | 31,6 | 4,76 | 7,55 | 1,22 |
| 21* | 0 | -2 | 0 | 0 | 188 | 30,7 | 5,59 | 8,09 | 1,70 |
| 22 | 0 | 2 | 0 | 0 | 188 | 30,3 | 3,05 | 7,22 | 0,39 |
| 23 | 0 | 0 | -2 | 0 | 188 | 29,2 | 3,62 | 7,80 | 0,40 |
| 24 | 0 | 0 | 2 | 0 | 188 | 31,0 | 4,06 | 7,66 | 0,85 |
| 25 | 0 | 0 | 0 | -2 | 188 | 30,6 | 3,64 | 8,03 | 0,68 |
| 26 | 0 | 0 | 0 | 2 | 188 | 29,9 | 3,91 | 7,98 | 0,68 |
| 27 | 0 | 0 | 0 | 0 | 188 | 30,4 | 4,02 | 7,73 | 0,84 |

Onde: LF- largura da face; LR- largura da raiz; RR- reforço da raiz; Im- corrente média; Vm- tensão média; * Indica penetração excessiva.

3.4. Levantamento dos modelos matemáticos

a) Reforço da raiz (RR)

$$RR = 0,7943 + 0,1752I - 0,2606Vs + 0,1648Vg - 0,0526Va - 0,0856IVs + 0,0568IVg - 0,0211Iva - 0,0874VsVg - 0,0546VsVa + 0,0558VgVa + 0,0279I^2 + 0,0757Vs^2 - 0,0283Vg^2 - 0,0156Va^2 \text{ (mm)} \quad (1)$$

A Figura (2) mostra as superfícies de resposta para o reforço da raiz obtidas a partir da Eq. (1). Nesta figura, pode-se notar que o reforço da raiz da solda é diretamente proporcional à corrente e vazão de gás de plasma e inversamente proporcional à velocidade de soldagem e velocidade de alimentação. O aumento da corrente de soldagem produz um aumento na pressão do arco e no volume de material fundido na poça de fusão. Estes efeitos atuam diretamente na formação da raiz da solda, contribuindo para o aumento do reforço conforme pode ser visto nos gráficos A, B e C da Fig. (2).

Nos gráficos B, D e F da Fig. (2) pode-se notar que o aumento da vazão de gás de plasma causa um aumento proporcional no reforço da raiz da solda. Este comportamento é causado pelo aumento dos efeitos de constrição, da pressão do arco e das forças de arraste que atuam sobre a poça de fusão, os quais forçam a movimentação do metal através do keyhole para a raiz da solda. Para baixos níveis de corrente (gráfico B) e altos níveis de velocidade de soldagem (gráfico D), a variação da vazão de gás quase não apresentou efeito provavelmente devido à deficiência energética, o que criou certa dificuldade para a movimentação de material para a região da raiz da solda.

O aumento da velocidade de soldagem produz uma redução do tempo em que o arco atua em determinada região da peça, provocando uma redução no volume da poça de fusão e também na dimensão do reforço da raiz da solda como pode ser visto nos gráficos A, D e E da Fig. (2). Para baixos níveis de corrente (gráfico A), vazão de gás de plasma (gráfico D) e velocidade da alimentação (gráfico E), o aumento da velocidade de soldagem a partir dos níveis intermediários produziu um

aumento atípico no reforço da raiz da solda, que provavelmente ocorreu devido a uma redução excessiva do volume total da poça de fusão e que acentuou o efeito da pressão do arco (menos força para deslocar o metal fundido e formar o keyhole).

A velocidade de alimentação não apresentou um efeito significativo sobre o reforço da raiz como pode ser visto através dos gráficos C, E e F da Fig. (2). O uso de metal de adição retira energia do arco para a sua fusão, mas por outro lado contribui com o aumento do volume da poça de fusão. Nos testes, parece ter havido um balanço entre estes dois efeitos sobre a formação da raiz da solda. No geral, houve uma ligeira tendência do reforço da raiz da solda aumentar com a redução da velocidade de alimentação.

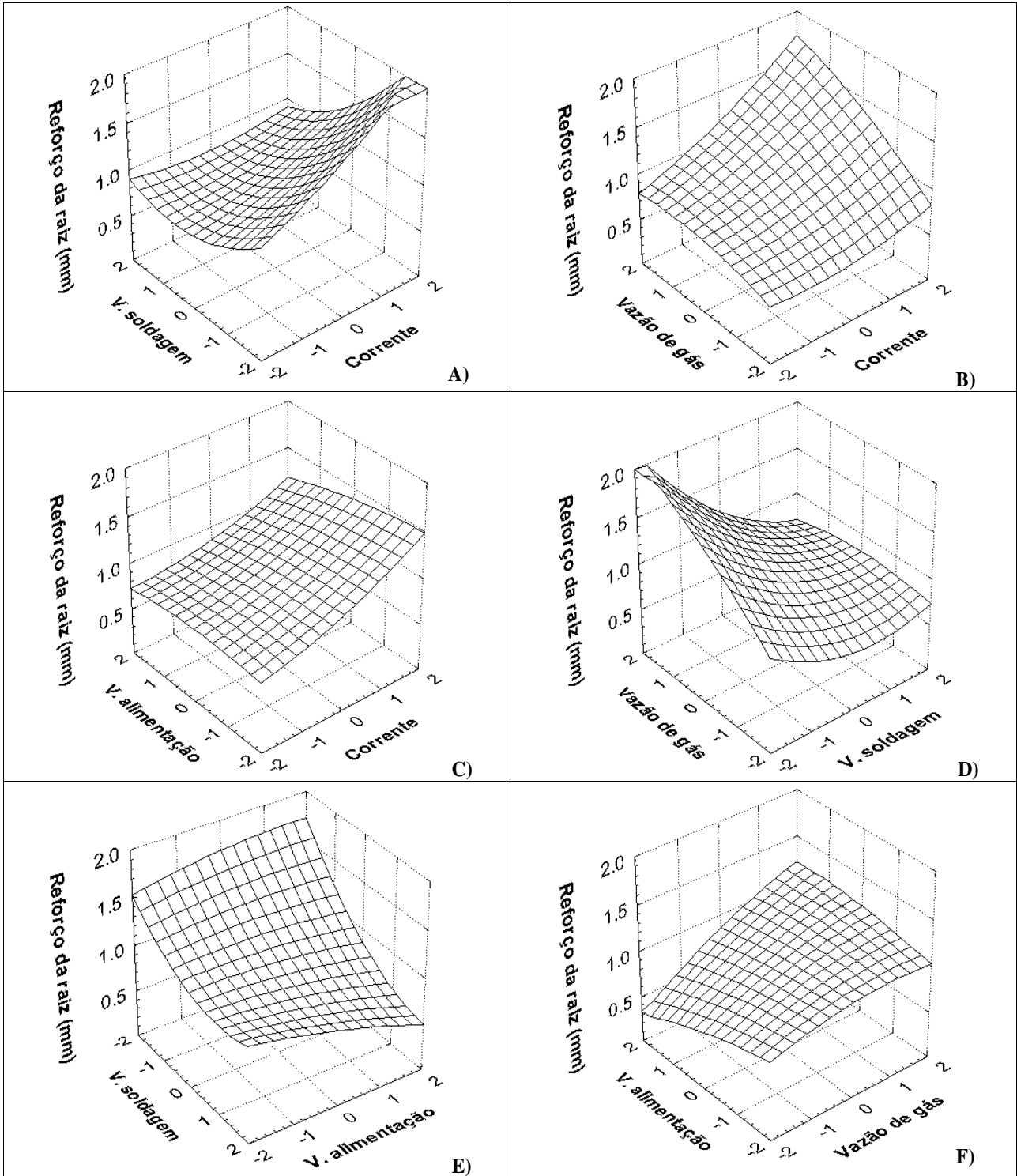


Figura 2- Superfícies de resposta para o reforço da raiz da solda.

b) Largura da raiz (LR)

$$LR = 3,9189 + 0,3013I - 0,5725Vs + 0,3040Vg - 0,0770Va - 0,1445IVs + 0,0707IVg - 0,1238IVa - 0,2309VsVg - 0,0610VsVa + 0,1536VgVa + 0,0395I^2 + 0,0793Vs^2 - 0,0410Vg^2 - 0,0568Va^2 \text{ (mm)} \quad (2)$$

A Figura (3) mostra as superfícies de resposta obtidas para a largura da raiz da solda a partir da Eq. (2). Pode-se notar que as variáveis que influíram no reforço da raiz, o fizeram no mesmo sentido sobre a largura da raiz.

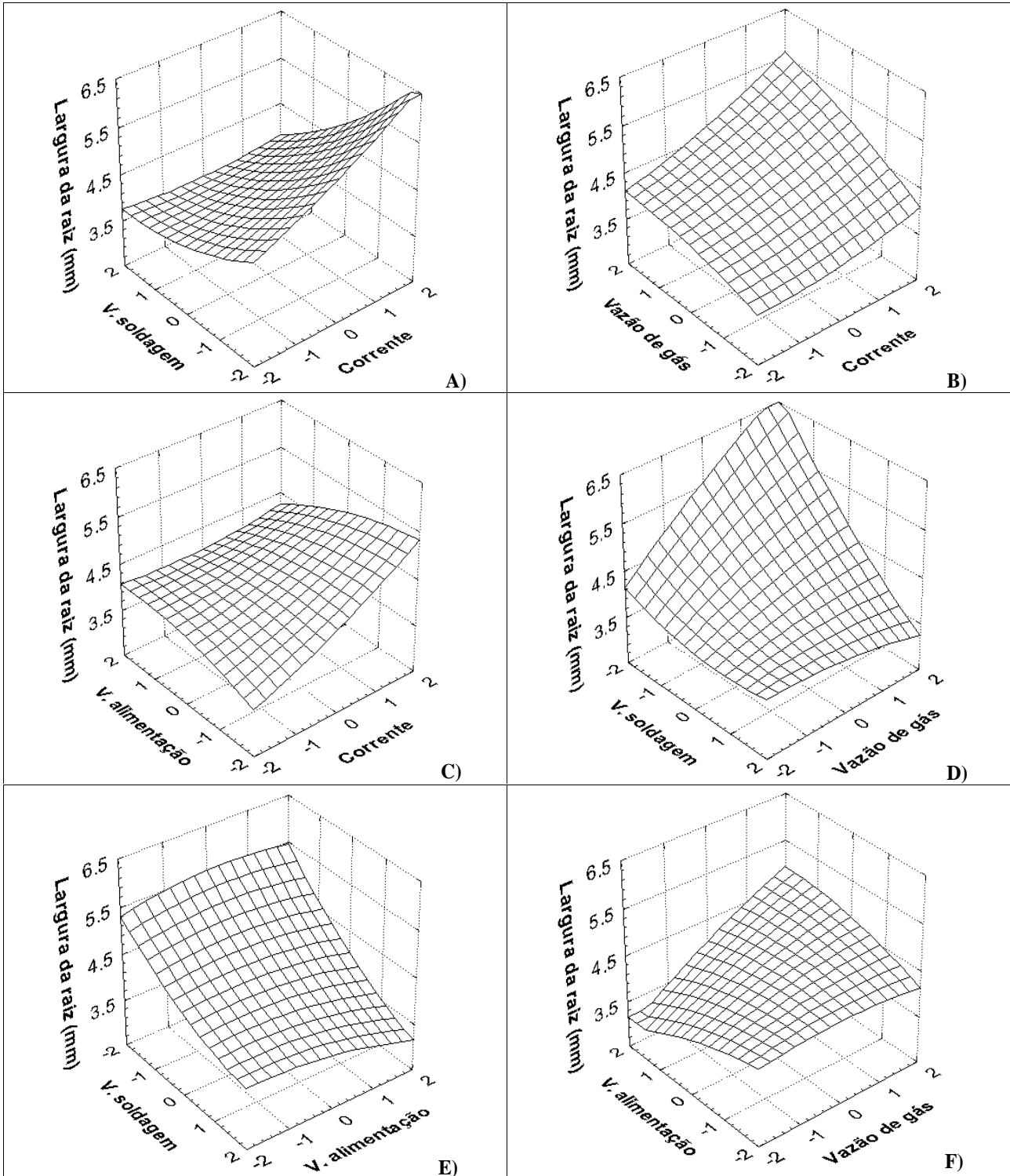


Figura 3- Superfícies de resposta para a largura da raiz da solda.

c) Largura da face (LF)

$$LF = 7,642 + 0,1103I - 0,2993Vs - 0,1146Vg - 0,0150Va + 0,0230IVs + 0,0177IVg - 0,0093IVa + 0,1591VsVg - 0,0103VsVa - 0,0937VgVa - 0,0441I^2 + 0,0142Vs^2 + 0,0323Vg^2 + 0,1026Va^2 \quad (\text{mm}) \quad (3)$$

A Figura (4) mostra as superfícies de resposta obtidas para a largura da face da solda através da Eq. (3).

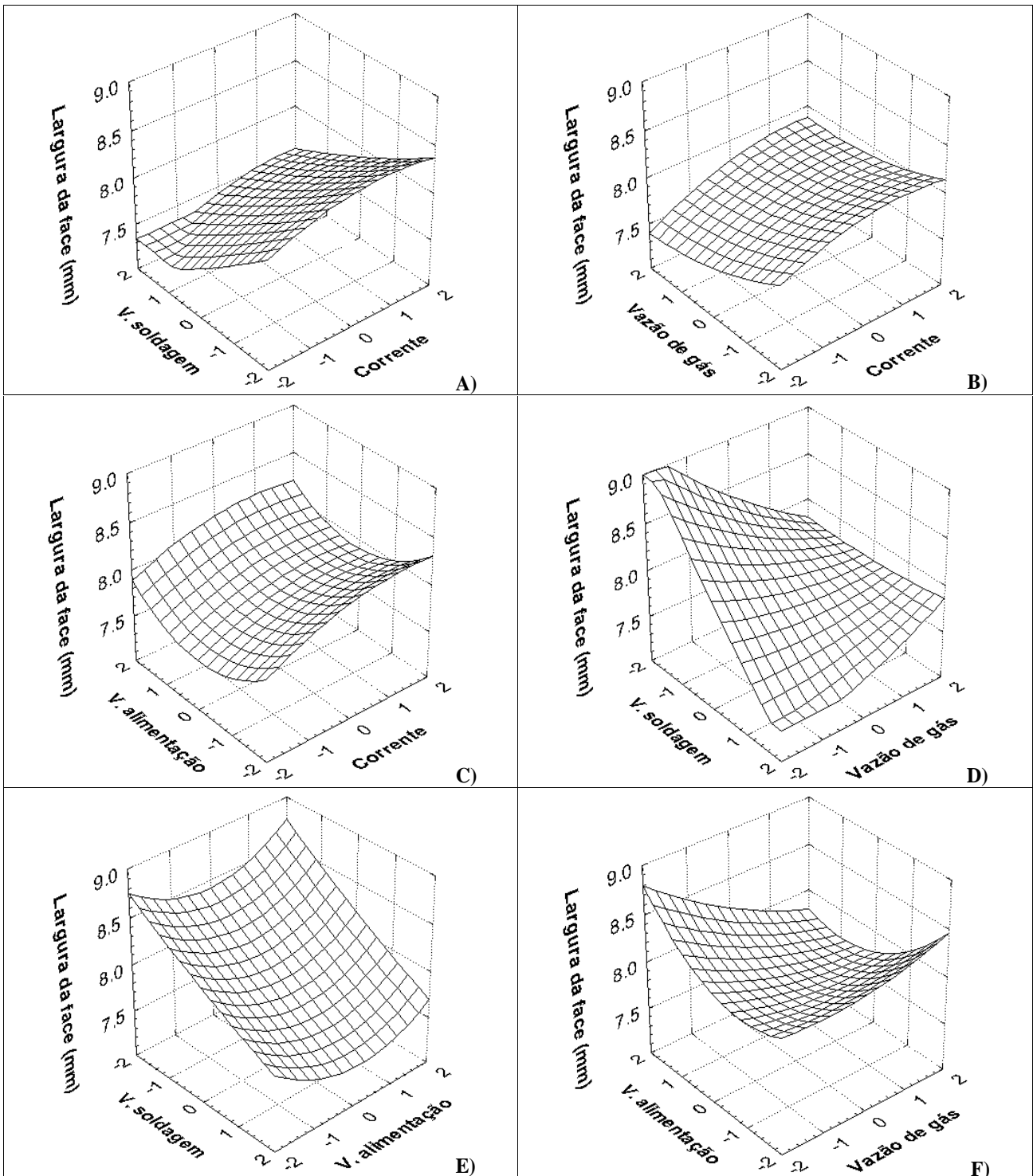


Figura 4- Superfícies de resposta para a largura da face da solda.

A largura da face da solda é principalmente influenciada pela largura do arco que incide sobre a peça e pela velocidade de soldagem. A largura do arco, por sua vez, é definida pelo efeito de constrição e pela distância tocha peça. Neste planejamento, como a distância tocha peça foi mantida constante em todos os testes, a largura da face da solda é considerada como sendo uma função do efeito de constrição do arco e da velocidade de soldagem.

O aumento da corrente produz um maior nível de ionização em função da maior temperatura gerada no arco. Este efeito tende a aumentar a largura do arco e, conseqüentemente, a largura da face da solda. Este efeito pode ser visto através dos gráficos A, B e C da Fig. (4). Um efeito contrário foi verificado para aumentos na vazão do gás de plasma. Quanto maior é a vazão de gás de plasma, maior é o efeito de constrição térmica através da retirada de calor das partes externas do arco, resultando em soldas mais estreitas (gráficos B, D e F da Fig. (4)). A velocidade de soldagem também apresentou tendência de atuar de forma inversamente proporcional sobre a largura da face, principalmente através da redução do tempo da ação do arco sobre a poça de fusão, reduzindo a região fundida (gráficos A, D e E da Fig. (4)). O efeito da velocidade de alimentação sobre a largura da face da solda foi bastante variável conforme mostrado nos gráficos C, E e F da Fig. (4), obtendo-se curvas com forma de sela. Os valores mínimos da largura da face foram obtidos nos níveis intermediários de velocidade de alimentação. A medida que se avança para as extremidades, reduzindo ou aumentando o seu nível, cada vez mais a largura da face tendeu a aumentar.

e) Interpretação dos resultados do modelo

As equações do modelo proposto são válidas dentro das faixas analisadas das variáveis e nas mesmas condições empregadas. Substituindo os valores das variáveis (em unidades padronizadas) nas equações, é possível estimar a geometria final do cordão de solda. Entretanto, algumas considerações devem ser feitas para uma correta interpretação dos resultados.

A principal indicação da formação do keyhole na soldagem é a formação da raiz da solda. Entretanto, a interpretação dos resultados pode ser importante para detectar condições extremas como penetração excessiva ou penetração incompleta. A penetração incompleta pode ser prevista quando o valor do reforço da raiz da solda for negativo (não formação da raiz da solda). A penetração excessiva pode ser prevista a partir de valores excessivos para o reforço da raiz ou para a largura da raiz e devem ser evitados ao máximo. Este reconhecimento é feito pela experiência, mas de maneira prática e para as condições estudadas, valores acima de 1,5 mm para o reforço da raiz e de 5,0 mm para a largura da raiz indicam uma condição com forte tendência à penetração excessiva.

Apesar de não se ter apresentado valores para o reforço da face, suas medidas foram adequadas com relação à geometria de cordão em todos os testes. O valor máximo encontrado para o reforço da face foi de 0,9 mm, o que é aceitável do ponto de vista da uniformidade geométrica do cordão de solda.

4. Avaliação do modelo

Estatisticamente, os modelos apresentaram bons resultados, mostrando um ajuste adequado em relação aos valores experimentais. As equações 1, 2 e 3 apresentaram R² de 0,925, 0,903 e 0,884 respectivamente, evidenciando a qualidade do ajuste por parte dos modelos. A análise de variância também forneceu bons resultados, com valores do P-nível de 0,0001, 0,0005 e 0,0011 respectivamente para as Eqs. (1), (2) e (3), mostrando um nível de significância do efeito das variáveis acima de 99%.

Para verificar a precisão dos modelos matemáticos desenvolvidos, uma bateria de 5 testes foi feita seguindo o mesmo procedimento adotado, utilizando níveis intermediários aos usados na matriz do planejamento experimental. O erro percentual obtido entre os valores reais (medidos) e previstos foi utilizado como parâmetro para a validação experimental dos modelos. A Tabela (3) mostra as condições experimentais utilizadas e os respectivos resultados quanto a penetração. A Tabela (4) mostra a comparação entre as medidas reais e previstas através dos modelos. O erro percentual foi calculado através da Eq. (4).

$$Erro(\%) = \frac{(valor_real - valor_previsto)}{valor_real} \times 100 \tag{4}$$

Tabela 3- Condições experimentais para validação dos modelos.

| Teste | I (A) | Vs (cm/min) | Vg (l/min) | Va (m/min) | Im (A) | Vm (V) | Resultado |
|-------|--------------|-------------|------------|------------|--------|--------|----------------------|
| 1 | 1,5 (197) | 1,5 (32,8) | 0 (1,5) | 0 (1,0) | 194 | 31,6 | Keyhole |
| 2 | -0,7 (181) | -1,2 (26) | 1,5 (1,73) | 1 (1,1) | 178 | 31,2 | Penetração excessiva |
| 3 | -0,714 (181) | -0,8 (27) | 1 (1,65) | 1 (1,1) | 178 | 31,3 | Keyhole |
| 4 | -0,143 (185) | -0,8 (27) | 1 (1,65) | 1 (1,1) | 182 | 31,6 | Keyhole |
| 5 | 0,857 (192) | -0,8 (27) | 1 (1,65) | 1 (1,1) | 190 | 32,5 | Penetração excessiva |

Tabela 4- Comparação entre os valores reais e previstos (valores em mm).

| Teste | RR Real | RR Previsto | Erro RR (%) | LR Real | LR Previsto | Erro LR (%) | LF Real | LF previsto | Erro LF (%) |
|-------|------------|----------------|----------------|------------|----------------|----------------|------------|----------------|----------------|
| 1 | 0,75 | 0,71 | 5,3 | 3,26 | 3,45 | -5,8 | 7,80 | 7,34 | 5,9 |
| 2 | - | 1,41 | - | 5,14 | 5,37 | -4,5 | 7,54 | 7,50 | 0,5 |
| 3 | 1,07 | 1,10 | -2,8 | 4,41 | 4,70 | -6,6 | 8,15 | 7,59 | 6,9 |
| 4 | 1,38 | 1,25 | 9,4 | 4,73 | 4,89 | -3,4 | 7,86 | 7,67 | 2,4 |
| 5 | - | 1,55 | - | 5,75 | 5,29 | 8,0 | 7,84 | 7,74 | 1,3 |

Os resultados da Tab. (4) indicaram que o modelo conseguiu prever com pequena margem de erro os parâmetros geométricos referentes à raiz da solda, mostrando ser possível prever estas dimensões de forma relativamente segura. A previsão da largura da face da solda também foi adequada, apresentando erros relativamente baixos. A análise do reforço e da largura da raiz deve ser feita com cuidado, devendo-se buscar sempre condições que não gerem valores nem muito pequenos (tendência de falta de penetração), nem muito grandes (penetração excessiva). Nota-se que a condição de penetração excessiva obtida nos testes 2 e 5 pôde ser prevista através dos valores exagerados de reforço e largura da raiz, acima de 1,4 mm e de 5,0 mm, respectivamente. Estes valores indicam uma forte tendência de penetração excessiva conforme comentários feitos anteriormente a respeito da interpretação dos resultados do modelo.

5. Otimização da condição de soldagem

A otimização da soldagem a plasma a partir dos modelos obtidos foi testada de duas formas: a primeira através de um programa de otimização e a segunda feita manualmente através da experiência prática. O programa utilizado para a otimização foi o DOT – Design Optimization Tools, versão 4.20, onde foram testados dois métodos de otimização, o Método do Multiplicador de Lagrange Aumentado (MMLA) e o Método das Direções Viáveis (MDV). A função objetivo a ser maximizada foi $(2,5*Vs + 29)/(7*I + 186)$, de modo a se obter a máxima velocidade de soldagem para maior produtividade e a mínima corrente para minimizar o desgaste do bocal. A substituição do bocal é uma operação trabalhosa e deve ser evitada ao máximo. Nota-se que a função objetivo transforma os níveis das variáveis (Vs) e (I) em unidades convencionais (ver Tab. (1)). Para cada um dos métodos de otimização, foram utilizadas 6 estimativas iniciais a partir das quais o programa tentou maximizar a função objetivo dentro da região experimental. Para efeito de comparação, somente os melhores resultados de cada método foram selecionados.

A otimização manual foi feita através de substituição de valores nas Eqs. (1), (2) e (3). Neste caso, a velocidade de soldagem foi especificada no valor máximo da região experimental (nível 2), a vazão de gás de plasma também no nível máximo para ajudar a reduzir o desgaste do bocal (refrigeração) e a velocidade de alimentação no nível mínimo. Com estas variáveis selecionadas, reduz-se gradualmente o nível da corrente para obter o máximo valor de $(2,5*Vs + 29)/(7*I + 186)$, considerando uma das equações (Eqs. (1), (2) e (3)). No método manual de substituição de valores, fica difícil controlar os valores das dimensões da solda, mas procurou-se obter o valor especificado para o reforço da raiz da solda, usando como referência a Eq. (1).

As especificações geométricas da solda foram estabelecidas através da prática e da observação dos resultados dos testes do planejamento experimental. Os valores especificados para uma solda geometricamente adequada foram:

$$\begin{aligned} RR &= 0,5 \text{ mm;} \\ LR &= 3,0 \text{ mm;} \\ LF &= 7,0 \text{ mm.} \end{aligned}$$

A Tabela (5) mostra uma comparação entre os resultados obtidos pelo programa de otimização e pela otimização manual. Pode-se notar que, embora todos os métodos utilizados apresentaram valores próximos da função objetivo, os melhores resultados foram obtidos para a otimização através do programa computacional. Pode-se notar também que a geometria obtida com a otimização computacional foi exatamente a geometria especificada, o que não ocorreu na otimização manual, onde só a resposta verificada atingiu o valor especificado (reforço da raiz).

Ambos métodos computacionais apresentaram resultados compatíveis. O método MMLA gerou resultados com maiores corrente, velocidade de soldagem, vazão de gás de plasma e velocidade de alimentação do que o método MDV. A escolha da condição mais adequada vai depender de uma análise de custo entre produtividade e custos com consumíveis. O método manual foi o que possibilitou a maior velocidade de soldagem, mas não permitiu obter a geometria especificada.

Tabela 5- Comparação dos resultados dos métodos de otimização.

| | MMLA | MDV | Método manual |
|---------------------------------------|---------------------------|---------------------------|------------------|
| Estimativa inicial (I, Vs, Vg, Va) | (0, 2, 2, -1) | (0, 1, 1, 0) | (0,12; 2; 2; -2) |
| Parâmetros otimizados (I, Vs, Vg, Va) | (-1,20, 1,84, 0,70, 0,34) | (-1,34, 1,75, 0,81, 0,20) | (0,12, 2, 2, -2) |
| RR (mm) | 0,5 | 0,5 | 0,5 |
| LR (mm) | 3,0 | 3,0 | 2,2 |
| LF (mm) | 7,0 | 7,0 | 8,5 |
| $(2,5*Vs + 29)/(7*I + 186)$ | 0,189 | 0,189 | 0,182 |

6. Conclusões

- A metodologia proposta apresentou bons resultados com relação à previsão da geometria final das soldas, com desvios máximos observados em torno de 10%.
- A metodologia se mostrou adequada para a verificação do efeito de poucas variáveis sobre a geometria da solda.
- A corrente de soldagem apresentou um efeito diretamente proporcional sobre todos os parâmetros geométricos analisados.
- A velocidade de soldagem e a velocidade de alimentação tenderam a afetar de forma inversamente proporcional os parâmetros geométricos de cordão analisados.
- A vazão de gás de plasma foi diretamente proporcional com o reforço e a largura da raiz, mas foi inversamente proporcional com relação à largura da face da solda.
- A otimização computacional permitiu maximizar a função objetivo e obter a geometria especificada.
- A otimização manual também foi possível, mas não garantiu a geometria especificada da solda.

7. Referências

- AWS – American Welding Society, 1991, “Plasma arc Welding”, In: Welding Handbook, 8th ed., vol. 2, pp. 329 - 350.
- Gunaraj, V. and Murugan, N., 2000, “Prediction and Optimization of Weld Bead Volume for the Submerged Arc Process – Part 1 and Part 2”, Welding Journal, October and November.
- Kim, C. J., Kauh, S., Ro, S. T. and Lee, J. S., 1994, “Parametric Study of the Two-Dimensional Keyhole Model for High Power Density Welding Processes”, Journal of Heat Transfer, v. 166, pp. 209 - 214, February.
- Martikainen, J. K. and Moisio, T. J. I., 1993, “Investigation of the Effect of Welding Parameters on Weld Quality of Plasma Arc Keyhole Welding of Structural Steels. Welding”, Welding Journal, pp. 330s - 340s, July.
- Richardson, I. M., 1991, "Hyperbaric Plasma Welding", Ph.D. Thesis, Cranfield Institute of Technology.
- Richetti, A. e Ferraresi, V. A., 2000, “Instabilidade do Keyhole na Soldagem a Plasma”, I CONEM – Congresso Nacional de Engenharia Mecânica, Natal – RN, Brasil, CD-ROM.
- Walsh, D. W. and Nunes Jr, A. C., 1989, “Keyhole Flow Phenomena in VPPA Weldments”, Proceedings of the 2nd International Conference on Trends in Welding Science and Technology, ASM International, Gatlinburg, Tennessee, USA, pp. 501 - 505, 14 - 18 May.

Prediction of weld bead geometry and optimization of keyhole plasma welding of AISI 304L stainless steel

André Richetti

Universidade Federal de Uberlândia, Faculdade de Engenharia Mecânica, Uberlândia, MG, Brazil. E-mail: arichett@mecanica.ufu.br

Valtair A. Ferraresi

Universidade Federal de Uberlândia, Faculdade de Engenharia Mecânica, Uberlândia, MG, Brazil. E-mail: valtairf@mecanica.ufu.br

Abstract: The arc welding includes a series of processes, each of them with proper features and applications. This diversity causes certain difficulties for an adequate process selection, which is depended on the requirements needed to fulfil a determined task. The plasma arc welding has acquired a significant acceptance in the last years for automated welding, and nowadays it is considered as a promising alternative to such conventional processes like GTAW and GMAW, especially when using the keyhole technique. This process uses a high temperature, constricted plasma column to obtain fusion and coalescence of metals. This work is aimed to develop a model for the process using the response surface methodology, with current, welding speed, plasma gas flow rate and wire feed rate as input factors. This model was used to determine optimal keyhole plasma welding conditions as to weld bead geometry and process productivity when welding stainless steel. The results show that it is possible to optimize the welding process using the methodology developed.

Keywords: Plasma welding, Keyhole, modeling, AISI 304L stainless steel.

INVESTIGAÇÃO DO PROCESSO DE ROSCAMENTO COM ALTA VELOCIDADE DE CORTE EM FERRO FUNDIDO

Alexandre Araújo Bezerra

Reginaldo Teixeira Coelho

Leonardo Roberto Silva

Aldo Braghini Júnior

Universidade de São Paulo – Escola de Engenharia de São Carlos – Departamento de Engenharia Mecânica – Núcleo de Manufatura Avançada – Av. do Trabalhador São-carlense, 400 – Centro – São Carlos – SP – CEP: 13566 590 – Fone: 0xx16 273 9438 – Fax: 0xx16 273 9402 – E-mail: aab@sc.usp.br, rtcoelho@sc.usp.br, lrsilva@sc.usp.br e aldobj@sc.usp.br.

Marcos Soto

Titex Plus Precision Cutting Tools – Sandvik do Brasil S.A. Indústria e Comércio – Av. das Nações Unidas, 21732 – CEP: 04795 914 – São Paulo – SP – E-mail: marcos.soto@sandvik.com.

Resumo. Objetiva-se estudar os mecanismos e tipos de desgaste atuantes nos machos de corte e a qualidade das roscas usinadas no processo de roscamento com alta velocidade de corte (HST – High Speed Tapping), de forma a avaliar tipo de revestimento e/ou modo de fabricação destas ferramentas de corte. A experimentação foi realizada com velocidades de corte entre 30 e 60 m/min, esta já na faixa de alta velocidade de corte, em ferro fundido cinzento GG25 e na condição a seco. Para isso, usou-se um cabeçote de roscar auto-reversível. Foram utilizados machos de corte de aço rápido comum (HSS – High Speed Steel), revestido (HSS-Co com TiAlN) e fabricado por metalurgia do pó revestido (HSS-Co-PM, um com TiAlN e outro com TiCN). Os resultados ratificam a necessidade de se utilizar revestimento ou tratamento superficial nos machos de corte no HST, devido às condições agressivas inerentes a tal processo. O macho de corte fabricado por metalurgia do pó com revestimento de TiAlN apresentou melhores resultados nas condições aplicadas neste trabalho.

Palavras chave. roscamento com alta velocidade de corte, revestimento, desgaste.

1. Introdução

A busca por maior produtividade, redução dos custos, flexibilidade da produção, melhor qualidade superficial e dimensional, além do desenvolvimento de novos materiais, está cada vez mais presente nas indústrias de produtos usinados que almejam manter, ou ampliar, sua participação no atual mercado globalizado. Certamente a usinagem com alta velocidade de corte (HSC – High Speed Cutting ou HSM – High Speed Machining) é uma das novas tecnologias que pode garantir competitividade em curto espaço de tempo.

As condições severas de corte impostas pela HSC requerem a utilização, na maioria dos casos, de grande quantidade de fluido de corte, pois a demanda de refrigeração devido às altas temperaturas desenvolvidas na região de corte é muito alta. Porém, o uso de fluido de corte aumenta consideravelmente os custos de produção pela exigência de leis ambientais e trabalhistas (Aronson, 1995; Klocke & Eisenblätter, 1997b; Narutaki et al, 1997; Heisel & Lutz, 1998; Santos & Da Silva, 2001).

A usinagem a seco tem despertado a atenção de pesquisadores e técnicos da área como alternativa aos fluidos de corte. Analisando-se tecnicamente o corte a seco, ele só é viável quando o tempo de usinagem, o tempo de vida da ferramenta e a qualidade superficial da peça forem adequados. Do ponto de vista econômico o corte a seco será adotado como uma prática comum quando os custos de produção de uma peça, sem os benefícios dos fluidos de corte, forem equivalentes ao custo de compra, manutenção e descarte dos fluidos segundo as normas ambientais (Dunlap, 1997).

Como os benefícios dos fluidos de corte não estão disponíveis no corte a seco, a temperatura de corte mais elevada pode afetar a precisão de forma e dimensional, além da microestrutura da sub-superfície da peça usinada (Klocke & Eisenblätter, 1997a; Klocke et al, 1998; Dörr, 1999; Novaski & Dörr, 1999). A máquina-ferramenta também pode dilatar-se, o que resultaria em desvios de medida da peça, os quais podem atingir níveis intoleráveis (Sahm & Schneider, 1996; Heisel & Lutz, 1998; Dörr, 1999).

Do ponto de vista da ferramenta é necessário observar duas características essenciais dos materiais de corte: a dureza a quente e a tenacidade. Os revestimentos e os tratamentos superficiais de ferramentas também desempenham um papel importante. Sobretudo quando se deseja usinar com alta velocidade de corte. Segundo Kalthöfer (1997) e Schulz (1999) as modificações da geometria da ferramenta e a aplicação de revestimentos resistente a altas temperaturas podem reduzir os efeitos da temperatura sobre a ferramenta.

Mesmo que o valor despendido com o consumo de ferramentas de corte represente uma parcela muito pequena no custo final do produto, elas exercem uma influência considerável na produtividade e nos custos de produção. A taxa de remoção de material é determinada muito mais pelos fatores tribológicos que ditam o quão rapidamente uma ferramenta de corte pode mover-se através do material do que outros fatores como a limitação da máquina. Quando a ferramenta de corte se desgasta, a operação tem que ser interrompida e a ferramenta, trocada ou reafiada (Yuhara, 2000).

Os custos com a parada da máquina para troca da ferramenta e os custos com a reafiação e uma nova preparação são uma parcela considerável do custo total de produção (Yuhara, 2000).

Os processos de torneamento e fresamento tiveram uma evolução significativa em relação a HSC. Isto porque são operações mais simples em termos da cinemática, do controle do processo, da remoção do cavaco e da dissipação de calor em comparação a outros processos de usinagem, tais como a furação e o roscamento.

Nas indústrias, a velocidade de corte utilizada no processo de roscamento interno com macho é relativamente baixa, em torno de 20 m/min. Segundo Müller & Soto (1999) suas limitações são devido às ferramentas de corte, material e geometria inadequados, e às máquinas-ferramenta, velocidades e avanços elevados e rápida reversão da rotação. Hoje em dia, máquinas-ferramentas mais modernas e equipamentos de auto-reversão permitem velocidades de corte de até 180 m/min com boa qualidade das roscas usinadas (Agapiou, 1994), dependendo do diâmetro da ferramenta de corte e do material a ser usinado.

Com isso, objetiva-se estudar os mecanismos e tipos de desgaste atuantes nos machos de corte e a qualidade das roscas usinadas no processo de HST, de forma a avaliar tipo de revestimento e/ou modo de fabricação destas ferramentas de corte.

2. Roscamento com Alta Velocidade de Corte

2.1. Histórico e definição da HSC

A HSC surgiu na década de 20 através de uma série de experimentos realizados por Carl J. Salomon (Flom & Komanduri, 1989; Dewes & Aspinwall, 1997; e Agba, 1999). Porém, naquela época, não era possível atingir velocidades de corte realmente elevadas e acreditava-se, com isso, que as temperaturas e as forças de corte decresciam a medida em que se aumentava a velocidade de corte. Apenas nos últimos anos, com o desenvolvimento de eixos-árvore com alta rotação, tal tecnologia pôde ser pesquisada e aplicada em indústrias.

Não existe um consenso da literatura em relação à definição de HSC. Segundo Kitagawa et al (1996), Schulz (1997) e Finzer (1997), a definição do que é altíssima velocidade de corte está intimamente associada ao tipo de material usinado, tipo de operação de corte e tipo de ferramenta, entre outros itens. De acordo com Heisel & Gringel (1996), Schock (1998) e Schulz (1999), entende-se por HSC a usinagem de materiais com velocidades de corte e taxas de avanço aumentadas por um fator de 5 até 8 em relação às velocidades de corte e avanços tradicionais. Enderle & Knuszynski (1998) e Müller & Soto (1999) afirmam que as definições variam substancialmente conforme se muda de um tipo de usinagem para outro. A usinagem com alta velocidade de corte não deve ser relacionada a um único nível de velocidade de corte, como regra absoluta. Para ser mais exato, devem ser considerados também os materiais a serem usinados, além do processo.

A tecnologia de HSC impõe exigências bem peculiares: as máquinas-ferramentas devem satisfazer requisitos particulares de segurança, possuir estruturas otimizadas mecanicamente e eixos-árvore de alta rotação para atingir as velocidades de corte desejadas no processo, além disso as enormes faixas de avanço resultantes e os dados necessários para a aceleração só podem ser obtidos com eixos-árvore de acionamento dinâmico (dynamic main drives) e estruturas de máquinas estáveis com boas características de fixação; comandos numéricos rápidos e modernos são absolutamente essenciais para a implementação de processos de alta velocidade de corte (Müller & Soto, 1999; Silva et al, 2000). As ferramentas de corte, as quais são submetidas às condições térmicas severas que se originam nas altas velocidades de corte, devem possuir suas geometrias, substratos e revestimentos otimizados; e a mão-de-obra deve ser especializada e atualizada em relação à fenomenologia e à otimização das condições de corte da usinagem com alta velocidade de corte. Quando todas essas características são reunidas, tem-se o processo de usinagem com alta velocidade de corte (HSM – High Speed Machining).

De acordo com vários trabalhos (Schulz, 1996; Kirschnik, 1997; Dewes & Aspinwall, 1997; Schulz, 1997; Novaski & Corrêa, 1998; Andrae, 1999a; e Müller & Soto, 1999) as principais vantagens da HSC são: altas taxas de remoção de material; redução das forças de corte proporcional ao aumento das velocidades de corte; melhor dissipação do calor do processo de corte, pois a maior parte da energia térmica gerada se concentra no cavaco (Ferraresi, 1985; Machado & Da Silva, 1999), resultando em mínima distorção da peça, boa capacidade de usinar peças de paredes finas e menor aquecimento da peça usinada; redução do tempo de produção, devido aos tempos de corte e de máquina-ferramenta parada extremamente reduzidos; produção de peças com melhor qualidade superficial, o que elimina muitas vezes trabalhos posteriores, e dimensional, especialmente em usinagem de peças delgadas; e custos de fabricação reduzidos devido a ciclos totais de produção mais rápidos; usinagem sem vibrações, pois as oscilações induzidas pelo corte da ferramenta são de alta frequência; e melhoria nos mecanismos de formação de cavaco. Entretanto, os parâmetros de corte para a usinagem otimizada ainda não são totalmente conhecidos e dominados.

2.2. Processo de roscamento interno com macho

A importância deste processo consiste em sempre ser uma das últimas operações de usinagem, cuja peça já possui um alto valor agregado e por isso deve ser confiável para evitar refugos (Sha et al, 1990; Müller & Soto, 1999). Porém, é uma das mais complexas operações no corte de metal (Lorenz, 1980). Uma má escolha de ferramenta, condições de corte críticas ou uma lubrificação inadequada são fatores que levam, na melhor das hipóteses, a um roscamento fora da tolerância, e, na pior, à quebra da ferramenta e ao sucateamento da peça (Sha et al, 1990; Fantin, 1992).

Existem vários problemas freqüentemente encontrados nos processos de roscamento tais como quebra, desgaste do macho, erro síncrono entre os movimentos rotacional e o avanço e desalinhamento entre o macho e o furo, dentre outros (Du et al, 1995). Suas principais características são: é um processo altamente transiente, pois o ciclo completo é realizado em poucos segundos e pode ser dividido em corte e retorno, no início os dentes executam o corte e o número de arestas em ação aumenta continuamente, praticamente não havendo um período estável; as operações anteriores, tais como furação, alargamento e chanfro, têm forte influência sobre o processo de roscamento; um macho tem normalmente vários canais e sua ponta é cônica ou chanfrada, ou seja, a ação de corte é realizada primeiramente pelas arestas da região cônica, fazendo com que o desgaste ocorra principalmente nesta região, e, similar a outros tipos de arestas de corte, este desenvolve-se sobre as superfícies de saída e de folga, dependendo do material da peça e das condições de corte (Sha et al, 1990).

As velocidades exigidas e a rápida reversão da rotação podem ser implementadas em máquinas menores através de mandril flutuante. Velocidades mais altas são possíveis em máquinas CNC com eixo-árvore sincronizado. Os movimentos de rotação e de avanço se correspondem durante todo o tempo, e o macho deve ser fixado em um suporte rígido. Nesse caso, esse sincronismo é definido pelo comando da máquina, normalmente girando no máximo em torno de 3000 rpm. As velocidades mais elevadas podem ser obtidas com uma unidade de roscamento auto-reversível de alta velocidade (Müller & Soto, 1999), conhecido também como cabeçote de roscar auto-reversível. A reversão é executada por este dispositivo, não havendo necessidade de reversão do sentido de rotação do eixo árvore da máquina CNC, através de um sistema composto de engrenagens cônicas.

2.3. Parâmetros da usinagem

As variáveis dependentes mais importantes na usinagem com alta velocidade de corte são força, temperatura de corte e acabamento superficial. Todas estas variáveis são fortemente influenciadas pela velocidade de corte.

Tem sido confirmado que a força de corte diminui com o aumento da velocidade de corte até um valor mínimo, o qual é alcançado a uma velocidade característica em um determinado material. Além desta velocidade característica, a força tende a aumentar lentamente. Por exemplo, a força para o aço AISI 4340 continua a diminuir com o aumento da velocidade até cerca de 1500 m/min, onde a força começa a aumentar com a velocidade. Similarmente ao aço AISI 4340, o alumínio 6061-T6 exibe uma redução inicial na força com o aumento da velocidade até aproximadamente 3000 m/min, além do qual a força aumenta levemente. Em contraste aos resultados encontrados com o aço AISI 4340 e o alumínio, a força de corte para o titânio é relativamente invariável com a velocidade. Na prática, a velocidade de corte máxima para o alumínio não parece ser limitada pelo desgaste da ferramenta de corte; velocidade do eixo-árvore e potência são os fatores de controle. Deveria ser óbvio, entretanto, que altas velocidades do eixo-árvore apenas não garantissem altas taxas de remoção de material. Altas taxas de avanço e profundidades de corte adequadas são também necessárias. Dependendo dos tipos de corte a serem fabricados (reto ou de contorno), a velocidade de resposta da máquina-ferramenta e seus controles podem ser críticos (Flom & Komanduri, 1989).

A evidência indica que a temperatura na interface cavaco/ferramenta aumenta com a velocidade, aproximadamente no ponto de fusão do material da peça, em lugar da diminuição a velocidades muito altas como tinha sido afirmado por Salomon. Por causa da temperatura de fusão da liga de alumínio ser baixa (aproximadamente 540°C) e estar bem abaixo das limitações de temperatura das ferramentas de carbetto e revestidas de carbetto, a velocidade de corte máxima para as ligas de alumínio parecem ilimitadas do ponto de vista da ferramenta de corte (Flom & Komanduri, 1989).

Existem indicações de que o acabamento superficial tende a melhorar com o aumento da velocidade, mas estes resultados não são conclusivos. Algumas das razões poderia ser devido a: ação de brunimento devido ao desgaste da ferramenta; menor carga do cavaco usada; e resposta dinâmica da ferramenta de corte (Flom & Komanduri, 1989).

2.4. Materiais das ferramentas de corte

Pelo fato do desgaste da ferramenta ser fortemente dependente da temperatura, este é o principal fator de limitação da velocidade. Um programa de pesquisa de dez anos sobre materiais de ferramentas para HSC concluiu que os dois principais mecanismos de desgaste associados com esta tecnologia são o desgaste por dissolução química de alta velocidade e o desgaste de difusão limitada a alta velocidade. Em essência, o material da ferramenta dissolve dentro do fluxo do cavaco (Flom & Komanduri, 1989).

Quando a velocidade de corte é aumentada, a temperatura de corte se eleva a um nível no qual a aderência do material do cavaco ocorre em todo lugar sobre a superfície da ferramenta. Esta camada de material aderente torna-se saturada com os constituintes da ferramenta e serve como uma camada de difusão limite, reduzindo a taxa de transporte do material da ferramenta para dentro do cavaco e conseqüentemente diminuindo a taxa de desgaste. O fenômeno crescente de desgaste de difusão limitada e a redução observada no desgaste ocorrem com o aumento da velocidade. Por causa do aumento exponencial da difusividade com a temperatura, um aumento adicional na velocidade de corte, além da velocidade para o mínimo desgaste, produz um aumento rápido na taxa de desgaste (Flom & Komanduri, 1989).

A consideração dos mecanismos de desgastes dos materiais das ferramentas durante a HSC sugere três possibilidades para o desenvolvimento das mesmas: material com boa estabilidade química em relação à peça, de forma que a dissolução química da ferramenta não ocorra significativamente até no ponto de fusão da peça; promoção da transição para o regime de desgaste de difusão limitada; isolamento entre a ferramenta e a peça em lugar de uma modificação do próprio material da ferramenta. Se uma camada protetora pode ser introduzida entre a ferramenta e o

cavaco, o transporte dos constituintes da ferramenta dentro do cavaco pode ser cessado. Por exemplo, o uso de lubrificantes viscosos no fresamento de perfil do titânio tem sido proveitoso (Flom & Komanduri, 1989).

A maioria dos machos de corte é fabricada de aço rápido (Johnson, 1989), habitualmente revestida com TiN (Degarmo et al, 1997). Aços rápidos para uso geral, tais como M1, M2, M7 e M10, são mais usados na confecção dos machos e têm provado ser satisfatórios para a maioria das aplicações. Os tipos M3 (classe 2) ou tipo M4 são geralmente usados para projetos de machos especiais que necessitam de maior resistência à abrasão. Quando necessita-se de alta resistência à abrasão e/ou ao amolecimento a elevadas temperaturas, os tipos T15 e M42 são usados (Johnson, 1989). Os machos de corte de aço rápido também podem ser fabricados por metalurgia do pó.

As ferramentas de aço rápido fabricadas por metalurgia do pó possuem algumas diferenças em relação às fabricadas convencionalmente: apresentam porosidade, o que diminui a resistência a tração, mas pode apresentar melhor resistência à compressão; têm melhor usinabilidade na retificação e maior tenacidade, devido a granulação mais fina; e são submetidas a tratamento térmico mais simples, que consiste de têmpera e revenimento, sem a preocupação do endurecimento secundário dos aços rápidos convencionais (Machado & Da Silva, 1999).

2.5. Revestimentos

O uso de altas velocidades de corte no roscamento com machos, gera cargas de alta torção e temperaturas elevadas, havendo, conseqüentemente, exigência de um material tenaz, porém com alta resistência térmica (Müller & Soto, 1999). Com isso, vários machos de aço rápido são revestidos com nitreto de titânio (TiN), carbonitreto de titânio (TiCN) ou nitreto de titânio alumínio (TiAlN), dentre outros.

A utilização de revestimentos isola a superfície de contato entre a ferramenta e a peça, reduz o atrito na zona de cisalhamento e leva ao aumento da isolamento térmica do material a ser usinado (Müller & Soto, 1999). A aplicação em escala industrial de revestimentos começou na década de 60 em metal duro, através do processo CVD (deposição química a vapor). Tal aplicação não podia ser realizada em aço rápido, pois esta técnica requer temperatura da ordem de 1000°C, acima da temperatura de revenimento dos aços. Somente com o desenvolvimento do processo PVD (deposição física a vapor), que usa temperaturas em torno de 500°C, foi possível fabricar ferramentas de aço rápido revestidas. Tal temperatura não compromete o tratamento térmico desse material (Machado & Da Silva, 1999; Diniz et al, 1999; Yuhara, 2000). Tais revestimentos podem ser classificados como endurecedores ou lubrificantes, de acordo com suas propriedades. As camadas dos chamados materiais macios enquadram-se no segundo tipo. Enquanto as do primeiro destacam-se por sua alta dureza, freqüentemente superior a 2500 HV. Além do reduzido desgaste por abrasão, essas camadas proporcionam pequena adesão aos cavacos. Isto, por sua vez, leva à redução da abrasão por adesão, coeficiente de atrito minimizado e menores forças de corte (Schulz et al, 2000). No roscamento com machos em HSC, comparando-se a outros processos de usinagem, as propriedades térmicas da cobertura são fator de menor influência. Isso se deve à ocorrência de menor atrito e também a menores níveis de velocidades de corte, características desse tipo de aplicação mesmo em HSC (Müller & Soto, 1999).

3. Procedimento Experimental

3.1. Materiais e equipamentos utilizados

Para a realização da experimentação, foi montado um banco de ensaio composto de um centro de usinagem horizontal CNC Varga, modelo MFH 40 (10,5 kw de potência do eixo-árvore e faixa de rotação de 50 até 5000 rpm), um cabeçote de roscar auto-reversível CST TAPMATIC RDTIC-50, com capacidade máxima de trabalho para macho de corte até M12 e rotação máxima de 2500 rpm, e uma mesa divisora, sobre a qual era fixado os corpos de prova.

O perpendicularismo entre a superfície da peça e o eixo de rotação do macho foi verificado usando-se um relógio apalpador 800 S da Puppitast Mahr, cuja resolução é de 0,01 mm. Antes da utilização da máquina para a realização dos ensaios, verificou-se a rotação do eixo-árvore com um tacômetro Hasler. O erro percentual entre o valor indicado no monitor da máquina e o medido pelo tacômetro foi sempre inferior a 2%.

Os corpos de prova adotados são volantes de ferro fundido cinzento GG25 (226 HB) usados em motores de 1000 cm³ de automóveis de passeio, cedidos por empréstimo pela AUTO PIRA S.A.. Geralmente a estrutura típica de sua matriz é ferrítica-perlítica. A análise micrográfica do material apresentou uma matriz predominantemente perlítica, contendo pouquíssima ferrita e com apenas alguns pontos de cementita e steadita (Sudo et al, 2001). Suas propriedades mecânicas são apresentadas na Tab. (1).

Tabela 1. Propriedades mecânicas do ferro fundido cinzento GG25 (DIN 1691).

| | |
|---|--|
| Limite de Resistência à Tração (kgf/mm ²) | 25 |
| Limite de Resistência à Flexão (kgf/mm ²) | 35 a 44 |
| Resistência à Compressão (kgf/mm ²) | 70 a 100 |
| Dureza Brinell (HB) | 200 a 260 |
| Módulo de Elasticidade (kgf/mm ²) | 10,5 a 12 |
| Limite de Fadiga (kgf/mm ²) | 0,35 a 0,5 do limite de resistência à tração |

Os desgastes das ferramentas foram medidos utilizando-se um microscópio ferramenteiro LEITZ WETZLAR com sistema de medição na lente ocular do microscópio e com resolução de 0,25 μm . Um calibre tampão de rosca P.N.P. M8 x 1,25 – 6H da Neomatic foi usado para a aferição da qualidade das roscas produzidas. Fotos das superfícies de saída e de folga dos machos de corte e das superfícies roscadas produzidas foram feitas pelo microscópio eletrônico de varredura DSM 960 ZEISS.

3.2. Ferramentas de corte

O tipo de broca utilizado para a usinagem dos pré-furos é o A 3265 TFL com 6,8 mm de diâmetro, norma DIN 6537 K, da TITEX PLUS. É uma broca de metal duro P40, com cobertura de TiAlN e haste padrão conforme DIN 6535HA. A furação foi realizada a seco, com avanço de 0,2 mm/rot e rotação do eixo-árvore a 3000 rpm (velocidade de corte de aproximadamente 64,1 m/min).

Foram usados quatro tipos de machos métricos M8 nos experimentos (Tab. (2)). São todos machos longos com haste reforçada conforme norma DIN 371, rosca ISO métrica grossa conforme norma DIN 13, Ajuste 6H, diâmetro (\varnothing) menor máximo igual a 6,912 mm, \varnothing menor mínimo igual a 6,647 mm e classe de tolerância ISO 2. A escolha desta medida de rosca, M8, é devido a sua grande aplicabilidade na composição de peças dentro da indústria metal mecânica, sobretudo na automobilística. Os machos de corte 2, 3 e 4 foram revestidos pelo processo PVD.

Tabela 2. Características dos machos de corte utilizados nos ensaios.

| CARACTERÍSTICAS | MACHOS MÉTRICOS M8 x 1,25 | | | |
|--|----------------------------|----------------------------|------------------------------|------------------------------|
| | comum | B1218 TFL | B1247 | B1248 TCN |
| código | 1 | 2 | 3 | 4 |
| número | 1 | 2 | 3 | 4 |
| material | HSS | HSS-Co | HSS-Co-PM | HSS-Co-PM |
| canais | helicoidais | retos | retos c/ponta helicoidal | retos c/ponta helicoidal |
| nº de canais | 3 | 4 | 3 | 3 |
| formato do chanfro (DIN 2197) | C (2 a 3 filetes de rosca) | C (2 a 3 filetes de rosca) | B (3,5 a 5 filetes de rosca) | B (3,5 a 5 filetes de rosca) |
| ângulo de chanfro χ_r (°) | 15 | 15 | 8 | 8 |
| revestimento ou tratamento superficial | - | TiAlN | TiAlN | TiCN |

3.3. Metodologia e condições de usinagem

A metodologia consistiu em roscar uma carreira de furos passantes, cada volante possuía duas carreiras de furos próximas ao centro com comprimento de furo de 13 mm mais outras três com comprimento de furo com 26 mm, realizar as medições do desgaste da ferramenta, com o microscópio ferramenteiro, e verificar a qualidade das roscas produzidas, com o calibre tampão de rosca P.N.P.. O critério utilizado para a aprovação da qualidade das roscas usinadas nos ensaios foi o calibre passar totalmente na extremidade P. (passa) e passar no máximo abaixo de um filete de rosca completo na extremidade N.P. (não passa). Caso as roscas fossem aprovadas, conforme critério pré-estabelecido, usinava-se mais uma carreira de furos, e assim por diante. Os cavacos foram coletados durante alguns ensaios para posterior análise. Inicialmente, a velocidade de corte empregada foi de 30 m/min (rotação de 1194 rpm e avanço de 1192,5 mm/min) com o macho de corte 1. Em seguida, trabalhou-se com 60 m/min (rotação de 2387 rpm e avanço de 2983,75 mm/min) para todos os machos de corte. Todos os ensaios foram realizados na condição a seco.

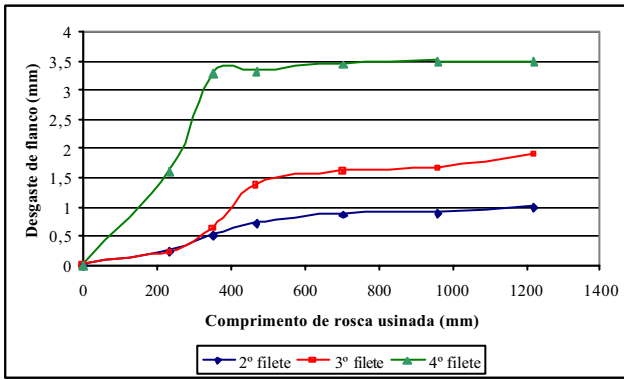
4. Resultados e Discussões

4.1. Desgaste e vida da ferramenta de corte

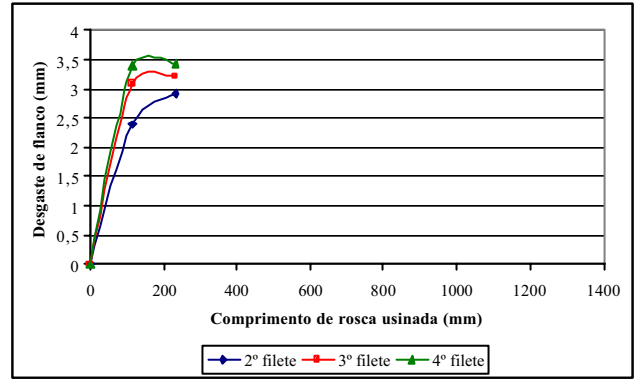
O tipo de desgaste que predominou nos machos de corte durante os ensaios foi o de flanco nas superfícies de folga sobre o filete de rosca. Observou-se também lascamento e um pequeno desenvolvimento de desgaste na superfície de saída.

O corte no processo de roscamento é realizado pelas arestas de corte dos filetes da parte chanfrada mais o primeiro filete da parte cilíndrica e, desta forma, a velocidade de corte é variável ao longo do chanfro, sendo menor nos primeiros filetes e maior no filete da parte cilíndrica.

A Figura 1 apresenta o comportamento do desgaste de flanco projetado sobre a superfície lateral do macho de corte 1. Foram medidos os desgastes de flanco do segundo, terceiro e quarto filete de cada superfície lateral, ou seja, os valores apresentados nos gráficos são uma média de três desgastes medidos nas três superfícies laterais.



(a) velocidade de corte a 30 m/min



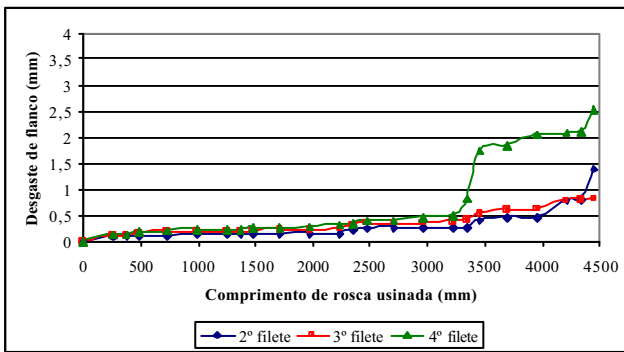
(b) velocidade de corte a 60 m/min

Figura 1. Desgaste de flanco versus comprimento de rosca usinada pelo macho de corte 1.

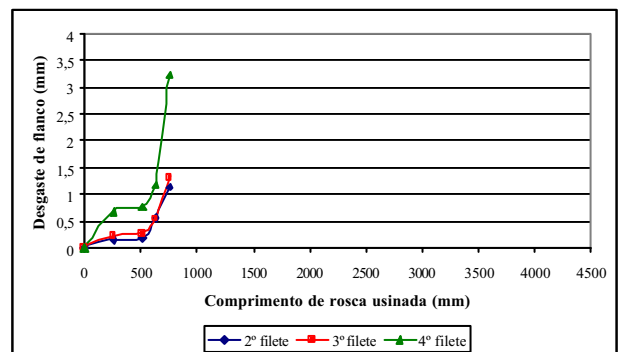
Com a velocidade de corte de 30 m/min (Fig. (1a)) foram usinados 1222 mm de comprimento de rosca com o macho de corte 1. Ao passo que dobrando-se tal velocidade, a 60 m/min (Fig. (1b)), foi possível produzir apenas 117 mm. A velocidade de corte exerceu uma forte influência sobre os mecanismos de desgaste e, evidentemente, sobre a vida da ferramenta de corte quando mudou-se de 30 para 60 m/min. Obviamente que as condições de corte tornaram-se bastante agressivas, aumentando possivelmente a temperatura de corte e o torque, influenciando de forma negativa sobre o desgaste da ferramenta e sobre a qualidade das roscas usinadas. Esta diferença comprova que, em HST, as condições de corte são altamente prejudiciais ao desempenho da ferramenta de corte.

Portanto, a utilização de outros tipos de materiais de ferramentas de corte ou aplicação de revestimentos nas mesmas, que associem resistência térmica, dureza a quente e resistência elevada ao desgaste com alta tenacidade, capaz de suportar as excessivas cargas de torção e altíssimas temperaturas inerentes a este processo (Müller & Soto, 1999), é indiscutível quando se pretende trabalhar com esta nova tecnologia.

A Figura 2 mostra gráficos de desgaste de flanco versus comprimento de rosca usinada dos ensaios que utilizaram dois machos de corte a 60 m/min de mesma geometria e modo de fabricação, fabricados por metalurgia do pó. Suas diferenças residem no fato do macho de corte 3 possuir revestimento de TiAlN e o 4 de TiCN.



(a) macho de corte 3



(b) macho de corte 4

Figura 2. Desgaste de flanco versus comprimento de rosca usinada a 60 m/min.

As ferramentas de aço rápido fabricadas por metalurgia do pó têm a vantagem de possibilitar partículas de carbonetos muito menores e mais dispersas na matriz, além de facultar a incorporação de um número maior de elementos de liga (carbonetos) que o processo de fabricação convencional (Machado & Da Silva, 1999). Sua microestrutura homogênea proporciona um alto nível de tenacidade combinado com alta resistência térmica e excelente resistência ao desgaste por abrasão (Müller & Soto, 1999), resultando em maior vida do macho de corte conforme pode ser comprovado comparando-se as Figuras (1) e (2).

O macho de corte 3 apresentou um desempenho muito superior ao 4, 4329 (Fig. (2a)) contra 702 mm (Fig. (2b)) de comprimento de rosca usinada. O revestimento de TiAlN do macho de corte 3 garantiu um aumento da resistência ao desgaste e à fadiga da ferramenta nas condições severas do corte em HST. Segundo Schulz et al (2000), durante a usinagem sob alta velocidade e a seco, as temperaturas durante o corte podem atingir bem acima de 600 °C na zona de contato entre o cavaco e a ferramenta. Sob tais condições extremas, o revestimento TiCN, amplamente utilizado, não é mais suficiente para atingir os objetivos desejados na usinagem. Apenas apresenta alta dureza sob temperaturas relativamente baixas mas, em compensação, possui maior tenacidade. Suas propriedades são espessura entre 1 a 5 µm, microdureza de 2700 a 3200 (HV0,05), resistência à oxidação até 350°C e coeficiente de atrito de 0,25 a 0,5 (Schulz et al, 2000; Yuhara, 2000).

Observa-se também, nos gráficos anteriormente apresentados, que o desgaste é maior na medida que o diâmetro da ferramenta é aumentado, isto é, o desgaste no segundo filete é quase sempre menor que no terceiro, que por sua vez, é

menor que no quarto. Isto pode ser explicado pelo fato da variação da velocidade de corte, menores velocidades nos primeiros filetes que nos demais, que resulta em alterações nos níveis de temperatura. Acredita-se que, na medida que o desgaste do primeiro filete da parte cilíndrica se desenvolve, tem-se início a ação de corte do filete seguinte da parte cilíndrica e assim sucessivamente, até que o nível de desgaste sobre os filetes não permitam a produção de roscas dentro da tolerância especificada.

A Figura 3 apresenta o comprimento de rosca usinada, conforme o critério adotado neste trabalho de pesquisa, dos machos de corte empregados a 30 ou 60 m/min na condição a seco. As camadas de TiAlN, adequado para a usinagem a seco, devido a alta dureza a quente, e para a usinagem de materiais abrasivos, como o ferro fundido (Schulz et al, 2000; Yuhara, 2000; Santos & Da Silva, 2001), garantiram um melhor desempenho ao macho de corte 2 em relação ao 4 revestido com TiCN, 1274 contra 702 mm de comprimento de rosca usinada. A principal vantagem do TiAlN, segundo Yuhara (2000) é a sua característica de formar um filme protetivo extremamente denso e com alta adesão de Al_2O_3 em sua superfície quando é aquecida, aumentando a resistência a difusão e oxidação do material do revestimento na peça. Outra grande vantagem é a sua baixa condutividade térmica. Assim, maior quantidade de calor é dissipado pelo cavaco, permitindo que se utilizem velocidades de corte mais altas, já que a carga térmica no substrato é menor. Suas propriedades são espessura entre 1 a 5 μm , microdureza de 2600 a 3000 (HV0,05), resistência à oxidação até 700°C e coeficiente de atrito de 0,3 a 0,6 (Schulz et al, 2000; Yuhara, 2000).

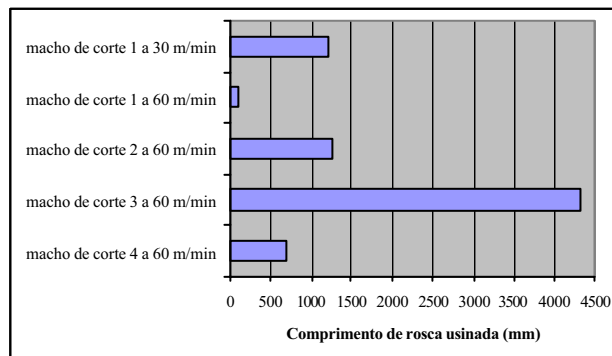
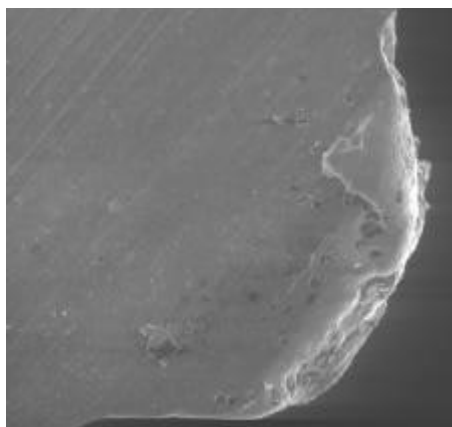


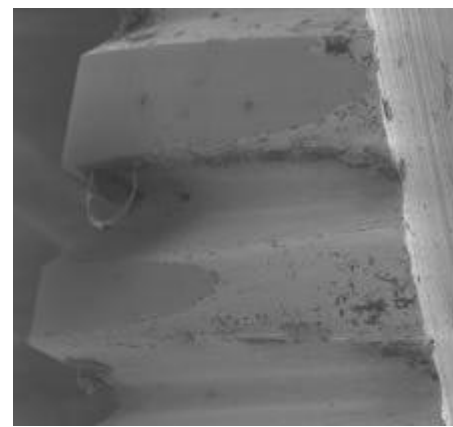
Figura 3. Comprimento de rosca usinada nas condições ensaiadas.

Verifica-se que a utilização de revestimento, como é o caso dos machos de corte 2, 3 e 4, garante uma condição razoável para suportar as condições agressivas do HST. Entretanto, resultados satisfatórios, nas condições ensaiadas, são obtidos com a aplicação do revestimento de TiAlN no macho de corte de aço rápido fabricado por metalurgia do pó. A elevada dureza e a alta resistência à oxidação, do revestimento de TiAlN, aliada à boa tenacidade do aço rápido fabricado por metalurgia do pó garantiram boas propriedades para suportar os altos níveis de temperatura e torque.

O desgaste de flanco desenvolvido nas superfícies de folga foi comum em todos os ensaios. Acredita-se que os mecanismos de desgastes atuantes foram o abrasivo e o adesivo. O desgaste abrasivo, bastante atuante na superfície de folga, deve ter sido causado pelas partículas duras do material usinado e/ou por consequência de desprendimento de partículas aderidas. A Figura 4 apresenta os desgastes nas superfícies de saída (Fig. (4a)) e de folga (Fig. (4b)) dos machos de corte 3 e 4, respectivamente.



(a) superfície de saída do macho de corte 3



(b) superfície de folga do macho de corte 4

Figura 4. Típico desgaste nas superfícies de saída (a) e de folga (b). Ampliações de 84x e 35x, respectivamente.

Os flocos de grafita no ferro fundido cinzento introduzem descontinuidades na matriz do metal, os quais agem como quebra cavacos, dando um comprimento de contato cavaco-ferramenta pequeno, relativamente baixas forças de

usinagem e potência consumida, baixas taxas de desgaste e altas taxas de remoção de material (Mills & Redford, 1983; ASM, 1989). A própria grafite serve como um lubrificante para a ferramenta de corte (ASM, 1989), permitindo a usinagem a seco deste material. Todos os cavacos produzidos nos ensaios foram descontínuos.

4.2. Qualidade da rosca usinada

Apesar da superioridade em tempo de vida apresentada pelo macho de corte 3 sobre os demais, observou-se que a qualidade visual de rosca produzida pelo mesmo foi inferior aos machos de corte 2 e 4. A Figura 5 mostra a superfície das roscas usinadas por todos os machos de corte a 60 m/min após 104 mm de comprimento de roscas produzidas.

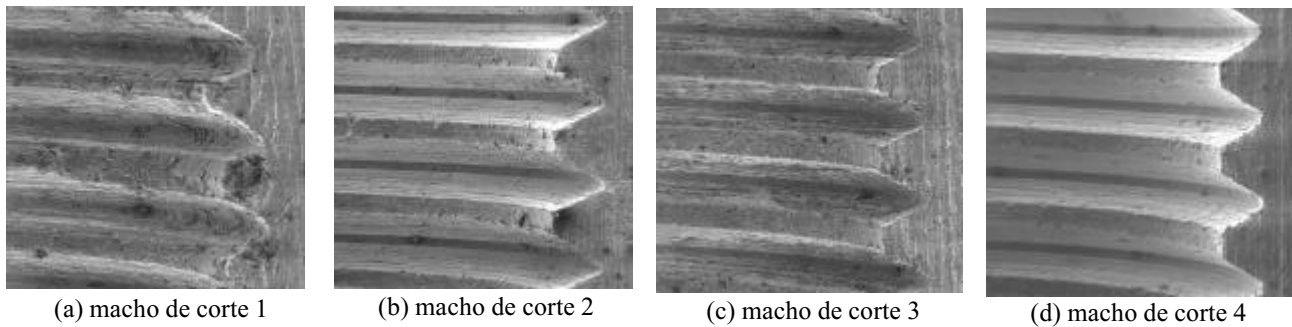


Figura 5. Superfície das roscas usinadas pelos machos de corte a 60 m/min após 104 mm de comprimento de rosca. Ampliação de 20x.

Acredita-se que o baixo coeficiente de atrito do revestimento de TiCN, do macho de corte 4 (Fig. (5d)), proporcionou uma qualidade superficial satisfatória das roscas usinadas, mesmo em condições tão adversas como é no HST. Boa qualidade de rosca também foi obtido nos experimentos de Agapiou (1994) sobre o alumínio 319, utilizando machos de corte e de conformação M8x1,25 (ISO-6H) a velocidades de corte de até 180 m/min.

5. Conclusões

Diante dos primeiros resultados obtidos neste trabalho de roscamento com alta velocidade de corte, pode-se concluir:

1 - Para se usinar em condições de alta velocidade e a seco no processo de roscamento com machos de corte de aço rápido, em materiais como o do ferro fundido cinzento, é imprescindível que os mesmos sejam submetidos a processos de revestimentos, de forma a garantir elevada tenacidade e alta resistência térmica para suportar as condições agressivas inerentes ao respectivo processo de usinagem.

2 - Nas condições dos ensaios apresentados neste trabalho, o macho de corte de aço rápido fabricado por metalurgia do pó e revestido de TiAlN apresentou superior desempenho em comparação aos demais.

3 - Acredita-se que, devido à predominância do mecanismo de desgaste por abrasão, a elevada dureza superficial do revestimento de TiAlN tenha garantido um reduzido desenvolvimento do desgaste, além da boa tenacidade decorrente da microestrutura homogênea propiciada pela metalurgia do pó.

4 - Do ponto de vista visual, as melhores roscas usinadas foram obtidas pelo macho de corte revestido com TiCN, devido ao baixo coeficiente de atrito do mesmo.

6. Agradecimentos

Os autores agradecem à TITEX PLUS do Grupo Sandvik pelo suporte técnico, à AUTO-PIRA S.A. pelo fornecimento dos volantes de ferro fundido, à FAPESP pelo amparo financeiro e ao Técnico Mecânico Ronaldo de Oliveira Martins pelo apoio na condução dos experimentos.

7. Referências

- Agapiou, J.S., 1994, "Evaluation of the Effect of High Speed Machining on Tapping", Journal of Engineering for Industry – Transactions of the ASME, Vol.116, No. 4, pp. 457-462, Nov.
- Agba, E., 1999, "High Speed Machining of Unsupported Thin-Walled Structures", Proceedings of the International Machining & Grinding Conference, Vol.3, Cincinnati, Ohio, USA, Session 215: Metal Removal, pp. 121-132.
- Aronson, R.B., 1995, "Why Dry Machining?", Manufacturing Engineering, Vol.114, n.1, pp. 33-36, Jan.
- ASM, 1989, "Machining of Cast Irons", In: American Society for Metals, Metals handbook, 9.ed., Metals Park, Ohio, USA, Vol.16 - Machining, pp. 648-665.
- Andrae, P., 1999, "Chip Formation in High Speed Cutting HSC", 3° Proceedings of the International Machining & Grinding Conference, Cincinnati, Ohio, USA, Session 215: Metal Removal, pp. 107-120.

- Degarmo, E.P., Black, J.T. and Kohser, R.A., 1997, "Materials and Processes in Manufacturing", 8.ed., USA, PrentSoto Hall, pp. 880-905.
- Dewes, R.C. and Aspinwall, D.K., 1997, "A Review of Ultra High Speed Milling of Hardened Steels", Journal of Materials Processing Technology, Vol.69, pp. 1-17.
- Diniz, A.E., Marcondes, F.C. and Coppini, N.L., 1999, "Tecnologia da Usinagem dos Materiais", mm editora, São Paulo, Brasil, 242p.
- Dörr, J., 1999, "New Perspectives in Dry Machining", 4º Seminário Internacional de Alta Velocidade, Universidade Metodista de Piracicaba, Santa Bárbara d'Oeste, São Paulo, Brasil, pp. 29-39.
- Du, R., Elbestawi, M.A. and Wu, S.M., 1995, "Automated Monitoring of Manufacturing Processes, Part 2: Applications", Journal of Engineering for Industry – Transactions of the ASME, Vol.117, n.2, pp. 133-141, May.
- Dunlap, C., 1997, "Should you Try Dry?", Cutting Tool Engineering, Vol.49, n.1, pp. 22-33, Feb.
- Enderle, K.D., and Knuszynski, J., 1998, "A Tecnologia de Corte a Alta Velocidade Produz Furos de Melhor Qualidade", Máquinas e Metais, n.385, pp. 16-20, fev.
- Fantin, J.P., 1992, "Ensaio com Machos: em Busca de Bons Resultados na Usinagem", Máquinas e Metais, n.320, pp. 58-60, set.
- Ferraresi, D., 1985, "Fundamentos da Usinagem dos Metais", 5.ed., Vol.1, São Paulo, Editora Edgard Blücher Ltda., 751p.
- Finzer, T., 1997, "High Speed Machining (HSM) in Die and Mold Manufacturing", 2º Seminário Internacional de Alta Tecnologia – Usinagem com Altíssima Velocidade de Corte e Alta Precisão, Universidade Metodista de Piracicaba, Santa Bárbara d'Oeste, São Paulo, Brasil.
- Flom, D.G. and Komanduri, R., 1989, "High-Speed Machining", In: American Society for Metals, Metals handbook, 9.ed., Metals Park, Ohio, USA, Vol.16 - Machining, pp. 597-606.
- Heisel, U. and Gringel, M., 1996, "Machine Tool Design Requirements for High-Speed Machining", Annals of the CIRP, Vol.45/1, pp. 389-392.
- Heisel, U. and Lutz, M., 1998, "Pesquisa de Fluidos de Refrigeração e de Lubrificação", Máquinas e Metais, n.388, pp. 40-49, mai.
- Johnson, M., 1989, "Tapping", In: American Society for Metals, Metals handbook, 9.ed. Metals Park, Ohio, USA. Vol.16 - Machining, pp. 255-267.
- Kalhöfer, E., 1997, "Dry Machining – Principles and Applications", 2º Seminário Internacional de Alta Tecnologia – Usinagem com Altíssima Velocidade de Corte e Alta Precisão, Universidade Metodista de Piracicaba, Santa Bárbara d'Oeste, São Paulo, Brasil, 6p.
- Kirschnik, M., 1997, "Comando Numérico Computadorizado para Aplicações HSC", 2º Seminário Internacional de Alta Tecnologia – Usinagem com Altíssima Velocidade de Corte e Alta Precisão, Universidade Metodista de Piracicaba, Santa Bárbara d'Oeste, São Paulo, Brasil.
- Kitagawa, T., Kubo, A. and Maekawa, K., 1996, "Temperature and Wear of Cutting Tools in High-Speed Machining of Inconel 718 and Ti-6Al-6V-2Sn", Wear, n.202, pp. 142-148.
- Klocke, F. and Eisenblätter, G., 1997a, "Machinability Investigation of the Drilling Process Using Minimal Cooling Lubrication Techniques", Production Engineering, Vol.4, n.1, pp. 19-24.
- Klocke, F. and Eisenblätter, G., 1997b, "Dry Cutting", Annals of the CIRP, Vol.46/2, pp. 519-526.
- Klocke, F., Schulz, A., Gerschwiler, K. and Rehse, M., 1998, "Clean Manufacturing Technologies – The Competitive Edge of Tomorrow?", The International Journal for Manufacturing Science & Production, Vol.1, n.2, pp. 77-86.
- Lorenz, G., 1980, "On Tapping Torque and Tap Geometry", Annals of the CIRP, Vol.29/1, pp. 1-4.
- Machado, A.R., and Da Silva, M.B., 1999, "Usinagem dos Metais, apostila", 4.ed., Editora da Universidade Federal de Uberlândia - EDUFU, Uberlândia, Minas Gerais, Brasil, 172p.
- Mills, B. and Redford, A.H., 1983, "Machinability of Engineering Materials", Applied Science Publishers, London, England, 174p.
- Müller, P. and Soto, M., 1999, "Usinagem sem Refrigeração de Furos e Roscas", 4º Seminário Internacional de Alta Velocidade, Universidade Metodista de Piracicaba, Santa Bárbara d'Oeste, São Paulo, Brasil, pp. 127-133.
- Narutaki, N., Yamane, Y., Tashima, S. and Kuroki, H., 1997, "A New Advanced Ceramic for Dry Machining", Annals of the CIRP, Vol.46/1, pp. 43-48.
- Novaski, O. and Corrêa, M., 1998, "A HSC como vantagem competitiva", Máquinas e Metais, n.394, pp. 74-89, nov.
- Novaski, O. and Dörr, J., 1999, "Usinagem Quase a Seco", Máquinas e Metais, n.406, pp. 34-41, nov.
- Sahm, D. and Schneider, T., 1996, "A Produção Sem Refrigerante é Interessante e Deve Ser Mais Conhecida", Máquinas e Metais, n.367, pp. 38-55, ago.
- Santos, S.C. and Da Silva, M.B., 2001, "O Processo de Furação Diante das Tendências de Evolução dos Processos de Usinagem", 1º Congresso Brasileiro de Engenharia de Fabricação – COBEF, Curitiba, Paraná, Brasil, 8p.
- Schock, J., 1998, "Usos Potenciais da HSC na Usinagem de Matrizes", Máquinas e Metais, n.394, pp. 28-32, nov.
- Schulz, H., 1996, "High Speed Machining" 1º Seminário Usinagem com Altíssima Velocidade de Corte – Fresamento, Torneamento, Furação, Universidade Metodista de Piracicaba, Santa Bárbara d'Oeste, São Paulo, Brasil, 6p.
- Schulz, H., 1997, "State of Art and Trends of High-Speed Machining", 2º Seminário Internacional de Alta Tecnologia – Usinagem com Altíssima Velocidade de Corte e Alta Precisão, Universidade Metodista de Piracicaba, Santa Bárbara d'Oeste, São Paulo, Brasil, 10p.
- Schulz, H., 1999, "The History of High-Speed Machining", Revista de Ciência & Tecnologia, Vol.7, n.13, pp. 9-18.

- Schulz, H., Emrich, A.K., Finzer, T. and Dörr, J., 2000, “Quais são e para que servem os Revestimentos”, Máquinas e Metais, n.416, pp. 38-45, set.
- Sha, J., Ni, J. and Wu, S.M., 1990, “Development of a Tap Wear Monitoring Scheme”, Proceedings of Manufacturing International '90 - Part 4: Advances in Materials and Automation, Atlanta, GA, USA, pp. 137-142.
- Silva, L.R., Coelho, R.T. and Bezerra, A.A., 2000, “Usinagem a Alta Velocidade de Superligas a Base de Níquel: Revisão Bibliográfica”, 1º Congresso Nacional de Engenharia Mecânica - CONEM, Associação Brasileira de Ciências Mecânicas – ABCM, Universidade Federal do Rio Grande do Norte, Natal, Rio Grande do Norte, Brasil.
- Sudo, T.T., Braghini Jr., A. and Coelho, R.T., 2001, “O Desgaste de Ferramentas na Usinagem de Ferro Fundido Cinzento a Alta Velocidade”, O Mundo da Usinagem, n.1, pp. 27-31.
- Yuhara, D.A., 2000, “Aplicação de Revestimentos PVD em Ferramentas de Corte”, 1º Usinagem 2000 Feira e Congresso, São Paulo, São Paulo, Brasil, 13p.

HIGH SPEED TAPPING INVESTIGATION IN CAST IRON

Alexandre Araújo Bezerra

Reginaldo Teixeira Coelho

Leonardo Roberto da Silva

Aldo Braghini Júnior

Universidade de São Paulo – Escola de Engenharia de São Carlos – Departamento de Engenharia Mecânica – Núcleo de Manufatura Avançada – Av. do Trabalhador São-carlense, 400 – Centro – São Carlos – SP – CEP: 13566 590 – Fone: 0xx16 273 9438 – Fax: 0xx16 273 9402 – E-mail: aab@sc.usp.br, rcoelho@sc.usp.br, lsilva@sc.usp.br e aldobj@sc.usp.br.

Marcos Soto

Titex Plus Precision Cutting Tools – Sandvik do Brasil S.A. Indústria e Comércio – Av. das Nações Unidas, 21732 – CEP: 04795 914 – São Paulo – SP – E-mail: marcos.soto@sandvik.com

Abstract. It is the objective of the present work to study the mechanisms and types of wear in the taps and the quality of the machined threads in the High Speed Tapping (HST), in way to evaluate coating and/or way of production type of these cutting tools. The experimentation was conducted with cutting speeds to 30 and 60 m/min, this already in the high speed cutting range, in cast iron GG25 and in the dry condition. For that, a self-reversing tapping tool head was used. Taps of ordinary High Speed Steel (HSS), covered (HSS-Co with TiAlN) and manufactured by powder metalurgy covered (HSS-Co-PM, one with TiAlN and other with TiCN) were used. The results ratify the need to use coating or surface treatment in taps in HST, due to aggressive conditions inherent the such process. The tap manufactured by the powder metalurgy covered with TiAlN presented the better results in the conditions applied in this work.

Keywords. *high speed tapping, coating, wear.*

AVALIAÇÃO DE UM EQUIPAMENTO PARA SOLDAGEM DE ALUMÍNIO PELA TÉCNICA MIG-PT

Celina Leal Mendes Silva

Professora do CEFET-Pa – Aluna de doutorado na Universidade Federal de Uberlândia, Faculdade de Engenharia Mecânica – FEMEC. Campus Santa Mônica, C.P.593 CEP: 38400-902, Uberlândia, MG, Brasil.
clmsilva@mecanica.ufu.br

Américo Scotti

Pesquisador do CTR - White Martins Gases Industriais e Universidade Federal de Uberlândia. – Duque de Caxias, RJ, Brasil.
yc@praxair.com

Resumo. Neste trabalho procurou-se avaliar a capacidade de um equipamento de soldagem (fonte e alimentador de arame) para trabalhar no desenvolvimento da técnica MIG com pulsação térmica (MIG-PT) para soldagem de alumínio. Esta técnica requer uma mudança brusca de velocidade de alimentação durante a variação do patamar térmico, sendo por isso necessário que a fonte e o alimentador tenham simultaneidade e respostas rápidas. Caso isso não ocorra, aparecem inconsistências operacionais que, dependendo dos parâmetros selecionados, podem ir de grandes amplitudes de variação no comprimento do arco à interrupção do processo por bico de contato queimado, sem falar em uma grande instabilidade do arco voltaico. Para evitar tais problemas, foi desenvolvido um sistema de medição da velocidade de alimentação e avaliadas as respostas dinâmicas do medidor e do alimentador de arame, cujos detalhes são descritos. Como nas avaliações iniciais foram detectadas deficiências nas respostas dinâmicas, também é demonstrado as modificações implementadas que, após reavaliação, mostraram solucionar os problemas.

Palavras-chave: Processo de soldagem MIG, pulsação térmica, equipamento

1. INTRODUÇÃO

A importância tecnológica do alumínio nos mais diversos campos de aplicação das ciências mecânicas, aeroespacial, automobilística, de construção civil, nuclear, etc. vem aumentando a cada dia. Isto se deve basicamente as vantagens apresentadas por este material em relação aos aços, principalmente no que se refere à elevada relação resistência/peso. Para tornar claras as grandes vantagens que as empresas estão tendo na substituição dos materiais tradicionais pelo alumínio, tome-se o exemplo da indústria automobilística. Considerando os novos conceitos de modernidade, as montadoras têm se apoiado em dois pilares fundamentais: na redução do tamanho dos veículos, processo batizado de “downsizing” e na utilização de materiais mais leves, processo conhecido como “lightweighting” (Metalurgia & Materiais, 1999). Os resultados dessa reformulação de conceitos já podem ser encontrados nos modelos “top” de linha. Na grande vitrine da indústria automobilística americana, o Detroit Auto Show, realizado no início de 2000, um dos grandes destaques foi o lançamento de um carro com o mais baixo consumo de combustível até hoje produzido. A empresa fabricante aponta como grande razão do sucesso de seu novo modelo o fato da carroceria e do motor serem ultraleves, fabricados por ligas de alumínio, magnésio e materiais poliméricos (Soldagem & Inspeção, 1999).

Atualmente o Brasil é o sexto maior produtor mundial de alumínio. Possui uma capacidade instalada de cerca de 1,23 milhões de toneladas e uma produção anual, estimada pela Associação Brasileira de Alumínio (ABAL), de 1,2 milhões de toneladas, atrás dos Estados Unidos, Rússia, Canadá, China e Austrália (Metalurgia & Materiais, 1999). Na medida que cresce a importância do Alumínio para a economia nacional e o campo de aplicação do Alumínio e suas ligas, cresce também a necessidade de novos processos de fabricação, que confirmem a estas aplicações características de melhor qualidade, a menor custo. Em função disto, tornou-se necessário o aperfeiçoamento de novas técnicas de soldagem. Dentre elas cita-se a soldagem MIG com pulsação térmica (MIG-PT), que foi recentemente desenvolvida por uma empresa nacional (Dutra et al, 1995), fundamentada na associação de duas filosofias de pulsação: uma pulsação em frequência adequada para controlar a transferência metálica e outra em frequência adequada para ter efeito sobre a poça metálica. A técnica MIG-PT foi usada por Dutra & Teichmann (1997) para deposição de revestimento resistente à cativação em turbinas hidráulicas. Da aplicação desta técnica em alumínio, espera-se obter melhor aparência do cordão, menor susceptibilidade à trinca a quente e à porosidade e um maior controle da soldagem de passes de raiz.

A forma de onda de saída que caracteriza o processo MIG-PT é ilustrado na Fig.(1). Pode-se perceber um período de início (τ_i) e final (τ_f), onde o processo funciona como MIG pulsado convencional. A pulsação térmica propriamente dita é composta por períodos cíclicos em que uma condição do MIG pulsado varia de um menor valor de corrente média (durante a base térmica - τ_b) para um maior valor (durante o pulso térmico - τ_p); similarmente ao TIG pulsado (Mendes da Silva & Scotti, 2000).

Desta forma, esta técnica de soldagem utiliza dois níveis de corrente média (corrente da base térmica (I_{m_b}) e

corrente do pulso térmico (I_{m_p}). Para isso, dois níveis de velocidades de alimentação (velocidade de alimentação da base térmica (V_{a_b}) e a velocidade de alimentação do pulso térmico (V_{a_p})) devem ser ajustados no equipamento para acompanhar os níveis de corrente, mantendo-se a condição de um comprimento de arco constante e de uma gota por pulso (UGPP), tanto na base, como no pulso térmico. Quando os parâmetros do MIG pulsado convencional (I_p , I_b , t_p , t_b) estiverem localizadas no τ_b passam a ser denominados de parâmetros da base térmica, ou seja, corrente de pulso da base térmica (I_{p_b}), corrente de base da base térmica (I_{b_b}), tempo de pulso de transferencia da base térmica (t_{p_b}) e tempo de base de transferencia da base térmica (t_{b_b}). Similarmente, quando essas grandezas estiverem localizadas no τ_p , são referenciadas como parâmetro de pulso térmico (I_{p_p} , I_{b_p} , t_{p_p} e t_{b_p}). Na versão MIG-PT idealizada pelo fabricante nacional, as correntes de pulso e tempo de pulso, tanto no τ_p e τ_b , como no τ_i e τ_f , assumem o mesmo valor. Esses parâmetros são ajustados apenas no período de início.

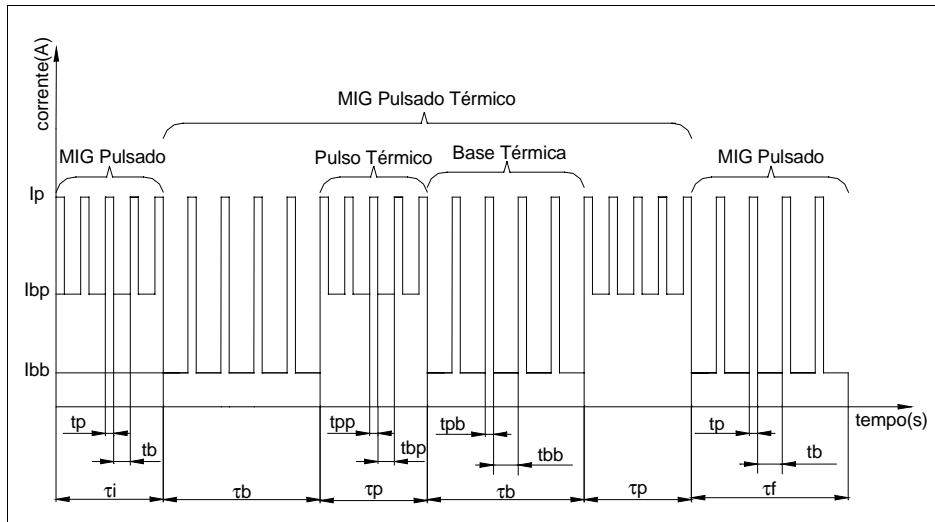


Figura 1. Oscilograma esquemático da corrente no processo MIG-PT

No ato da mudança de patamar térmico, da base para o pulso, ou vice-versa, a resposta dos parâmetros elétricos é quase que instantânea, enquanto que para o sistema mecânico responsável pela alimentação do arame-eletrodo é esperada uma resposta mais lenta. Isto pode levar à problemas que, dependendo dos parâmetros seleccionados para os períodos (τ_p e τ_b) e suas respectivas velocidades de alimentação, podem ir de grandes amplitudes de variação no comprimento do arco à interrupção do processo por bico de contato queimado, sem falar na grande instabilidade do arco voltaico.

Para se utilizar este processo na soldagem de alumínio, torna-se necessário antes verificar se o equipamento disponível é capaz de alterar a velocidade de alimentação coerentemente com as alterações do valor de corrente média, garantindo-se com isto um boa estabilidade do arco. Desta forma, neste trabalho procura-se aplicar uma metodologia para caracterizar equipamentos para MIG-PT.

2. Procedimento

O equipamento a ser avaliado para uso é o DIGITEC 300 da IMC, teoricamente o mesmo utilizado por Dutra e Teichmann (1997), que já vem com os ajustes de pulsação térmica em seu painel de comando. Para a avaliação do equipamento de soldagem, pensou-se em, primeiramente, identificar causas limitadoras da resposta dinâmica da alimentação de arame. Uma primeira causa seria a inércia devido ao próprio arame-eletrodo, mas acredita-se que esta inércia seja muito pequena e que possa ser atenuada mais ainda com a utilização de tochas do tipo extrator-impulsor ("push-pull"). Já uma segunda causa estaria relacionada com a inércia do motor, que para evitá-la demandaria sistemas mecânicos de resposta bem rápida, como os motores de passos, solução não utilizadas em equipamentos de soldagem comerciais.

Desta forma, a caracterização da resposta dinâmica do alimentador de arame, o qual usa motores síncronos de corrente contínua, passou ser a ênfase principal deste trabalho. Mas, para caracterizar o alimentador, é preciso antes ter um sistema de medição adequado para a velocidade do arame.

2.1. Calibração de um sistema de monitoração (*sensor de velocidade de alimentação*) e a aferição do sistema de alimentação

Primeiro foi feito a aferição estática da velocidade de alimentação ajustada no equipamento (denominada de

$V_{a_{equip}}$), verificando se realmente esta corresponderia à velocidade real desejada ao se fazer o ajuste (denominada de $V_{a_{desej}}$), com a qual o arame-eletrodo estaria sendo alimentado no arco. O ajuste da velocidade de alimentação no equipamento de solda em questão se faz digitando o valor desejado no teclado digital do mesmo.

Este procedimento poderia ser feito simplesmente medindo-se o comprimento de arame impulsionado para fora da tocha (sem arco aberto) e o respectivo tempo, para cada ajuste de $V_{a_{equip}}$. Entretanto, para se saber a velocidade desejada ($V_{a_{desej}}$) durante a operação, é necessário o uso de um sensor, que, por sua vez, necessita ser calibrado. O processo de calibração de um é o mesmo do de aferição do outro. Desta forma, se propôs realizar simultaneamente a calibração e a aferição, baseados na medição do tempo de impulsionamento de um dado comprimento de eletrodo para fora da tocha.

Para eliminar o efeito da inércia do motor no início e no final da operação, estipulou-se referências com distâncias conhecidas (com medidas inicialmente apuradas), cronometrando o tempo o qual o arame passasse pelo mesmos, observando que o sistema fosse desligado simultaneamente com a parada do cronômetro. O resultado deste procedimento em velocidade (relação espaço por tempo) é o que será denominado de agora em diante de Velocidade de Alimentação obtida ($V_{a_{obtida}}$).

Como as velocidades de alimentação variam rapidamente com o tempo, usou-se um encoder de alta precisão e resolução (modelo C55 58, fabricado pela Suprasonic, com 500 pulsos por volta). Este foi conectado a um eixo do trem de polias do alimentador de arame através de um acoplamento de precisão. O sinal elétrico de saída, tratado numa interface eletrônica especialmente projetada para tal, corresponde à velocidade imposta ao arame (desconsiderando qualquer deslizamento, pouco provável de existir devido à característica do alimentador). Uma vez calibrado, este sinal elétrico corresponderia à velocidade obtida ($V_{a_{obtida}}$). É importante ressaltar que este sinal elétrico de saída da interface apresenta ruídos de alta frequência. Por isto, houve a necessidade de se utilizar um filtro digital passa baixa do tipo Butterworth para eliminar esses ruídos. Esta filtragem foi realizada no aplicativo MATLAB. O filtro utilizado foi dimensionado com frequência de corte (f_c) igual 15 Hz e de segunda ordem. Estas características garantiram a qualidade do sinal a ser analisado, pois a frequência deste é aproximadamente igual a 1 Hz.

Para a realização da calibração e da aferição, selecionou-se vários níveis de $V_{a_{equip}}$. Para cada nível de velocidade ajustada foram efetuadas três repetições, que foram usados para traçar, por análise de regressão linear, as curvas de calibração do sensor e aferição do equipamento, respectivamente, apresentadas nas Fig.(2) e Fig.(3).

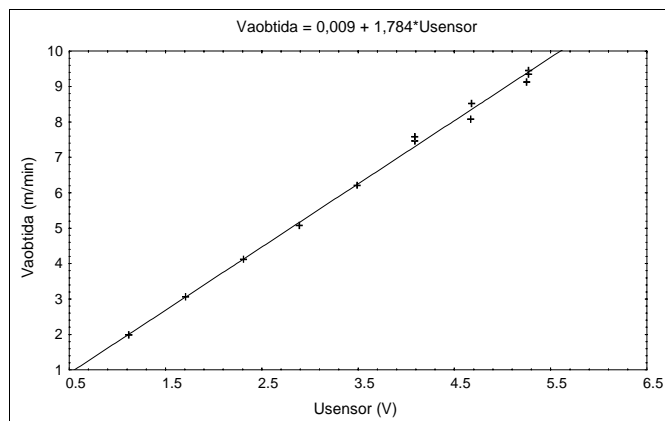


Figura 2. Curva de calibração do sensor de velocidade de alimentação onde U_{sensor} é o valor lido no sensor

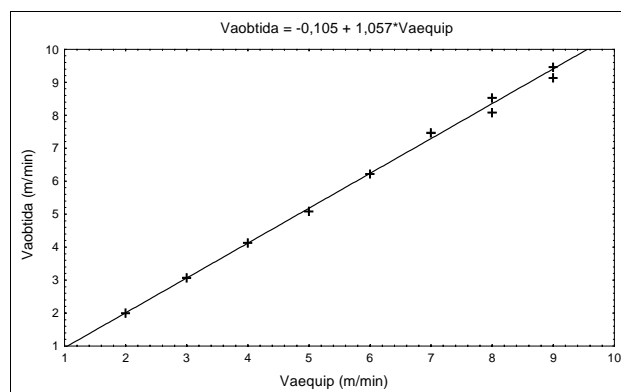


Figura 3. Curva de aferição do sistema de alimentação do equipamento DIGITEC 300, onde $V_{a_{equip}}$ é a velocidade ajustada no equipamento

Desta forma, para se saber a velocidade instantânea real do arame ($V_{a_{obtida}}$), basta transformar o valor de tensão de saída do sensor de velocidade de alimentação em velocidade linear, usando-se a Eq.(1), ilustrada na Fig.(2), ou seja:

$$V_{a_{obtida}} = 1,784 U_{sensor} + 0,009 \tag{1}$$

onde U_{sensor} é dada em V e $V_{a_{obtida}}$ em m/min. Quando se for ajustar o equipamento para uma velocidade desejada (doravante denominada velocidade desejada), deve-se usar a seguinte equação (tirada da equação que está representada na Fig. (3)):

$$V_{a_{equip}} = 0,934 V_{a_{desej}} + 0,099 \tag{2}$$

onde $V_{a_{equip}}$ e $V_{a_{desej}}$ são dadas em m/min.

2.2. Avaliação da resposta dinâmica do alimentador de arame

Para verificação da resposta dinâmica do alimentador, planejou-se inicialmente uma série de ensaios para avaliar o efeito do ajuste da velocidade de alimentação ($V_{a_{desej}}$) sobre a velocidade de alimentação obtida ($V_{a_{obtida}}$) para um dado período térmico fixo (τ_p e τ_b). As soldagens foram realizadas em corrente contínua positiva (CC+), na posição plana por simples deposição sobre chapa de alumínio AA5052-F, usando-se uma tocha convencional (do tipo só impulsora), com 10° de inclinação no sentido empurrando. Os ensaios foram realizados numa mesa de coordenadas automatizada (SOLDAMATIC XY). A aquisição dos sinais de corrente e velocidade de alimentação foi efetuada por intermédio de um sistema computadorizado, em dois canais, com frequência de 10 kHz em 8 bit. O gás de proteção foi o argônio, a uma vazão 15 l/min, e o arame-eletrodo da classe AWS ER4043, de 1,0mm de diâmetro, com uma distância bico de contato-peça (DBCP) de 15 mm. Na Tabela 1 são mostrados os parâmetros de ajuste fixos e na Tabela 2 estão apresentadas as velocidade de alimentação desejadas ($V_{a_{desej}}$) e as velocidades máximas obtidas ($V_{a_{obtida}}$) pelo sensor de velocidade de alimentação durante cada τ_p e τ_b .

Como ponto de partida, foram calculados valores de velocidades de alimentação que forneceriam uma gota por pulso (UGPP) numa condição típica de MIG pulsado, baseado numa rotina de seleção de parâmetros proposta por VILARINHO (2000), ou seja, 7,5 m/min para a corrente definida para o pulso térmico e 4,8 m/min para a da base térmica (denominados de valores de referência - $V_{a_{ref}}$). Procurou-se fixar um mesmo valor para τ_p e τ_b , para que os mesmos tivessem seu efeito sobre a $V_{a_{obtida}}$ minimizados. Por isso, escolheu-se valores medianos da faixa de variação do equipamento, ou seja, 0,5 s.

Tabela 1. Parâmetros de ajuste mantidos constantes na avaliação da resposta dinâmica do alimentador de arame

| Períodos do MIG-PT | Parâmetros | | | | | |
|-----------------------|------------|--------|---------|--------|---------|------------|
| | Im (A) | Ip (A) | tp (ms) | Ib (A) | tb (ms) | τ (s) |
| Pulso | 110 | 200 | 2,2 | 44 | 3,1 | 0,5 |
| Base | 70 | 200 | 2,2 | 22 | 3,1 | 0,5 |

Tabela 2. Parâmetros de ajuste que foram variados na avaliação da resposta dinâmica do alimentador de arame ($V_{a_{ref}} = 7,5$ e $4,8$, respectivamente, para pulso e base térmica)

| Nº do Ensaio | Pulso térmico | | Base térmica | |
|-----------------|--------------------------|---------------------------|--------------------------|---------------------------|
| | $V_{a_{desej}}$ m/min | $V_{a_{obtida}}$ m/min | $V_{a_{desej}}$ m/min | $V_{a_{obtida}}$ m/min |
| ENC1 | 7,5 | 6,8 | 4,8 | 5,2 |
| ENC2 | 8,0 | 7,0 | 4,3 | 4,8 |
| ENC3 | 8,5 | 7,3 | 3,8 | 4,4 |
| ENC4 | 9,0 | 7,5 | 3,3 | 4,0 |
| ENC5 | 9,9 | 8,1 | 3,3 | 4,1 |

Com as velocidades de ajuste iniciais (ENC1), não se atingiu os valores desejados, como ilustrado pela Fig.(4). A $V_{a_{obtida}}$ no pulso, ou seja, a máxima velocidade alcançada durante o experimento, foi abaixo do valor de referência, enquanto para a base, a mínima velocidade alcançada foi acima do valor de referência para o mesmo.

No segundo experimento (ENC2), o incremento da velocidade da alimentação em relação aos valores de referência (ENC1) foi de 0,5 m/min. Como esperado, o valor obtido da velocidade de alimentação do pulso térmico se aproximou do desejado, o mesmo comportamento acontecendo para a base térmica, embora este último tenha conseguido se igualar

ao valor de referência, $V_a = 4,8\text{m/min}$. Este comportamento é ilustrado pela Fig. (5).

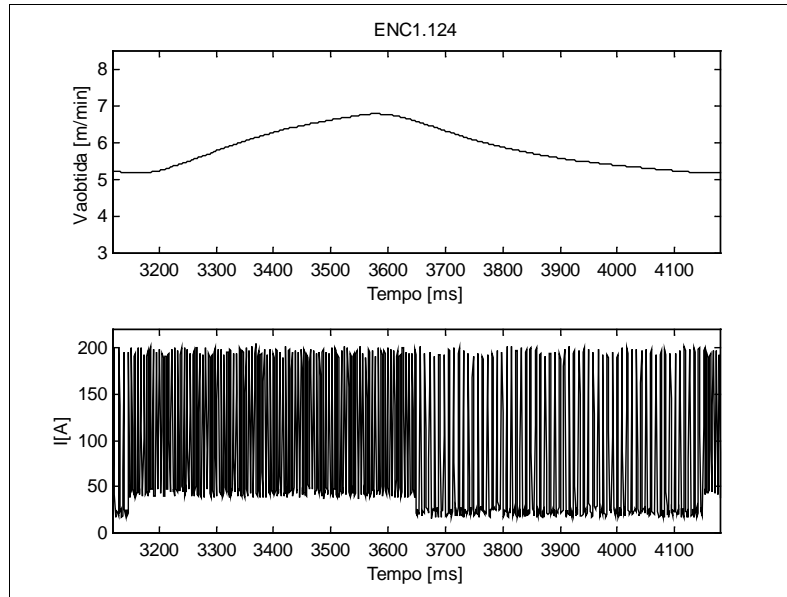


Figura 4. Oscilogramas referentes ao ensaio ENC1. Parte superior: $V_{aobtida}$; Parte inferior: Corrente, destacando uma duração da base térmica e outra do pulso térmico

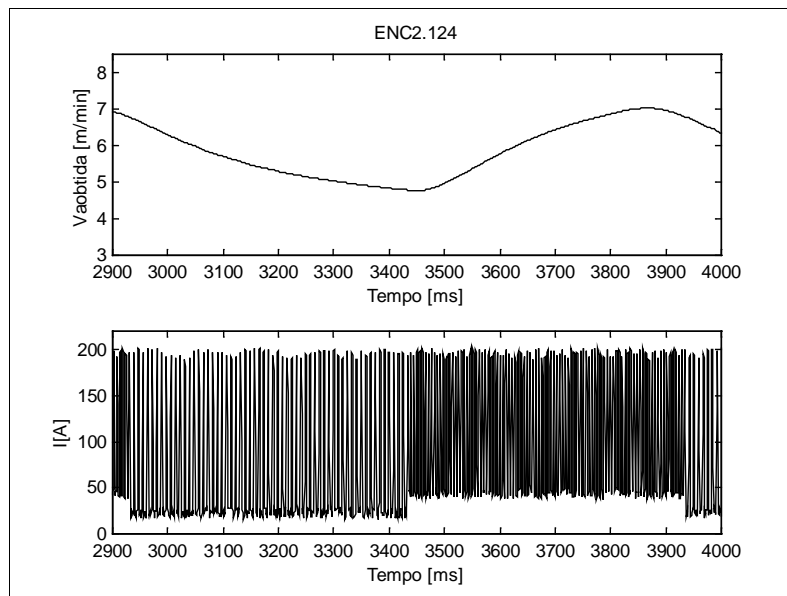


Figura 5. Oscilogramas referentes ao ensaio ENC2. Parte superior: $V_{aobtida}$; Parte inferior: Corrente, destacando uma duração da base térmica e outra do pulso térmico

Um aumento progressivo de V_{adesj} no pulso e redução de V_{adesj} na base mostraram ser possível alcançar os valores de referência, mas não ao mesmo tempo. O V_{ref} para o pulso térmico foi alcançado no ENC4, enquanto o V_{ref} para a base térmica já havia sido alcançado no ENC2. Por isso, no ensaio ENC5 resolveu-se manter o valor da V_{adesj} para a base térmica e aumentar somente o valor da V_{adesj} para o pulso térmico, com um incremento 0,9 (Tab. (2)). Como era de se esperar, a V_{obtida} no pulso ultrapassou o valor de velocidade de referência e na base térmica o valor se aproximou um pouco do valor de referência.

Desta primeira fase de experimentos, uma importante conclusão pôde ser tirada: é possível obter velocidades máximas e mínimas iguais às desejadas para o pulso e base, respectivamente, utilizando τ_p e τ_b iguais a 0,5 s, desde que os valores das velocidade reguladas no equipamento sejam muito acima (período de pulso) ou abaixo (período de base) do que programado (valor de referência).

Entretanto, nota-se pelos oscilogramas das Fig. (4), Fig. (5) e Fig. (6) que ocorreu um tempo muito longo para se alcançar o valor de máximos da V_{adesj} , o que leva a um valor de velocidade média para o pulso térmico bem abaixo do

valor máximo. Efeito análogo acontece para o valor mínimo (na base térmica). Mesmo que fosse conseguido atingir as velocidades de alimentação médias de referência, ainda assim não conseguiria-se alcançar o objetivo, que é o de trabalhar na maior parte do tempo numa região de estabilidade do arco, já que as velocidades não são constante ao longo do período.

Na segunda fase do experimento procurou-se estudar o efeito dos τ na discordância entre $V_{a\text{desej}}$ e $V_{a\text{obtida}}$. Para isto, escolheu-se como ponto de partida uma condição da primeira etapa onde o valor da $V_{a\text{obtida}}$ foi maior no pulso térmico e menor na base térmica do que os valores de referência (ENC5). Na Tabela 3 estão apresentadas as variações de τ e as velocidade de alimentação ajustadas e obtidas.

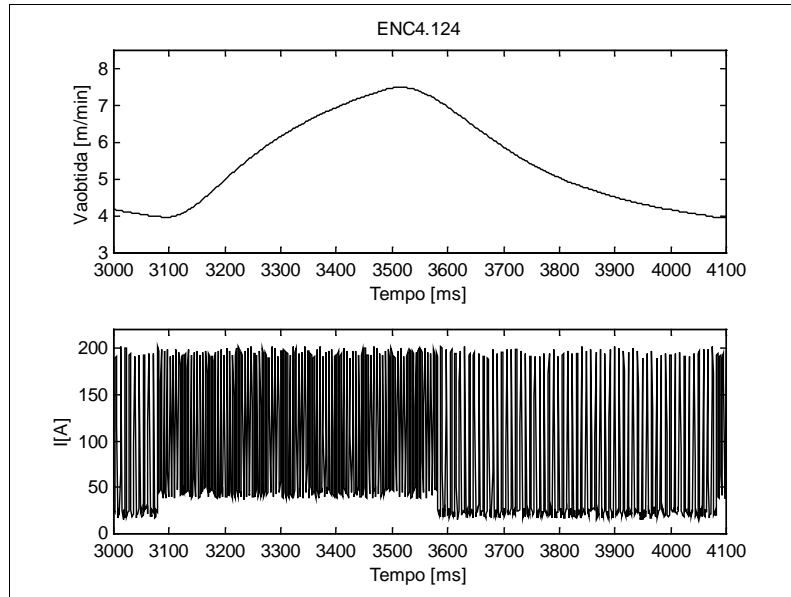


Figura 6. Oscilogramas referentes ao ensaio ENC4. Parte superior: $V_{a\text{obtida}}$ durante o pulso térmico. Parte inferior: Corrente, destacando uma duração da base térmica e outra do pulso térmico.

Tabela 3. Valores das combinações de τ_p , τ_b e $V_{a\text{desej}}$ e as resultantes $V_{a\text{obtida}}$ ($V_{a\text{ref}} = 7,5$ e $4,8$, respectivamente, para pulso e base térmica)

| Nº do Ensaio | Pulso térmico | | | Base térmica | | |
|--------------|---------------|-----------------------------|------------------------------|--------------|-----------------------------|------------------------------|
| | τ_p (s) | $V_{a\text{desej}}$ (m/min) | $V_{a\text{obtida}}$ (m/min) | τ_b (s) | $V_{a\text{desej}}$ (m/min) | $V_{a\text{obtida}}$ (m/min) |
| ENC6 | 0,4 | 9,9 | 7,6 | 0,4 | 3,3 | 4,2 |
| ENC7 | 0,3 | 9,9 | 6,8 | 0,3 | 3,3 | 4,3 |
| ENC8 | 0,2 | 9,9 | 5,7 | 0,2 | 3,3 | 4,2 |
| ENC9 | 0,1 | 9,9 | 6,9 | 0,1 | 3,3 | 6,4 |

No experimento ENC6 repetiu-se os parâmetros do experimento ENC5, mas ajustando $\tau_p = \tau_b = 0,4$ s. Como era de se esperar, o valor máximo da $V_{a\text{obtida}}$ diminuiu, não atingindo o valor de referência desejado para o pulso térmico. Comportamento similar ao do ENC5, onde o valor mínimo da $V_{a\text{obtida}}$ não alcançou o valor de referência desejado para a base térmica. Este fato está ilustrado na Fig. (7). Comparando os valores obtidos nos ENC5 e ENC6, percebe-se que o valor da $V_{a\text{obtida}}$ mínimo manteve-se praticamente constante (com acréscimo apenas de $0,1$ m/min), enquanto que o $V_{a\text{obtido}}$ máximo diminuiu, como pode ser visto na Tab. (2).

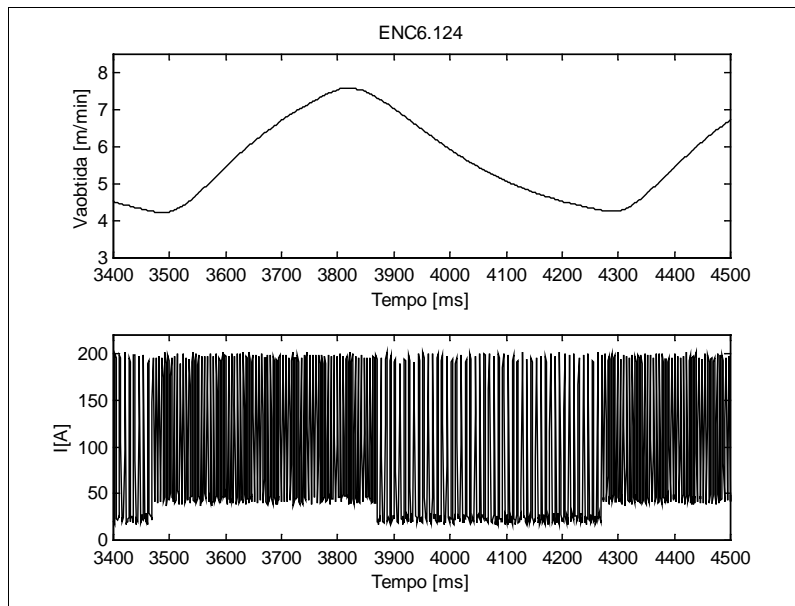


Figura 7. Oscilogramas referentes ao ensaio ENC6. Parte superior: V_{obtida} ; Parte inferior: Corrente, destacando uma duração da base térmica e outra do pulso térmico

No experimento ENC9, reduziu-se os tempo de pulso e base para o mínimo valor ajustável no equipamento, ou seja, $\tau_p = \tau_b = 0,1s$. O resultado é ilustrado pela Fig. (8) e, como era de se esperar, os valores de velocidade obtidas máximos e mínimos ficaram variando em torno de um valor médio, com uma amplitude bem pequena). Comparando as V_{desej} com as V_{obtida} , na Tab. (3), independente da variação de τ_p e τ_b , o equipamento não atingiu o valor de referência como desejado, ou seja, o equipamento não consegue fornecer uma resposta dinâmica compatível com períodos curtos de pulsação.

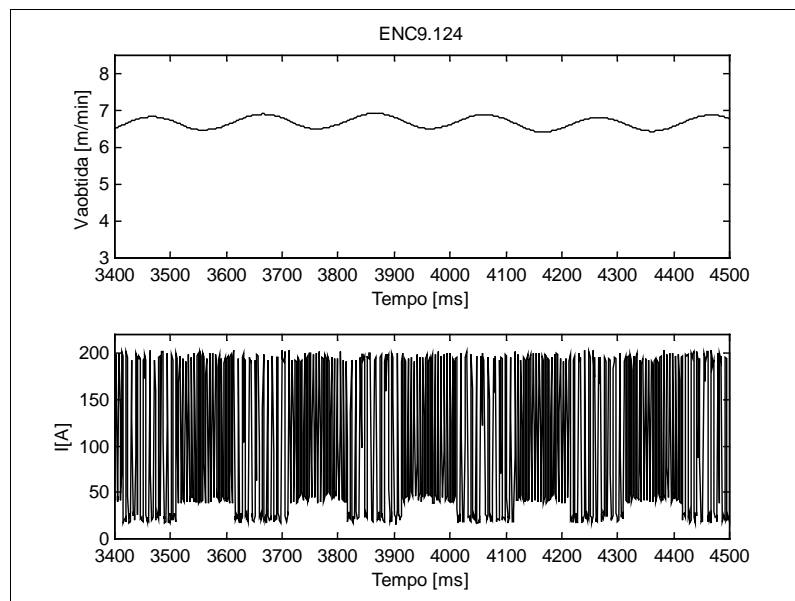


Figura 8. Oscilogramas referentes ao ensaio ENC9. Parte superior: V_{obtida} ; Parte inferior: Corrente, destacando inúmeras durações da base térmica e do pulso térmico

Em concordância com as hipóteses levantadas, concluí-se que a resposta dinâmica do sistema de alimentação não permite manter uma velocidade compatível para fornecer uma boa estabilidade do arco. Poderia-se também dizer que o sistema de medida que não era adequado, possibilidade até certo ponto descartada, pois variações do comprimento do arco foram facilmente observadas pelo operador (o que mostra que a inércia do alimentador era grande). Então, foi proposto uma modificação de projeto na dinâmica do alimentador de arame do equipamento, com o intuito de minimizar os tempos de aceleração e desaceleração do motor, pretendendo, assim, obter uma gota com diâmetro mais

constante e um comprimento do arco também mais constante durante a base e pulso.

2.3. Re-calibração do sistema de monitoração e re-aferição do sistema de alimentação após modificações.

As modificações propostas para a dinâmica da placa de comando do cabeçote e a adaptação da tocha do tipo impulsor-extrator no sistema foram executadas pelo fabricante do equipamento. Após as modificações, algumas soldas preliminares foram realizadas, com monitoramento da corrente e velocidade de alimentação. Foi notória a diferença encontrada. Entretanto, percebeu-se também que, o sinal de saída do sensor de alimentação acusava ainda um pequeno retardo entre as mudanças da velocidade de alimentação e da corrente.

Este fato levou a reconsiderar a hipótese de que a resposta dinâmica do sensor de velocidade de alimentação não era suficientemente alta para o novo desempenho do alimentador. Para resolver este problema, foi necessário uma modificação no sensor de medição da velocidade de alimentação, através da retirada do filtro na saída. Para avaliar os resultados desta modificação, foi usado um gerador de função (tipo TR0463), um osciloscópio digital Tektronix TDS210 e um software de aquisição de sinal (Wave Star). Uma variação repentina na frequência de um sinal de onda quadrada gerado pelo gerador de função (um degrau de 10 para 100 kHz) substituiu o sinal de saída do encoder. A Figura 9 ilustra o comportamento do sinal de saída do sensor frente ao sinal de entrada do tipo degrau, com o tempo de estabilização medido atingindo o valor nominal em um tempo de aproximadamente 100 ms, valor este menor do que o da resposta dinâmica esperado para o cabeçote do equipamento após as modificações (de 100 a 150 ms, segundo fabricante). É lógico que com essa mudança houve um aumento de ruído no sinal de saída. Estes passaram a ser filtrados pelo filtro digital passa-baixa do tipo Butterworth, conforme realizado anteriormente, só que desta vez aumentando a frequência de corte para o valor de 30 Hz.

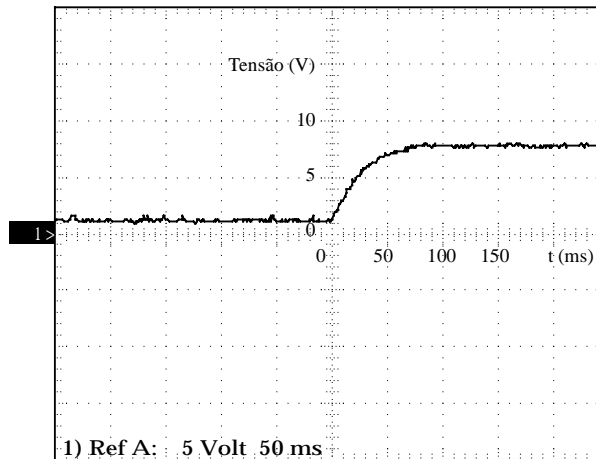


Figura 9. Amostra de um oscilograma do ensaio para determinar o tempo de estabilização do sensor de velocidade de alimentação. Escalas tensão em Y (5 V/divisão) tempo em X (50ms /divisão)

A partir deste ponto, a re-calibração e re-aferição pôde ser executada, utilizando-se o mesmo procedimento descrito no item 2.1, exceto que foram usadas apenas uma replicagem em cada ajuste. Obteve-se as curvas de re-aferição do equipamento (Eq.3) e re-calibração do sensor (Eq.4),

$$V_{a_{obtida}} = 0.071 + 1.89 * U_{sensor} \tag{3}$$

onde U_{sensor} é dada em V e $V_{a_{obtida}}$ em m/min, e

$$V_{a_{equip}} = 0,931 V_{a_{desej}} + 0,012 \tag{4}$$

onde $V_{a_{equip}}$ e $V_{a_{desej}}$ são dadas em m/min.

2.4. Reavaliação da resposta dinâmica do alimentador de arame após modificações

Para verificar se o tempo de estabilização do sistema de alimentação seria suficiente para poder chegar as velocidades desejadas do processo, ajustou-se o equipamento de soldagem (acoplou-se, desta vez, a tocha do tipo impulsora-extratora) com os parâmetros da Tab. (1) e da Tab. (4). A Tabela 4 também apresenta os valores ajustados da velocidade de alimentação ($V_{a_{desej}}$) e as velocidades obtidas ($V_{a_{obtida}}$). Foram realizadas medidas do tempo de estabilização (tempo que a V_{ap} leva para alcançar a V_{ab} estabilizando, e vice-versa) para cada ensaio e os valores

médios ficaram em torno de 57 ms durante o pulso térmico e 93 ms durante a base térmica, indiferente de τ . É importante notar que quando se deseja medir uma grandeza qualquer, o sensor de medição deve ter uma resposta dinâmica maior do que a da grandeza em estudo. Isto demonstra que os 100 ms encontrados como resposta dinâmica do sensor deve estar subestimado, provavelmente pelo método usado para determiná-lo (mudança do sinal manual e por uma chave, provavelmente levando mais tempo do que o sensor precisa).

Tabela 4. Parâmetros de Ajuste que foram variados na avaliação da influência de τ e V_a sobre a resposta do alimentador de arame após a modificação

| Nº do Ensaio | Pulso térmico | | | Base térmica | | |
|--------------|---------------|-----------------|------------------|--------------|-----------------|------------------|
| | τ_p | $V_{a_{desej}}$ | $V_{a_{obtida}}$ | τ_b | $V_{a_{desej}}$ | $V_{a_{obtida}}$ |
| ENC11 | 1 | 7,5 | 7.4 | 1 | 4,8 | 4,8 |
| ENC12 | 0,1 | 7,5 | 7.5 | 0,1 | 4,8 | 4,7 |
| ENC13 | 0,5 | 7,5 | 7.5 | 0,5 | 4,8 | 4,8 |

Obs: As velocidades estão em m/min e τ em s

A Figura 10 apresenta a dinâmica do experimento ENC11. Comparando-se este oscilograma da V_a com o oscilograma do ensaio ENC4 (Figura 4), é notório a mudança de comportamento. Percebe-se, agora, nitidamente um patamar da velocidade de alimentação.

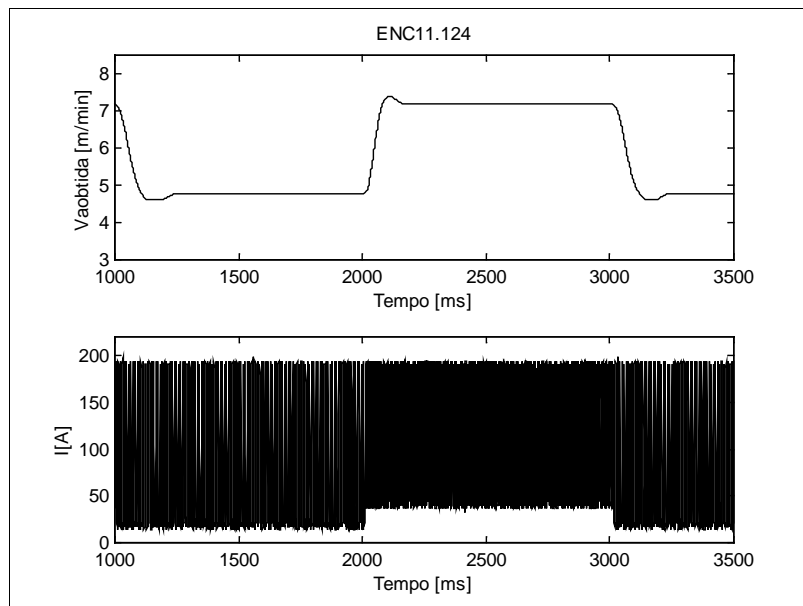


Figura 10. Oscilogramas referentes ao ensaio ENC11. Parte superior: $V_{a_{obtida}}$; Parte inferior: Corrente, destacando os patamares da duração da base térmica e do pulso térmico

A Figura 11 ilustra que, quando os períodos térmicos são muito pequenos, o tempo para que a taxa de fusão se iguale à velocidade de alimentação também é pequeno. Consequentemente, tem-se uma variação muito longa do comprimento do arco, resultando em uma perda de produtividade e qualidade do processo (o tempo de transição entre os períodos térmicos é maior que o tempo dos patamar de V_a nos respectivos períodos), demandando se trabalhar com o equipamento com períodos acima de 0,4 s.

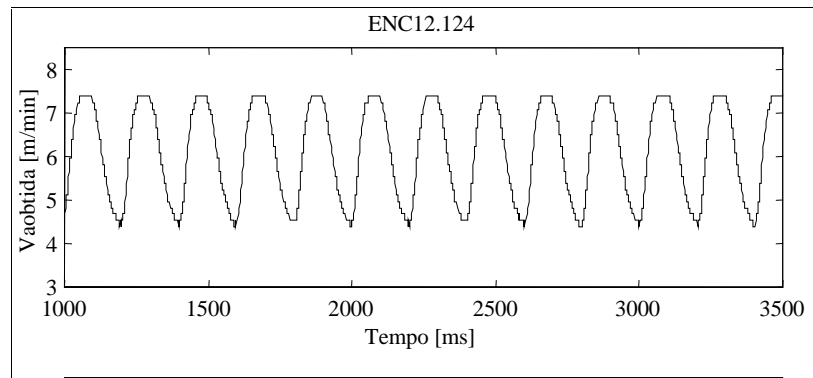


Figura 11. Oscilogramas referentes ao ensaio ENC12. $V_{a_{obtida}}$; tanto na duração da base térmica como no pulso térmico

Finalmente, é importante ressaltar que se por um lado foi possível fazer a calibração do sistema de monitoração, por outro lado a determinação exata da resposta dinâmica do mesmo demandaria um procedimento experimental mais apurado (uma função degrau com velocidade de transição maior). Isto não ocorreu pois considerou-se satisfatórios os resultados, frente aos objetivos deste trabalho.

3. Conclusão

Concluiu-se que a metodologia utilizada foi capaz de caracterizar o equipamento de soldagem e que resposta dinâmica do sistema de alimentação do equipamento original não permitia garantir a alteração da velocidade na mesma proporção da variação da corrente, como requerido pela pulsação térmica. Entretanto, após as modificação na dinâmica do alimentador de arame, conseguiu-se minimizar os tempos de aceleração e desaceleração do motor, o que tornou o equipamento adequado.

4. Referências Bibliográficas

- DUTRA, J.C.; TEICHMANN, E.W., 1997. "Assessoria Técnica na Recuperação por Soldagens das Partes Erodidas por Cavitação da Turbina N^o 2 da Salto Santiago". Relatório, UFSC/ELETROSUL,.
- DUTRA, J.C; OLLÉ, L.F.; JÚNIOR, R. G. 1995: "O Processo MIG/MAG Pulsado com Pulsação térmica". XXI ENTS, Caxias do Sul, pp 889-902.
- METALURGIA & MATERIAIS. Alumínio. São Paulo: Editora Segmento, vol. 55, n^o 490, agosto 1999. pp. 14. Suplemento n^o 1.
- MENDES DA SILVA, C.L., SCOTTI, A., 2001 "Avaliação do Efeito dos Períodos de Pulsação Térmica Sobre a Formação do Cordão na Soldagem de Alumínio Pelo Processo MIG-PT". 1^o Congresso Brasileiro de Engenharia de Fabricação, Abril de 2001, Curitiba, Paraná, Brasil.
- SOLDAGEM & INSPEÇÃO. Honda lança carro econômico. São Paulo: Editora Brandi, Ano 5, n^o 7, julho 1999, pp.34 .
- VILARINHO, L.O., 2000. "Desenvolvimento e Avaliação de um Algoritmo Alternativo para MIG Sinérgico de News Alumínio, dissertação de mestrado, UFU, Uberlândia, MG, Brasil.

AN EQUIPMENT ASSESSMENT FOR ALUMINUM WELDING BY THE TP-MIG TECHNIQUE

Celina Leal Mendes da Silva Professora do CEFET-Pa – Doutoranda na Universidade Federal de Uberlândia, clmsilva@mecanica.ufu.br - Uberlândia, MG, Brasil
 Américo Scotti Pesquisador do CTR - White Martins Gases Industriais e Universidade Federal de Uberlândia
yc@praxair.com – Duque de Caxias, RJ, Brasil

Abstract: The capability of a piece of equipment (power source and wire feeder) for welding aluminum by the Thermal Pulsation MIG (TP-MIG) was assessed in this work. This technique requires subtle wire feed speed changes during the thermal step variations. This characteristics demands simultaneousness and fast responses from the power source and wire feeder. If this does not happen, operational inconsistencies may occur, which on dependence of the parameter settings, can go from large amplitude of arc length oscillations to contact tip burn-back, not to mention arc instability. To prevent such problems, a wire feed speed-measuring device was designed and the dynamic responses of this device and of the wire feeder were evaluated. As dynamic response deficiencies were detected in both, this work also demonstrates the implemented modifications that, after evaluation, sorted out the problems.

Keywords: MIG Welding process, thermal pulsation, equipment

DESENVOLVIMENTO DE UM SISTEMA DE MONITORAMENTO E SUPERVISÃO PARA O PROCESSO DE TORNEMENTO VIA TCP/ IP

Fábio Ferraz Júnior

Universidade de São Paulo / Escola de Engenharia de São Carlos – Dep. de Eng. Mecânica (USP/ EESC)
Núcleo de Manufatura Avançada/ Laboratório de Otimização de Processos de Fabricação (NUMA/ OPF)
Av. Trabalhador São-carlense, 400 CEP 13566-590 São Carlos – SP Brasil tel. (16) 273 9438
fferrazj@sc.usp.br

Reginaldo Teixeira Coelho

Universidade de São Paulo / Escola de Engenharia de São Carlos – Dep. de Eng. Mecânica (USP/ EESC)
Núcleo de Manufatura Avançada/ Laboratório de Otimização de Processos de Fabricação (NUMA/ OPF)
Av. Trabalhador São-carlense, 400 CEP 13566-590 São Carlos – SP Brasil tel. (16) 273 9267
rtcoelho@sc.usp.br

Resumo. Estudos iniciais para o desenvolvimento de um sistema de monitoramento e supervisão de processos de usinagem à distância com base na arquitetura de redes TCP/ IP. Inicialmente, o trabalho analisa a situação atual de aquisição de diversos dados de controle de produção e dados técnicos de máquinas diretamente no chão de fábrica. São apontadas as limitações e inconveniências, principalmente relacionadas à confiabilidade e atraso entre fatos ocorridos e ações corretivas. Seguindo a essa análise, o trabalho expõe tendências de interesses industriais que levaram ao desenvolvimento do sistema proposto. A arquitetura do sistema proposto é descrita através de seus principais componentes, bem como resultados alcançados com o presente estágio de desenvolvimento do trabalho. Finalmente, analisam-se os resultados obtidos e as ferramentas comerciais utilizadas.

Palavras chave: monitoramento, supervisão, torneamento.

1. Introdução

Com a rapidez com que as mudanças acontecem na atualidade, as indústrias, principalmente do ramo metal mecânico, têm apontado uma grande necessidade de informações confiáveis sobre desempenho da produção e informações de parâmetros tecnológicos das máquinas-ferramentas. Sistemas de apontamentos manuais mostram-se deficientes quanto à confiabilidade, velocidade de atualização, detecção de não conformidades e outros fatores prejudiciais a produção, além de gerarem redundância de trabalho na coleta e alimentação de banco de dados. Conseqüentemente, as informações geradas a partir desses apontamentos podem criar uma percepção diferente da realidade para os responsáveis pela tomada de decisões. Assim, decisões podem muitas vezes virem de modo não compatível com a realidade e com retardo suficiente para o agravamento da situação, que em determinados casos são capazes de levar à perda total de lotes de peças produzidas.

A grande difusão e popularização da Internet (com sua conectividade global), juntamente com os avanços da tecnologia nas áreas de informação, redes e automação industrial, em um mercado cada vez mais competitivo, despertam um crescente interesse industrial pelos sistemas de supervisão (*supervisory systems*). Estes possibilitam o acompanhamento da produção com informações mais confiáveis e com menor atraso. Pode-se aplica-los em células ou linhas de manufatura, disponibilizando as informações para vários departamentos de empresas, buscando uma rápida disseminação de informações com grande abrangência. Isso, sem dúvida, contribui para uma maior integração e globalização de fornecedores e clientes (*e-Business*), trazendo maior rapidez de análise e menor risco nas tomadas de decisão.

Tendo em vista essa tendência, tem-se desenvolvido, no laboratório de Otimização de Processos de Fabricação (OPF) – do Núcleo de Manufatura Avançada (NUMA) da Escola de Engenharia de São Carlos (EESC / USP), um sistema de supervisão e monitoramento para o processo de torneamento, visando a disponibilização de informações na Internet. Embora o sistema inicial se desenvolva com base em um torno CNC, este pode ser estendido para outras máquinas e processos, bem como linhas ou células inteiras de produção.

2. Supervisão à distância como ferramenta de competitividade

Para que uma empresa possa manter-se competitiva é preciso estar preparada para novos paradigmas, principalmente com a globalização que ignora fronteiras geográficas. Ter bons produtos, baixos custos, buscar a contínua satisfação de seus clientes e ter rapidez na tomada de decisões e adaptações às novas realidades, devem ser práticas fundamentais. Desta forma, busca-se a eliminação de barreiras hierárquicas de comando, uma visão global e clara do negócio, bem como uma maior integração da cadeia de suprimentos (*Supply Chain*). A cadeia logística interna da empresa deve estar bem estruturada e integrada com as demais das empresas que formam a cadeia logística global do negócio, como ilustrado na Fig. (1). “O sucesso de cada empresa da cadeia depende do sucesso da cadeia como um todo” (Lima, 2000).

Como auxílio para que as empresas se ajustem a essa realidade, surgem, então, as soluções de Gestão Empresarial que visam uma integração total do empreendimento, empregando novas e modernas tecnologias desde a interação com

clientes e fornecedores até a automação/instrumentação dos setores de produção, disponibilizando informações a seus usuários de modo coordenado e seguro, conforme as suas necessidades e atribuições. Aplicativos B2B (*Business-to-Business*) criam facilidades de comunicação e visibilidade, os ERP's (*Enterprise Resource Planning*) administram o empreendimento garantindo a correta gestão dos materiais e planejamento das atividades corporativas, os sistemas MES (*Manufacturing Execution Systems*) gerenciam a produção executando, entre outras ações, a programação, rastreabilidade e controle de qualidade, e finalmente os sistemas e dispositivos de automação e instrumentação, que captam dados do chão de fábrica e executam as tarefas programadas (Lima, 2000).

Em uma “Cadeia Logística Global, com empresas interligadas via B2B, um fato extremamente importante é a integração e a sincronização dos sistemas ERP, MES e de automação para garantir a estabilidade e a visibilidade da produção e demais recursos da empresa” (Lima, 2000). Todavia, apesar de todo o avanço conseguido, a maioria das indústrias ainda busca atingir uma meta satisfatória de integração entre os dados de chão de fábrica e os dados corporativos (Lins e Silva & Lima, 2000).

O Sistema de supervisão, e posterior monitoramento, proposto neste trabalho visa atender a necessidade de disponibilização dos dados do chão de fábrica (desde dados de máquina até dados da produção), de maneira confiável e com um mínimo de atraso, para diversas áreas dentro da empresa (suporte, engenharia, etc) e, conforme o interesse, para clientes, cadeia de fornecedores, etc. Utiliza-se, para isso, de tecnologia de comunicação e padrões disponíveis comercialmente em máquinas-ferramenta cujo CNC (Comando Numérico Computadorizado) é de arquitetura aberta.

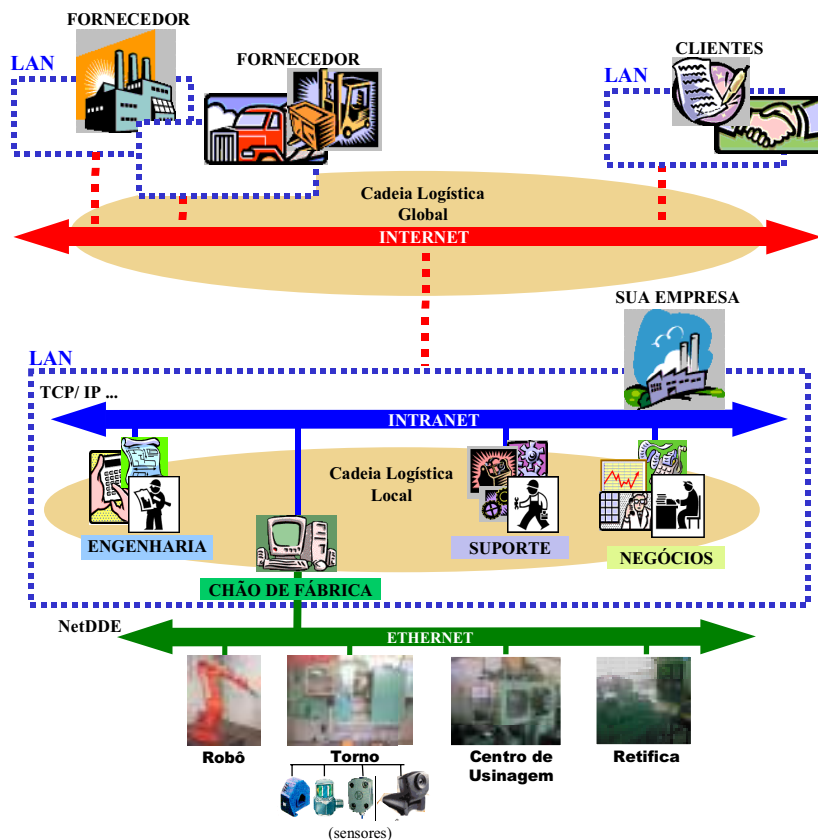


Figura 1. Exemplo de integração de cadeias logísticas local e global

3. Arquitetura e descrição do Sistema Proposto

O sistema utiliza tecnologias de comunicação e aquisição de dados, que permitem a supervisão on-line do processo de torneamento com um compartilhamento de informações via *Intranet/Internet*. A Fig. (2) ilustra a arquitetura do sistema. A estação SCADA/*WEB Server* (*Supervisory Control And Data Aquisition/ Servidor WEB*) recebe dados de máquina do torno (velocidades atuais, posição do castelo porta-ferramenta, bits do CLP, temperatura, etc.), dados do programa CN (velocidades de setpoint, dimensões básicas da peça, etc.) e de sensores (emissão acústica, dimensão da peça acabada, contato ferramenta-peça, etc.), e as transformam em informações de processo que são disponibilizadas em telas no formato de páginas HTML (*HyperText Markup Language*), possibilitando a supervisão em estações CLIENTES através de *softwares browsers* (navegadores de páginas HTML). Assim a supervisão do processo de torneamento pode ser realizada via *Intranet* ou *Internet*, através de uma estação servidora com *software SCADA* e Servidor *WEB*, e estações clientes com programas comerciais do tipo *Netscape Communicator, Internet Explorer*, etc.

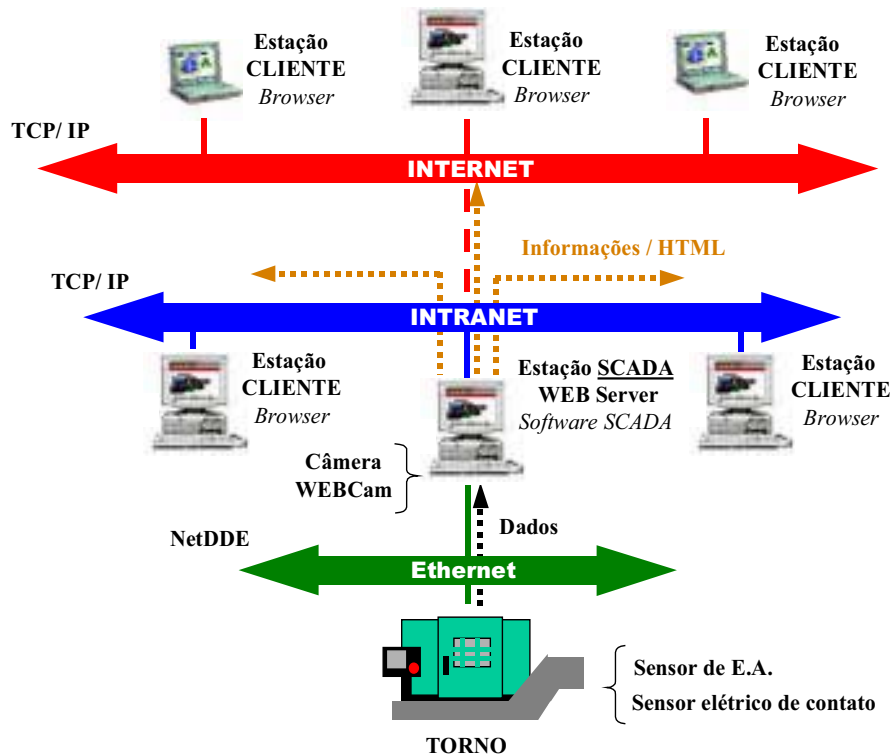


Figura 2. Esquema geral do sistema

3.1. Aquisição de dados

Dados da máquina, do programa CN em execução e de sensores são adquiridos com comunicação direta da estação SCADA/WEB Server com o CNC da máquina (Siemens Sinumerik 810D) via rede com padrão Fast-Ethernet, utilizando protocolo de comunicação NetDDE (*Network Dinamic Data Exchange*). A Tab. (1) mostra alguns dos dados obtidos.

Tabela 1. Alguns dados obtidos da Máquina (torno), do Programa CN e dos Sensores

| Dados da Máquina | Dados do Programa CN | Dados dos Sensores |
|---|----------------------------------|---|
| Velocidade de avanço atual | Velocidade de avanço de setpoint | Sinais de início e fim de ciclo |
| Rotação atual | Rotação de setpoint | Sinais de distinção de ciclos de corte e em vazio |
| Temperatura do motor | Dimensões básicas da peça | |
| Mensagens de alerta | Nome do operador responsável | Dimensões reais de peças |
| Sinais de sensores em geral | Nome do programa em execução | Acabadas |
| Posição X e Y do castelo porta-ferramenta | Data da última modificação | |

Imagens do processo são captadas e disponibilizadas utilizando câmera WEBCam (câmera comercial para videoconferência) e softwares adequados instalados na estação SCADA/WEB Server.

Por manipulações adequadas dos dados da máquina, do programa CN e dos sensores, são obtidos dados do processo, tais como os expostos na Tab. (2).

Tabela 2. Alguns dados de processo obtidos

| Dados de Processo | Dados dos sensores utilizados | Sensores utilizados |
|---|--------------------------------------|--|
| - Ritmo de produção | -Sinais de início e fim de ciclo | EA, Fechamento da porta, Acionamento da válvula solenóide do fluido refrigerante |
| - Tempos de Trabalho | -Sinais de ciclo de corte e em vazio | |
| - Tempos de Paradas | | |
| - Desempenho de ferramentas | - Dimensões de peças acabadas | Sensor Elétrico de Contato |
| - Qualidades Dimensionais de peças acabadas | - Dimensões de peças acabadas | Sensor Elétrico de Contato |

3.2. Monitoramento do Processo

O monitoramento do processo pode ser realizado através dos sensores instalados. No sistema atual pode-se monitorar o desgaste da ferramenta, a falha no sistema de carga/descarga, o modelo de peça sendo usinado, o sobremetal inicial e a dimensão final da peça fabricada. O desgaste da ferramenta é detectado através da dimensão da peça, medida com um probe de medição instalado em lugar de uma ferramenta da torre. Pode também ser realizada por sensor elétrico de contato (SEC, em desenvolvimento no laboratório OPF - NUMA). A presença de peça é detectada pelo sinal de EA (emissão acústica), durante o ciclo de usinagem, assim como o sobremetal, quando a ferramenta toca a peça para a primeira remoção de cavacos. Adicionalmente a potência de corte é monitorada para verificação se está dentro de limites esperados. Essas são algumas das possibilidades e estratégias empregadas, utilizando os sensores disponíveis.

3.3. Compartilhamento de informações

Imagens on-line e todas as informações da máquina e do processo são compartilhadas, via protocolo TCP/ IP (*Transmission Control Protocol/ Internet Protocol*), em rede local (LAN – *Local Area Network*) e/ou de longa distância (WAN – *Wide Area Network*) em formatos de páginas HTML, utilizando servidor *WEB* e tecnologias *Applets Java* e *JavaScript* para atualização automática de dados e melhor interação com o usuário .

Assim, supervisões via Internet podem ser realizadas em qualquer parte do mundo sem a necessidade de *softwares* específicos e computadores especiais, mas dentro das limitações e velocidade de comunicação por rede.

4. Componentes do sistema em desenvolvimento

Uma breve descrição dos principais componentes do sistema e algumas comparações:

4.1. Software para aquisição de dados

Optou-se em utilizar *software* que possua a característica de aquisição de sinais (com possibilidades de comunicação com CLP's, sensores, etc via rede) com boa interface homem/ máquina. O *software* escolhido foi o do tipo SCADA (*Supervisory Control And Data Acquisition*) que servem como interface homem/máquina, como os *softwares* HMI ou MMI (*Human Machine Interfacing* ou *Man Machine Interfacing*) e permitem monitoramento de máquinas e/ou processos através de visualizações em telas de computadores, podendo também efetuar controles e distribuição de informações entre estações via rede com boa performance e segurança. São *softwares* robustos e confiáveis para aplicações de grande porte e para aplicações distribuídas em várias estações de trabalho (Automacao.net, 2001). São desenvolvidos e amplamente utilizados para processos contínuos, contudo atendendo de modo satisfatório às linhas e/ou células de produção de processos discretos.

O *software* SCADA utilizado foi o Elipse Pro v2.20 .

4.2. Rede de comunicação

Atualmente existe uma grande quantidade de tecnologias de concepção aberta ou proprietária disponível no mercado em situação consolidada, sendo especificamente desenvolvidas para atender aos requisitos de cada um dos cinco níveis de dispositivos e equipamentos característicos de um sistema de automação. Contudo há sobreposições de atuações, como vem ocorrendo com o uso do *Ethernet* TCP/ IP em áreas antes exclusivas da classe *FieldBus*. A Figura (3) ilustra os níveis de automação, bem como as classes de redes comumente empregadas (adaptada de: Rocha, 1998).

Quatro classes de redes de comunicação se destacam (Rocha, 1998) :

- *SensorBus* : destinada para comunicação ao nível dos sensores a atuadores. Determinística e tempos de resposta extremamente curtos. Ex: AS-i, Seriplex, etc.
- *DeviceBus* : específico para dispositivos de controle e seus periféricos. Determinística e tempos de resposta curtos. Ex: DeviceNet, Interbus-S, Profibus-DP, etc.
- *FieldBus* : aplicada para comunicação entre unidades inteligentes (sistemas de supervisão e gerenciamento de produção). Determinístico, com alta performance. Ex: Fieldbus Foundation, Fieldbus WorldFIP, Modbus, Profibus-FMS, Profibus-PA, etc.
- *DataBus* : destinada para comunicação entre computadores. Estocástica, mas com capacidade de manipular grandes quantidades de informação em tempo não crítico. Ex: Ethernet TCP/IP, FDDI, etc.

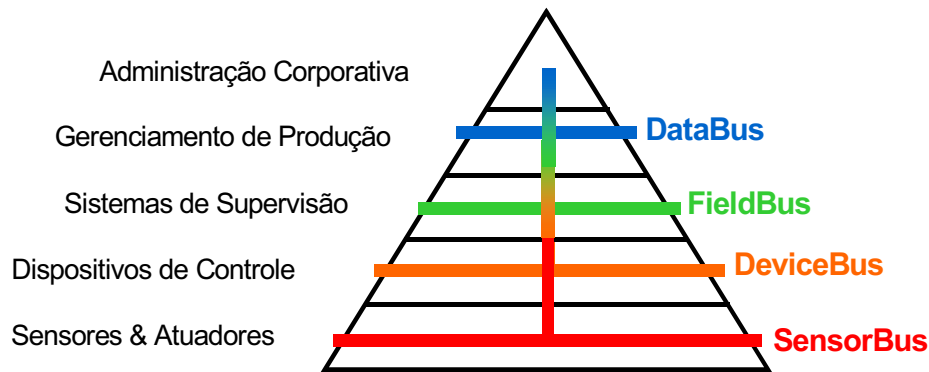


Figura 3. Níveis de dispositivos e equipamentos de sistemas de automação e classes de redes de comunicação

Para aplicações de supervisão utiliza-se, tipicamente, redes do tipo *FieldBus* que realizam a coleta de dados, configuração remota de equipamentos e controle de processos. Em geral são redes proprietárias (onde se encontra dificuldades de integração com equipamentos de fabricantes diferentes) e de custo elevado, porém determinísticas (pois não há colisões de dados) e com alto desempenho.

No sistema de supervisão e monitoramento proposto, por não efetuar o controle do processo, optou-se em adotar uma rede onde o fator determinístico não é essencial, e de arquitetura aberta, cujas soluções de problemas podem ser encontradas com mais de um fabricante, porém não deixando de lado a confiabilidade e desempenho.

Desta forma, adotou-se uma arquitetura de redes TCP/ IP com padrão *fast Ethernet* (IEEE 802.3u). Trata-se de uma rede muito popular, altamente difundida, de baixo custo e com numerosas técnicas de instalação e manutenção. Possui bom desempenho para coleta de dados de chão de fábrica, e embora não tendo origem determinística, pode ser utilizada para controle de processos com a condição da utilização de switch e/ou roteador especiais (Maciel & Ritter, 1998; Wojcik & Ranganathan, 2000; Automacao.net, 2001).

O protocolo para comunicação entre a estação SCADA e o torno é o NetDDE - protocolo para a troca dinâmica de dados entre quaisquer redes suportadas por *Windows*, como TCP/ IP, NET-BEUI, IPX/ SPX e entre aplicações *Windows*, como *Excel*, *Word*, etc. Já para comunicação entre a estação SCADA e as estações Clientes é o TCP/ IP (protocolos de transporte e de rede) e HTTP (*HyperText Transfer Protocol* – protocolo de aplicação), padrão da *WEB*, utilizando páginas HTML .

4.3. Máquina-ferramenta

O Torno CNC INDEX GU-600 (comando Siemens Sinumerik 810D) possui comando numérico com diversas funcionalidades que facilitam a aquisição de dados. Utiliza sistema operacional *Windows Workgroup* 3.11 e placa de rede que permitem comunicação com redes *Ethernet* TCP/ IP e, via protocolo NetDDE, disponibiliza uma infinidade de dados – desde sinais de sensores (sensores de contato, de temperatura dos motores, etc) até dados de parâmetros de usinagem (velocidades de corte, de avanço, etc). Trata-se de um comando numérico de concepção atualizada desenvolvido para atender às necessidades de comunicação de dados com maior rapidez e confiabilidade.

4.4. Sensores de Monitoramento

Existem inúmeros tipos de sensores e estratégias para o monitoramento de processos, cada qual com suas vantagens e desvantagens bem como nichos de aplicação. No sistema proposto utilizou-se o monitoramento para a obtenção de dados do processo, tais como ritmo de produção, tempos de parada e de trabalho, entre outros, coletando dados para posteriores otimizações do processo.

4.4.1. Sensor de Emissão Acústica

Sensor piezoelétrico capaz de detectar emissões acústicas – propagações de ondas vibracionais (na velocidade do som) – em superfícies de materiais. Tais emissões acústicas podem ser provocadas por corte, atrito, deformação, choques, etc (Diniz & Pigari, 1996). Amplamente estudado no monitoramento de processos de fabricação, como no torneamento, na detecção de desgaste de ferramentas, contatos ferramenta-peça. Caracteriza-se pela rapidez de resposta, não intrusão ao processo e capacidade de trabalhar em ambiente adverso.

No sistema proposto é empregado para a aquisição de tempo de corte, detecção de contato para medição de peça acabada e de sobremetal, além da identificação de ciclos em vazio observando-se a variação de níveis de emissões acústicas.

Utilizou-se o Sensor de Emissão Acústica Sensis com amplificador e condicionador de sinais modelo BM12 da mesma empresa.

4.4.2. Sensor Elétrico de Contato (SEC)

Sensor em desenvolvimento no laboratório OPF - NUMA para medição automática de dimensões de peças usinadas, utilizando-se a régua de medição do torno, sem a necessidade de remoção da peça da placa de fixação. O sensor é fixado no castelo porta ferramentas na posição de uma ferramenta. Possui dois probes que quando em contato com a peça gera um sinal de contato na porta serial da máquina, obtendo instantaneamente a posição do carro. Assim, sabendo-se a posição do sensor em relação ao castelo porta ferramenta, e deste último em relação à linha de centro da peça, sabe-se deste modo o diâmetro da peça.

4.5. Câmera

Para captação de imagens do processo, utilizou-se uma câmera comercial de videoconferência - WEBCam Vídeo Blaster 3 - com conexão via porta paralela. O programa da câmera capta quadros em intervalos de 7 segundos, disponibilizando na Internet em páginas HTML. O tempo de atualização das imagens dependerá da velocidade do sistema de comunicação.

4.6. Método de Compartilhamento de Informações

O compartilhamento de informações é feito por páginas HTML via Intranet e/ou Internet, utilizando protocolo HTTP. Isso garante boa portabilidade, grande abrangência e custos reduzidos de compartilhamento e expansão do sistema de supervisão. Tudo isto em contraste com sistemas típicos de supervisão onde há a necessidade de *softwares* SCADA em cada estação cliente, e o compartilhamento de informações fica restrito a rede em que se encontra a estação servidora, explicando assim a escolha do primeiro método.

4.6.1. Páginas em formato HTML

HTML (*HyperText Markup Language*) é uma linguagem para desenvolvimento de páginas da *WEB*. Estas páginas, via protocolo HTTP (*HyperText Transfer Protocol* – protocolo de transferência padrão da *WEB*), podem ser utilizadas em diversos tipos de navegadores e em diversos tipos de plataformas computacionais, garantindo excelente portabilidade.

4.6.2. Applets Java

Pequenos programas que são carregados nos navegadores dos clientes, e que executam animações das telas com base nos dados recebidos do servidor. Permitem atualizações de telas de supervisão em tempo real, requerendo poucos recursos de rede (*band width*) e plataformas de *hardware* e sistema operacional específicos (Tanenbaum, 1997; Zampronha, 1998).

4.6.3. Servidor *WEB*

Um dos elementos-chave da arquitetura baseada em Intranet/Internet. Suas principais funções são (Zampronha, 1998):

- hospedar telas de supervisão, em formato HTML, a serem acessadas pelos clientes ;
- enviar *Applets Java* aos clientes ;
- enviar dados novos a cada vez que haja alteração ;

No sistema utilizou-se inicialmente para testes o software PWS (*Personal Web Server*, da *Microsoft*) para uma rede Intranet, e posteriormente o IIS-4 (*Internet Information Server 4*, da *Microsoft*) para rede Intranet e/ou Internet, ainda em fase final de implementação.

5. Resultados

Dados de máquina e do processo podem ser supervisionados e monitorados – juntamente com imagens on-line do processo – em qualquer localidade onde se tenha uma conexão na Internet, via *browsers* (navegadores, tais como *Explorer* e *Netscape*), garantindo grande portabilidade. Possui fácil acesso, porém controlado, e baixos custos de compartilhamentos e fluxo de informações. Nas Fig. (3) e Fig. (4) tem-se exemplos de telas de supervisão obtidas pelo sistema.

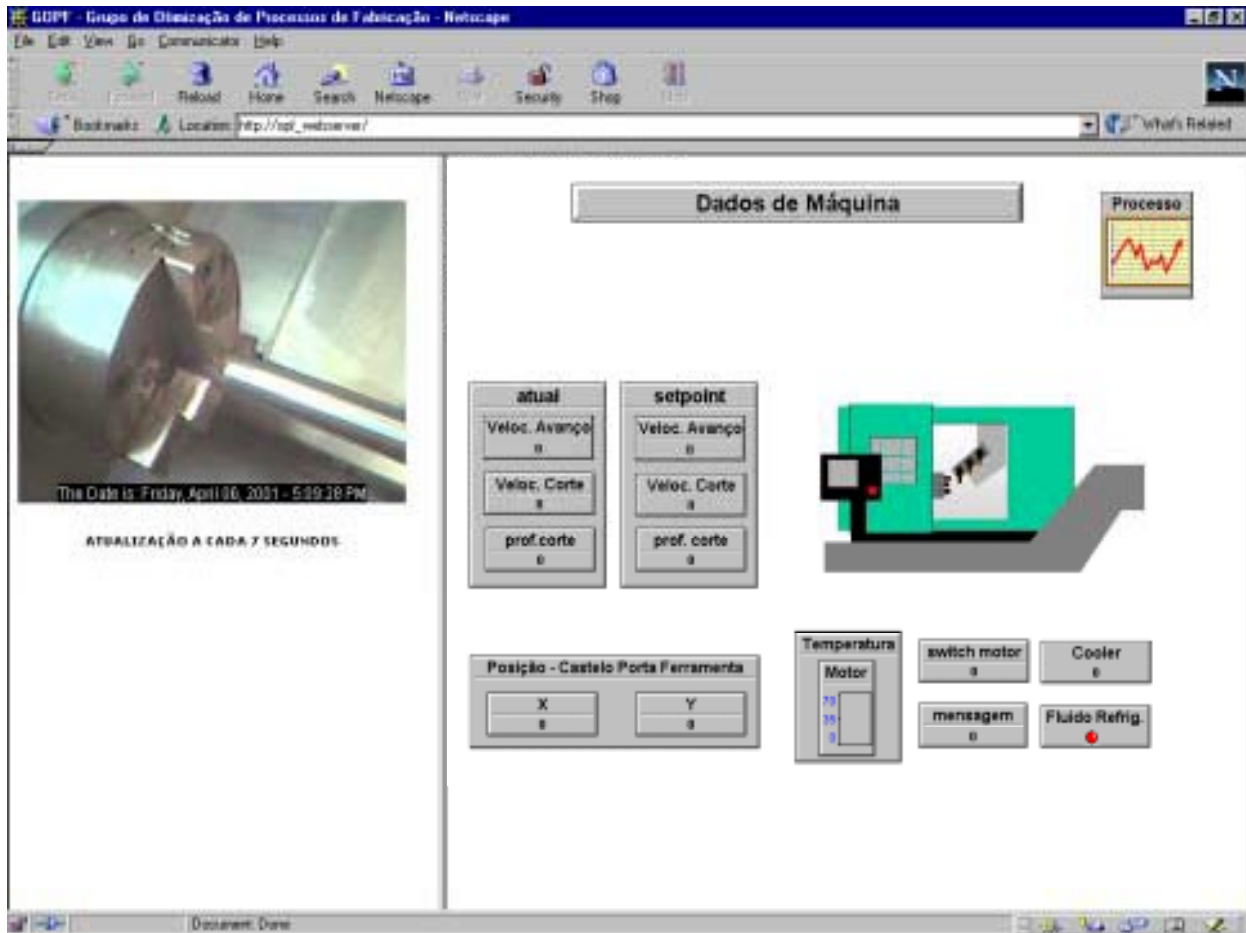


Figura 3. Telas de supervisão em formato HTML: Dados de Máquina

Podem ser acessados dados da máquina on-line, tais como: velocidade de corte, velocidade de avanço, profundidade de corte, temperatura do motor, acionamento da válvula solenóide do fluido refrigerante, posição do castelo porta ferramentas, dentre vários outros dados disponíveis pela máquina. Alguns índices de desempenho podem ser obtidos, tais como: gráfico de ritmo de produção real e ideal, tempos de trabalho e de paradas, tempo total de ciclo e de corte, custo de ferramental por peça (à medida que as peças vão sendo produzidas), desempenho de ferramentas, controle de refugos (dimensionais). Finalmente, pode-se dispor de históricos para registro de dados do processo e posterior análise. Com o atual estágio de desenvolvimento do sistema, algumas vantagens já podem ser apontadas:

- Imagens on-line do processo, permitindo maior segurança e confiabilidade no sistema;
- bom compartilhamento e fluxo de informações;
- possibilidade de monitoramento e supervisão por 24 horas sem prejudicar a produção;
- melhor acompanhamento de produção, possibilitando previsões mais próximas da realidade;
- possibilidade de expansão a custo reduzido;

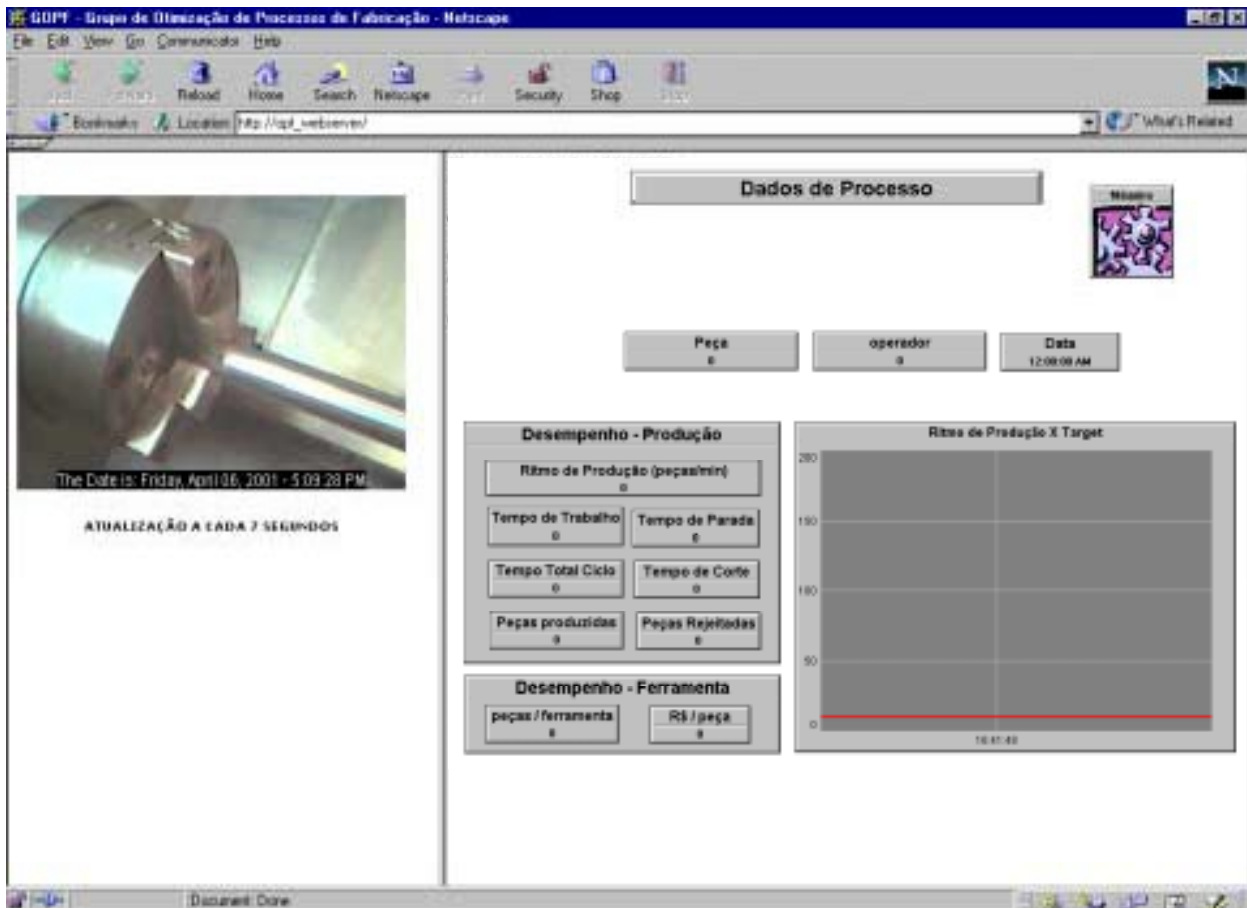


Figura 4. Telas de supervisão em formato HTML: Dados de Processo

6. Discussão dos Resultados

A supervisão e monitoramento do processo de torneamento via TCP/ IP foi alcançada, porém tendo ainda alguns problemas a serem resolvidos :

- rede de compartilhamento : o sistema está operando em uma Intranet criada na rede do Lab. OPF. Não é uma rede dedicada para o sistema, o que vem trazendo redução de desempenho da mesma. A supervisão via Internet está em fase final de implementação, assim como a utilização de uma rede *fast Ethernet* dedicada ao sistema, com a supervisão de uma linha inteira de produção constituída por um torno, um centro de usinagem e uma retificadora. Todas máquinas equipadas com CNCs mais recentes, que permitem a comunicação por rede *Ethernet*.

- protocolo de comunicação entre o torno e a estação SCADA/*WEB Server* : o protocolo NetDDE utilizado não foi desenvolvido para aplicações que necessitam de integridade de dados e alta velocidade. Deverá ser totalmente substituído pelo protocolo OPC (OLE –Object Linking and Embedding- for Process Control) (Franco, 1999; Automacao.net, 2001) .

- tempo de atualização de informações : o tempo de atualização de dados nas páginas HTML é relativamente longo, mas não trazendo maiores problemas por ser um sistema de supervisão e não de controle. Esse retardo pode ser provocado pelo excesso de uso da rede Intranet e pela utilização do protocolo NetDDE. As imagens do processo possuem atualização de quadros em intervalos de 7 segundos devido a falta de largura de banda da rede e limitações de softwares.

7. Conclusão

De acordo com os resultados conseguidos até a presente fase de desenvolvimento do sistema de supervisão e monitoramento de processos de usinagem, pode-se concluir:

- O sistema proposto possibilita a aquisição de dados de operações de torneamento (em máquinas de arquitetura aberta) e disponibilização destes via Internet. É capaz de auxiliar na integração do chão-de-fábrica com áreas corporativas e administrativas, servindo de apoio para sistemas MES (*Manufacturing Execution Systems*) e ERP (*Enterprise Resource Planning*).

- Na sua implementação, em estágio inicial, foi possível a supervisão de operações de torneamento medindo-se diversas variáveis e disponibilizando-as em páginas HTML em uma Intranet.
- Utilizando-se de produtos, componentes e tecnologias já existentes, foi possível a criação de uma aplicação inovadora, e algumas técnicas e novidades de monitoramento.
- Com a expansão do sistema para a supervisão de células ou linhas inteiras de produção o sistema será capaz de integrar-se a softwares de gerenciamento de produção, auxiliando em atividades como rastreabilidade e controle de qualidade de peças produzidas.
- Alguns problemas, tais como configuração da rede, integridade do sistema, segurança e tempo de atualização de dados ainda deverão ser resolvidos para uma otimização dessas aplicações.

8. Agradecimentos

Os autores gostariam de agradecer à Elipse Softwares pela doação do software SCADA Elipse 2.20, à Sensis pela doação do sensor de emissão acústica Sensis com amplificador e condicionador de sinais modelo BM12 e à INDEX – Tornos Automáticos fabricante do torno INDEX GU600.

9. Referências

- AUTOMACAO.NET, 2001, “ SCADA/ HMI ” , <http://www.automacao.net/scada.htm>, 20/março.
- Diniz, A. E., Pigari, A., 1996, “Monitoramento do desgaste da ferramenta no processo de torneamento usando emissão acústica”, RBCM Journal of the Brazil Society Mechanical Sciences, v.XVIII, n.3, p. 227-238.
- Franco, E. F., 1999, “As novas tecnologias para Gerenciamento de Energia Elétrica”, Controle & Instrumentação, março, pp. 63-66.
- Lima, E. , 2000, “Sistemas integrados na era do e-Business – Como ser competitivo no novo milênio dominado pela Internet”, Revista InTech Brasil, novembro, pp. 34-40.
- Lins e Silva, C. K., Lima, R., 2000, “Exemplo de um MES e porque o ERP não atende ao chão-de-fábrica (parte I)”, Revista InTech Brasil, novembro, pp. 63-74.
- Maciel, C. D., Ritter, C. M., 1998, “TCP/ IP Networking in process control plants”, Elsevier Science Ltda, Vol.35, No. 3-4, pp. 611-614.
- Tanenbaum, A. S., 1997, “Redes de computadores”, Ed. Campus Ltda, Rio de Janeiro, Brasil.
- Rocha, I. R., 1998, “Redes de comunicação industriais: solução ou opção ?”, Revista InTech Brasil, maio, pp. 26-30.
- Wojcik, M., Ranganathan, G., 2000, “Ethernet and the Web gang up on process monitoring and control”, InTech – The International Journal for measurement and control, september, pp. 48-51.
- Zampronha, R. S., 1998, “Uso da intranet/ internet para supervisão e controle de processos”, Revista InTech Brasil, novembro, pp. 45-50.

DEVELOPMENT OF MONITORING SYSTEM AND SUPERVISION FOR THE TURNING PROCESS THROUGH TCP/ IP

Fábio Ferraz Júnior

University of São Paulo / School of Engineering at São Carlos – Dept. of Mechanical Engineering (USP/ EESC)
 Nucleus of Advanced Manufacturing/ Laboratory of Optimization of Fabrication Processes (NUMA/ OPF)
 Av. Trabalhador Sãocarlense, 400 CEP 13566-590 São Carlos – SP Brazil tel. (16) 273 9438
 fferrazj@sc.usp.br

Reginaldo Teixeira Coelho

University of São Paulo / School of Engineering at São Carlos – Dept. of Mechanical Engineering (USP/ EESC)
 Nucleus of Advanced Manufacturing/ Laboratory of Optimization of Fabrication Processes (NUMA/ OPF)
 Av. Trabalhador Sãocarlense, 400 CEP 13566-590 São Carlos – SP Brazil tel. (16) 273 9267
 rtcoelho@sc.usp.br

Abstract. The present works describes some of the first studies on the development of a system for monitoring and supervising the turning process remotely through TCP / IP. Initially, it analyzes current situation of the data acquisition from production plant and also from tool machines in the shop floor. Their limitations and inconveniences are exposed, mainly those related to their reliability and response delays between occurred facts and correction actions. Following on these aspects, the tendencies and industrial interests that led to the development of the proposed system are explained. The architecture of the proposed system is described by its main components, as well as the first results obtained. Finally, an analyze of the results and of the commercial tools used is carried out.

Keywords: monitoring, supervision, turning.

INFLUÊNCIA DA GEOMETRIA DA ARESTA NO TORNEAMENTO COM ALTA VELOCIDADE DE CORTE EM SUPERLIGA (WASPALLOY) À BASE DE NÍQUEL

Leonardo Roberto Silva

Reginaldo Teixeira Coelho

Aldo Braghini Júnior

Alexandre Araújo Bezerra

Escola de Engenharia de São Carlos - USP - Departamento de Engenharia Mecânica

Av. Trabalhador São-Carlense, 400 - CEP: 13.566-590 - São Carlos - São Paulo

E-mail: lrsilva@sc.usp.br; rtcoelho@sc.usp.br; aldobj@sc.usp.br e aab@sc.usp.br

Resumo. Nos últimos 10 anos a usinagem com alta velocidade de corte (HSM - *High Speed Machining*) tem ganhado grande importância, sendo dada uma maior atenção ao desenvolvimento e à disponibilização no mercado de máquinas-ferramentas de rotações muito elevadas (25.000 - 40.000 rpm). As ferramentas, devido à otimização de suas geometrias, substratos e revestimentos, contribuem para o sucesso desse processo. *Waspalloy* é uma superliga à base de níquel conhecida como material de difícil usinagem, cujas as velocidades de corte são restritas, devido à alta dureza, elevada resistência em altas temperaturas, afinidade para reagir com materiais da ferramenta e baixa condutividade térmica. Este trabalho objetiva estudar o comportamento de arestas com e sem modificações, de ferramentas cerâmicas ($Al_2O_3 + SiC_w$ e $Al_2O_3 + TiC$) e PCBN no torneamento com alta velocidade sob condição de corte a seco. Os parâmetros analisados foram: temperatura, força de corte, análise dos mecanismos de desgaste e acabamento superficial. Os resultados mostraram variações importantes dos parâmetros analisados de acordo com as diversas geometrias testadas e com o tipo de material da ferramenta.

Palavras chave: Torneamento com alta velocidade de corte, superligas à base de níquel, mecanismos de desgaste, monitoramento.

1. Introdução

A participação da usinagem no custo final dos componentes mecânicos pode ser muito alta. Por este fato, nos últimos anos a usinagem com alta velocidade tem ganhado importância, e assim tem sido dada uma maior atenção ao desenvolvimento e à disponibilização no mercado das tecnologias para velocidades e rotações muito elevadas. Mas, antes que a tecnologia HSM (*High Speed Machining*) possa ser empregada de uma forma econômica, todos os componentes envolvidos no processo de usinagem, incluindo a máquina, o eixo-árvore, a ferramenta e o pessoal, precisam estar afinados com as peculiaridades deste novo processo. As máquinas devem satisfazer requisitos particulares de segurança. As ferramentas também devem estar à altura das condições severas que se originam com as altas velocidades de corte. O corte com altas velocidades pode ser usado para todo processo de usinagem de metais leves, não-ferrosos e plásticos. Para aço, ferro fundido e ligas de difícil usinabilidade, é adequado apenas para o corte final (Fallböhmer et al 2000). Os termos HSM e HSC (*High Speed Cutting*) estão sendo utilizados para descrever o fresamento de acabamento em altas rotações, entretanto no torneamento, roscamento e furação tem-se observado poucos trabalhos publicados em comparação com o fresamento (Andrae, 1999).

As principais propriedades das ligas de níquel são alta resistência mecânica a temperaturas elevadas, alta resistência à fluência, alta resistência à fadiga e boa resistência à corrosão, características que tornam difícil a sua usinabilidade. A composição química com elevado teor de elementos de liga confere excelentes propriedades mecânicas e térmicas às superligas de níquel, mas dificultam demasiadamente a formação de cavacos. A usinagem de superligas pode prejudicar a integridade da peça. Por essa razão, cuidados especiais devem ser tomados para assegurar vida da ferramenta e a integridade superficial de componentes usinados por intermédio de controle dos principais parâmetros.

2. Revisão Bibliográfica

2.1. Uma visão geral da HSM

O conceito de usinagem com alta velocidade foi desenvolvido por Carl J. Salomon durante uma série de experimentos de 1924 a 1931, quando em 1931 obteve a patente para usinagem com alta velocidade baseado nos efeitos da temperatura (Kahles et al 1978 e Dewes & Aspinwall, 1997). Salomon reconheceu que em princípio as temperaturas e as forças de corte tendiam a decrescer em altíssimas velocidades, mas um longo percurso teve que ser trilhado até a introdução da tecnologia HSM. Somente com o desenvolvimento dos eixos-árvore de alta rotação no início dos anos 80, com os quais foi possível atingir altas velocidades, abriu-se à possibilidade de serem realizadas pesquisas tecnológicas de base nessa área.

O termo "corte com alta velocidade" não é de fácil definição. O projeto da CEN (Comité Européen de Normalisation) de 05 de outubro de 1995 - "Requisitos de segurança" define velocidades acima de 1.000 m/min como usinagem com alta velocidade. Isso faz sentido sob o ponto de vista da segurança, mas certamente não é a melhor classificação. Para ser mais exato, devem ser considerados o material a ser usinado, a ferramenta de corte usada e o

processo. Quando uma carcaça de alumínio é usinada com pastilhas de diamante, uma velocidade de 10.000 m/min ainda pode ser considerada moderada. Por outro lado, se um aço endurecido é usinado com ferramenta de nitreto cúbico de boro (CBN), a velocidade de corte de 200m/min, isto certamente pode ser considerado como usinagem HSM (Stockinger et all 1998).

Na Europa, normalmente fala-se em velocidade de corte, enquanto nos Estados Unidos emprega-se rotações do eixo-árvore. Muitos autores usam velocidade absoluta do eixo-árvore, sendo que a faixa mais real a ser considerada como definição inicial de usinagem com alta velocidade está em torno de 8000 rpm ou maiores. Porém, isto é enganoso porque não indica o diâmetro do eixo-árvore. É muito fácil alcançar alta rotação com eixos de pequeno diâmetro. Uma representação mais exata da alta velocidade do eixo-árvore, do ponto de vista de projeto, é o número DN (diâmetro do eixo-árvore em “mm” multiplicado pela sua rotação em “rpm”).

Segundo Kitagawa et all (1996) e Schulz (1997), a definição do que é alta velocidade de corte está intimamente associada ao tipo de material usinado, tipo de operação de corte e tipo de ferramenta, entre outros itens. Vigneau (1997) indica na fig. (1) a faixa de valores que definem a alta velocidade de corte para cada material específico. Müller & Ice (1999) afirmam que as definições da faixa de velocidade de HSM variam substancialmente conforme se muda de um tipo de usinagem para outro. Por exemplo, se no caso de fresamento uma aplicação de HSM envolve uma velocidade de corte da ordem de cinco a dez vezes maior que a velocidade convencional, o dobro da velocidade convencional já é suficiente para que os processos de furação e roscamento sejam considerados como HSM.

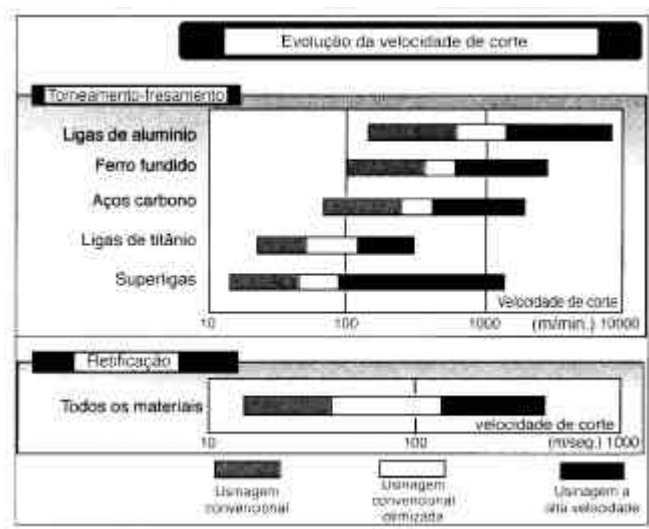


Figura 1. Definição de faixas de valores para HSM

Segundo Novaski & Corrêa (1998); Andrae (1999) e Fallböhmer et all (2000), o conhecimento da tecnologia de usinagem HSM proporciona ganhos de ordem tecnológica, a exemplo de: melhoria na exatidão das peças, especialmente em usinagem de peças delgadas; melhoria nos mecanismos de formação de cavaco; incremento na qualidade superficial das peças, o que elimina muitas vezes trabalhos posteriores; diminuição das forças de corte, proporcionalmente ao aumento das velocidades de corte; usinagem sem vibrações, pois as excitações induzidas pelo corte da ferramenta são de baixa amplitude e de alta frequência; melhoria na dissipação de calor do processo, pois a maior parte da energia térmica gerada se concentra no cavaco; alta taxa de remoção de material e possibilidade de emprego de usinagem a seco. Por outro lado, Dewes & Aspinwall (1997) e Andrae (1999) comentaram que existem também notáveis desvantagens que precisam ser consideradas, sendo estes os pontos principais: alto nível de desgaste da ferramenta; necessidade de ferramentas e máquinas-ferramenta de maior custo (especiais); eixos-árvore especiais, de alto custo e com baixa durabilidade (tipicamente 5000 - 10000 h na máxima velocidade rotacional); balanceamento do ferramental; sistema de controle especiais e parâmetros tecnológicos para a usinagem otimizada, os quais ainda não são totalmente conhecidos e dominados. Saliencia-se que as desvantagens descritas devem-se principalmente ao fato de que a usinagem com alta velocidade de corte é uma tecnologia recente. Com o passar do tempo, novos estudos adicionarão informações que permitirão a utilização cada vez mais freqüente desta tecnologia.

2.2. Materiais de ferramentas para usinagem de superligas a base de níquel e mecanismos de desgaste com alta velocidade de corte

Das diversas variáveis que afetam o bom desempenho das operações de usinagem, a ferramenta de corte, embora pequena e de relativo baixo custo, é a mais crítica. De acordo com Novaski & Corrêa (1998), as ferramentas de corte e seus acessórios constituem outro elemento-chave no desenvolvimento da tecnologia HSM, tanto em relação aos materiais quanto ao projeto. Thangaraj & Weinmann, (1992); Gatto & Iuliano (1994); Jun et all (1997) e Ezugwu et all (1999) afirmam que a vida da ferramenta obtida na usinagem das superligas à base de níquel é inadequada, aumentando o custo de produção. Na maior parte, os principais parâmetros que compreendem o processo para um melhor

desempenho são: seleção do material da ferramenta, geometria da ferramenta, método de usinagem, velocidade de corte, avanço, profundidade de corte, etc. Com esses parâmetros bem controlados pode-se conseguir tempo de vida adequado para as ferramentas durante a usinagem. As ferramentas empregadas na usinagem das superligas devem atender aos seguintes aspectos: excelente resistência ao desgaste; alta resistência, dureza e tenacidade em alta temperatura; resistência ao choque térmico; alta condutividade térmica e suficiente estabilidade química em altas temperaturas.

As superligas à base de níquel são normalmente usinadas com metal duro (WC - Co) com velocidades de corte na faixa de 10-30 m/min. Porém, ferramentas de metal duro não podem ser utilizadas na usinagem com alta velocidade, porque não resistem às altas temperaturas e tensões na zona de corte. Ferramentas de cerâmicas são mais adequadas para o uso em altas velocidades de corte. Com a introdução das cerâmicas do tipo *sialon* (a base de Si_3N_4) é possível multiplicar a velocidade de corte pelo fator de 5 e mais recentemente, ferramentas de alumina reforçada com *whiskers* ($\text{Al}_2\text{O}_3 + \text{SiC}_w$ - contendo 25% SiC), possibilitam utilizar velocidade de corte de até 10 vezes comparada com as ferramentas de metal duro (Vigneau 1997; Choudhury & Baradie, 1998 e Ezugwu et al 1999).

Richards & Aspinwall (1989) apresentaram uma revisão sobre a aplicação de cerâmicas na usinagem das ligas de níquel. Foi destacado que com o emprego de alumina reforçada com *whiskers* (SiC_w), velocidades de corte podem chegar à 750 m/min na usinagem de algumas ligas. O desgaste de entalhe, muitas vezes pode predominar e neste caso, são recomendados pequenos valores do ângulo de posição ($\cong 45^\circ$) e ângulos de saídas negativos. Da mesma opinião são König & Gerschwiler (1999), revelando que o ângulo de posição $\cong 45^\circ$ demonstrou ser favorável às operações de torneamento com ferramentas cerâmicas e PCBN. A alta condutividade térmica e a baixa expansão térmica dos *whiskers* aumenta a resistência ao choque térmico.

Os mecanismos de desgaste das ferramentas cerâmicas são complexos e geralmente influenciados por: difusão, lascamento, abrasão na superfície de flanco, adesão na superfície de saída, abrandamento térmico, fratura catastrófica, cratera e desgaste de entalhe no flanco e na aresta secundária. O mecanismo por difusão é determinado principalmente pela reação química e dissolução no material da peça. As superligas à base de níquel tem alta afinidade química por muitos materiais de ferramenta e, como tal, freqüentemente formam uma camada de aderência conduzindo aos mecanismos de difusão e arrastamento drástico (*attrition*) (Wayne & Buljan, 1990; Gatto & Iuliano, 1994; Jun et al, 1997 e Choudhury & Baradie, 1998). Geralmente, encontra-se o desgaste de entalhe na altura da profundidade de corte, como o responsável pela rejeição da ferramenta de corte a baixas velocidade de corte. Com altas velocidades de corte, o desgaste de flanco compete com o desgaste de entalhe, dependendo do tipo de cerâmica utilizada. A essa consideração, acrescentam Jun et al (1997), que deformação plástica, difusão e desgaste por aderência e *attrition* contribuem muito para com o desgaste de flanco e fratura catastrófica da aresta em altas velocidades devido à altas tensões, removendo agregados dos grãos. O desgaste de entalhe foi predominante em todas condições de corte. Insertos com geometria redonda apresentaram melhor desempenho em comparação com a quadrada, devido à maior resistência na aresta auxiliando na resistência ao desgaste de entalhe.

Richards & Aspinwall (1989); König & Gerschwiler (1999) e Machado & Silva (1999) afirmam que algumas superligas à base de níquel podem ser usinadas eficazmente com o emprego de ferramenta de PCBN, principalmente no torneamento de acabamento, proporcionando um menor nível de desgaste, mas o alto custo destas ferramentas tornam sua aplicação economicamente inviável. Takatsu apud Ezugwu et al (1999) comprovou que nos testes de torneamento do *Inconel* 718 utilizando ferramentas de PCBN com concentração de 30-95% CBN, o desgaste de entalhe se reduz significativamente com o aumento da concentração de CBN, enquanto que a média do desgaste de flanco apresentou pequena variação. Por outro lado, Elbestawi et al (1993) observaram que ferramentas de PCBN são também suscetíveis para com altas taxas de mecanismo por difusão e subsequente perda de cristal. A essa consideração, acrescenta König & Gerschwiler (1999) a seguinte afirmação: a resultante das propriedades química, física e mecânica tem uma decisiva influência sobre o desgaste e o comportamento do desempenho de ferramentas de PCBN. Classes de PCBN com constituição estimada de 30-50% em volume de TiC ou TiN são satisfatórias para operação de acabamento em *Inconel* 718 e *Waspaloy*.

Ezugwu et al (1999) comprovaram com seus experimentos na usinagem de superligas à base de níquel, que a forma e a geometria das ferramentas de corte representam um importante papel na determinação da vida da ferramenta e na natureza da superfície usinada. Ferramentas de cerâmica de forma losangular geralmente fornece baixo desempenho na usinagem das superligas, entretanto os insertos de forma redonda e quadrada proporcionam alto desempenho como também um melhor acabamento superficial. Isto se deve ao aumento nos ângulos compreendidos dos insertos quadrado e redondo, os quais tendem a aumentar a resistência da aresta dos insertos e a área de contato.

3. Procedimento Experimental

3.1. Materiais e equipamentos utilizados

A superliga a base de níquel *Waspalloy* foi utilizada nos ensaios de usinagem, na dimensão $\phi 41 \times 200\text{mm}$, produzidos pelo processo de laminação e endurecidas pelo tratamento térmico de solubilização seguido de precipitação com a dureza final de 40 HRC aproximadamente, cuja composição química e propriedades mecânicas foram fornecidas pelo fabricante, mediante certificado de qualidade da análise química conforme Tab.(1). O comprimento de corte utilizado foi de aproximadamente 185 mm, com pre-chanframento no início do corte de 10° , proporcionando uma entrada progressiva da ferramenta, o que é muito benéfico para evitar falha catastrófica. As principais aplicações estão concentradas nas indústrias aeronáutica, marítima, química e petroquímica e ainda em componentes que trabalham à

altas temperaturas, requerendo excelente resistência mecânica. A medição da dureza foi monitorada durante a redução do diâmetro do corpo de prova, no intervalo de 5 em 5mm ao longo do comprimento. As medidas se mantiveram entre 38-40 HRC.

Tabela 1. Composição química em (%) e propriedades mecânicas do waspalloy.

| Ni | Cr | Fe | Mo | Ti | Cu | Co | Al | Si | C | Mn | L _R (Mpa) | L _E (Mpa) | A (%) |
|-------|-------|----|------|------|------|-------|------|------|------|------|-------------------------|-------------------------|----------|
| 58,00 | 19,16 | - | 4,23 | 3,00 | 0,01 | 13,40 | 1,37 | 0,02 | 0,04 | 0,02 | 1275 | 795 | 25 |

L_R = limite de resistência; L_E = limite de escoamento e A = alongamento

As ferramentas utilizadas nos ensaios conforme indicação dos fabricantes e literatura foram as pastilhas de cerâmica reforçada com *whiskers* CC670 (Al₂O₃ + SiC_w - contendo 25% SiC), cerâmica mista CC650 (Al₂O₃ + 28%TiC) e PCBN (CB 7050) fabricadas pela Sandvik Coromant nas geometrias: quadrada, redonda e triangular. A especificação ISO das pastilhas e a geometria dos conjuntos porta-ferramentas são indicadas na Tab.(2). As ferramentas na sua forma comercial (padrão), incorporam um chanfro em T de 0,1mm x 20°, exceto no PCBN com geometria redonda que apresenta aresta de corte do tipo *sharp*. As ferramentas foram utilizadas nas geometrias de corte padrão e com modificações das arestas de corte, conforme a Tab. (3).

Tabela 2. Material, geometria da ferramenta e dos conjuntos porta-ferramentas (padrão)

| Material | Geometria da pastilha | Ângulo de posição (γ _r) | Ângulo de saída (γ _o) | Ângulo de folga (α _o) | Ângulo de inclinação (λ _s) |
|------------------------|-----------------------|-------------------------------------|-----------------------------------|-----------------------------------|--|
| Cerâmica - CC670/CC650 | RNGN 120400 T 01020 | - | -6° | 6° | -6° |
| Cerâmica - CC670/CC650 | SNGN 120408 T 01020 | 45° | -6° | 6° | 0° |
| Cerâmica - CC670/CC650 | TNGN 160408 T 01020 | 91° | -6° | 6° | -4° |
| PCBN - CB7050/CB7020 | SNGN 120408 T 01020 | 45° | -6° | 6° | 0° |
| PCBN - CB50 | RNGN 120400 F | - | -6° | 6° | -6° |
| PCBN - CB7050/CB7020 | TNGA 160408 T01020 | 91° | -6° | 6° | -4° |

Os experimentos foram executados em um torno INDEX GU600, equipado com CNC S810 D com potência do motor do eixo árvore de 22 kW e faixa de rotação de 50-5000 RPM.

As formas e mecanismos de desgaste foram analisadas através do microscópio eletrônico de varredura ZEISS modelo DSM 960 (*Digital Scanning Microscope*).

A rugosidade superficial foi medida utilizando-se um rugosímetro portátil marca TAYLOR HOBSON modelo *Surtronic* 3P, ajustado para um cut-off de 0,8mm. Os valores de rugosidade foram medidos utilizando o parâmetro R_a.

A dureza durante os testes foi medida utilizando um durômetro digital modelo RT 240 na escala HRC.

A temperatura da ferramenta foi medida pelo método de termopar do tipo K com diâmetro da cabeça de 0,5mm, fixado por um dispositivo (tipo grampo) construído para essa finalidade na superfície de saída da ferramenta, a uma distância de 1,5mm da aresta de corte, interligado num sistema de aquisição de dados através de uma placa de aquisição com o suporte do software *LabView*. Para a calibração do termopar foi utilizado um multímetro digital FLUKE modelo 89 IV conectado a um terminal com termopar do tipo K calibrado.

A componente de força de corte foi medida utilizando uma célula de carga piezoelétrica KISTLER modelo 5007 montada sob o suporte da ferramenta e devidamente calibrada estaticamente. O amplificador de carga foi conectado a uma placa de aquisição A/D interligado ao *LabView*.

Para a execução da preparação das arestas de corte foi utilizado uma afiadora universal marca SULMECÂNICA com rebolo especial diamantado e um projetor de perfil com ampliação máxima de 500X.

3.2. Metodologia

A análise dos mecanismos de desgaste envolvidos foi realizada com a finalidade básica de comparar os tipos de desgastes das ferramentas CC670, CC650 e (CB50-CB7050). Os parâmetros de corte (velocidade de corte, avanço e profundidade de corte) foram selecionados mediante recomendação da literatura técnica e ensaios preliminares. Os mesmos foram ajustados de acordo com a capacidade técnica da máquina e faixas de aplicações industriais na operação de acabamento com alta velocidade de corte em peças de superligas à base de níquel. As condições de corte selecionadas para a realização dos testes preliminares foram: V_c = 300, 400, 500 e 600m/min; f = 0.05, 010 e 0.15mm/rev.; e a_p = 0.35mm, sob condição a seco. A velocidade de corte que proporcionou um melhor acabamento e menor desgaste foi a de 500m/min com avanço de 0.10mm/rev., a qual foi selecionada para a análise dos mecanismos de desgaste, medição da temperatura, força de corte e da rugosidade superficial. As ferramentas desgastadas foram posteriormente analisadas e fotografadas no microscópio eletrônico de varredura (SEM) na tentativa de encontrar evidências que pudessem identificar os mecanismos de desgaste atuantes.

Os insertos foram modificados, um de cada vez, fixados à mesa da afiadora, através de dispositivo específico, construído especialmente para esse fim. A preparação das arestas de corte consistiu na modificação de chanfro/raio de aresta, raio de ponta e ângulo de posição, totalizando 21 modificações por formato para cada tipo de material da ferramenta conforme ilustra a Tab.(3).

Tabela 3. Modificações na geometria da aresta de corte

| Geometria | Chanfro | Largura (L) | Raio de ponta | Ângulo (Ap) | Hone |
|-----------|-----------|-------------|---------------|-------------|-------|
| 1 | 20° | 0,10 | 0,8 | * | sharp |
| 2 | 15° | 0,15 | 0,8 | * | D |
| 3 | 15° | 0,15 | 0,8 | 10° | D |
| 4 | 10° | 0,20 | 0,8 | * | D |
| 5 | 20° / 45° | 0,10 / 0,15 | 0,8 | * | E |
| 6 | 20° | 0,20 | 0,8 | * | D |
| 7 | 0° | - | - | - | sharp |
| 8 | 15° | 0,15 | 0,8 | 20° | D |
| 9 | 20° | 0,15 | 0,8 | 10° | D |
| 10 | 30° | 0,25 | 0,8 | * | E |
| 11 | 15° | 0,25 | 1,2 | * | E |
| 12 | 20° | 0,20 | 1,2 | * | E |
| 13 | 45° | 0,20 | 0,8 | * | E |
| 14 | 25° / 45° | 0,15 / 0,15 | 0,8 | * | E |
| 15 | 20° | 0,20 | 1,2 | 10° | E |
| 16 | 15° | 0,15 | 0,8 | * | A |
| 17 | 20° | 0,10 | 0,8 | * | A |
| 18 | 15° | 0,15 | 1,2 | * | A |
| 19 | 10° | 0,20 | 0,8 | * | A |
| 20 | 15° | 0,15 | 0,8 | * | sharp |
| 21 | 20° | 0,10 | 0,8 | * | sharp |

(* Padrão; D = 0,0127 - 0,0381mm; A = 0,0381 - 0,0635mm; E = 0,0635 - 0,0889mm; Sharp = ≤ 0,0127mm
L = largura do chanfro; Ap = ângulo de posição).

A medição da rugosidade superficial foi realizada ajustando o rugosímetro para o *cut-off* de 0,8mm, verificando e ajustando o mesmo junto ao padrão do fabricante no decorrer dos testes. A cada passada, foram medidos os valores da rugosidade média R_a em três pontos equidistantes do comprimento usinado (185mm) sendo efetuado três medições em cada ponto e em seguida calculou-se a média dos valores, para a marcação nos gráficos. O objetivo da medição de rugosidade foi avaliar o desempenho das diversas geometrias de arestas de corte quanto ao acabamento gerado mais especificamente sobre o parâmetro R_a .

Antes ainda de iniciar os ensaios experimentais, foi necessário efetuar uma calibração estática na célula de carga do dinamômetro. Para efetuar o processo de calibração, foi utilizado um conjunto de pesos variando de 5,50 à 30,50 kgf com a utilização de um programa feito no software *LabView* foi plotado à curva de calibração.

Para medir a temperatura utilizou-se uma placa de conversão e aquisição de sinais modelo AT-MIO-16XE-50 National Instruments com o suporte do software *LabView*. O tempo de amostragem selecionado para a medição da temperatura da ferramenta foi relativo ao comprimento usinado.

4. Resultados e Discussões

4.1. Temperatura e força de corte

A partir de um considerável número de experimentos realizados no torneamento com alta velocidade de corte com a superliga à base de níquel (*inconel 718*), optou-se por escolher as melhores condições de corte e geometria de arestas encontradas e testá-las no torneamento com alta velocidade de corte da superliga (*waspalloy*). Os resultados a seguir, referem-se às melhores condições de corte e geometria de arestas de corte sob condição a seco para os parâmetros avaliados. As Figuras (2) e (3) representam a comparação dos valores de força de corte e temperatura com ferramentas cerâmica (CC650 e CC670) e PCBN de geometria triangular.

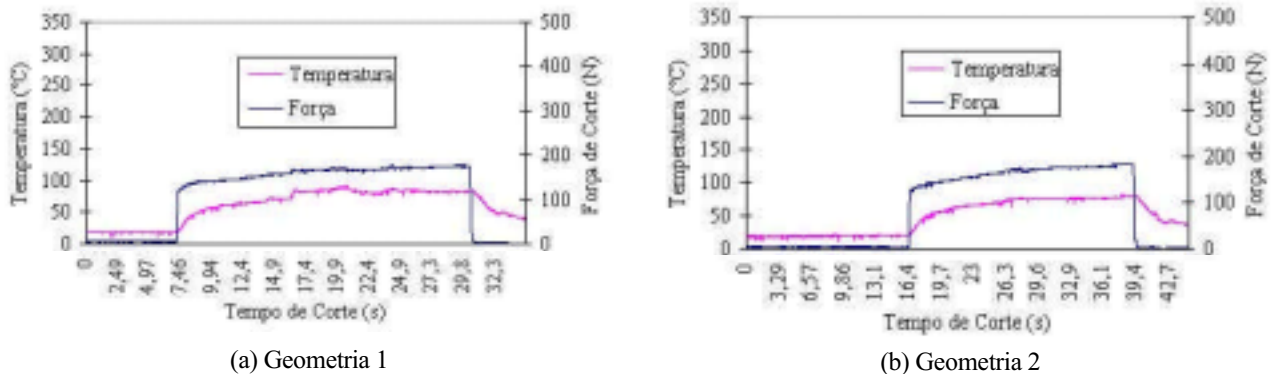
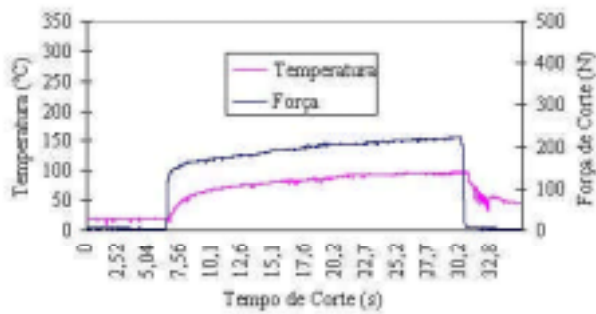
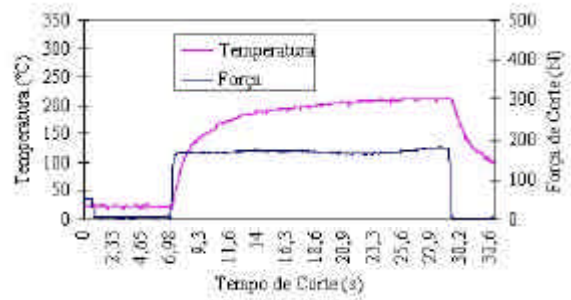


Figura 2. Medição da temperatura e força de corte em função do tempo com ferramenta CC650.



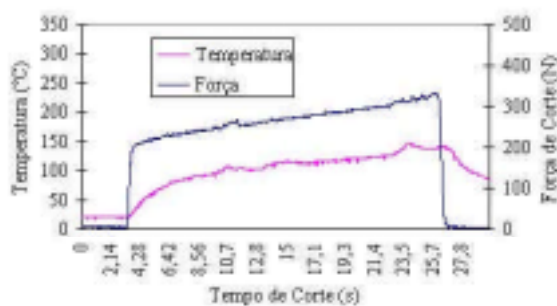
(a) CC670 com geometria 1



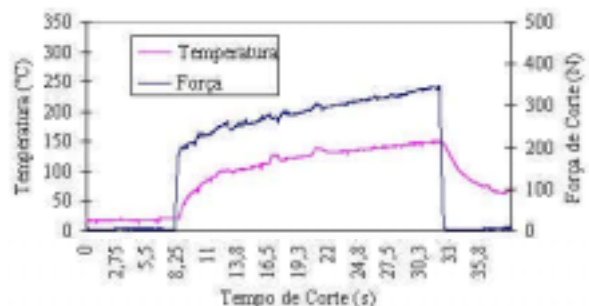
(b) PCBN - CB7050 com geometria 2

Figura 3. Medição da temperatura e força de corte em função do tempo com ferramentas CC670 e PCBN.

As Figuras (4) e (5) representam a comparação dos valores de força de corte e temperatura com ferramentas cerâmicas (CC650 e CC670) e PCBN (CB50) de geometria redonda.

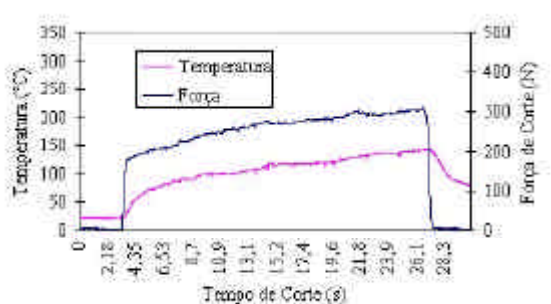


(a) CC650 com geometria 2

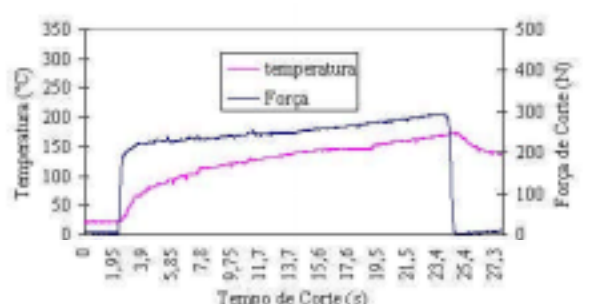


(b) CC670 com geometria 1

Figura 4. Medição da temperatura e força de corte em função do tempo com ferramentas (CC650 e CC670).



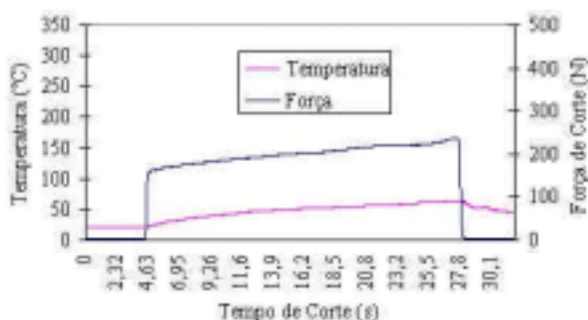
(a) CC670 com geometria 2



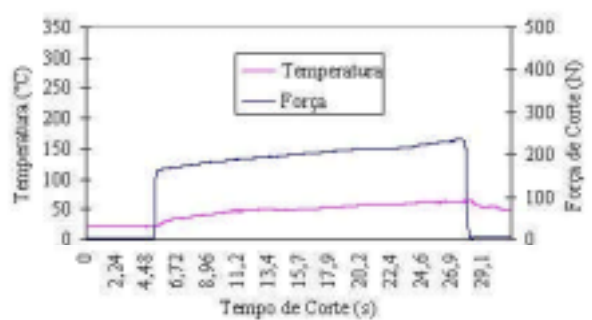
(b) PCBN - CB50 com geometria 2

Figuras 5. Medição da temperatura e força de corte em função do tempo com ferramenta CC670 e PCBN.

A Figura (6) representa a comparação dos valores de força de corte e temperatura com ferramenta cerâmica (CC650) de geometria quadrada.



(a) CC650 com geometria 1



(b) CC650 com geometria 2

Figura 6. Medição da temperatura e força de corte em função do tempo com ferramenta CC650.

Os valores de força de corte e temperatura aumentam com o tempo de corte, em razão do aumento progressivo do desgaste da ferramenta. Este aumento foi observado desde o início do corte, comprovando a alta taxa de desgaste na usinagem da superliga *Waspalloy*. Da análise comparativa das geometrias 1 e 2, pôde-se observar que os valores de temperatura e força de corte não sofreram alterações significativas dentro da mesma classe de material da ferramenta. Como já era esperado, as ferramentas redondas proporcionaram maior valor de força de corte. Apesar do maior valor de força de corte, não ocorreu vibração no sistema peça-ferramenta, conforme ilustram as medições de rugosidade superficial. A alta rigidez da máquina utilizada foi responsável pelo sucesso da utilização da ferramenta redonda, oferecendo um bom desempenho na rugosidade.

Observa-se que os valores de temperatura nas ferramentas de PCBN apresentam superioridade aos valores encontrados nas ferramentas cerâmicas, possivelmente pela alta condutividade térmica, baixo coeficiente de expansão térmica das ferramentas de PCBN e pela presença de níquel como ligante, reagindo com o material da peça causando uma maior deterioração do desgaste resultando em altas temperaturas.

Nota-se que a inclinação da curva da temperatura com ferramentas de PCBN foi mais acentuada em relação às ferramentas cerâmicas, em todas as geometrias. Este aumento súbito na temperatura são evidências da alta taxa de desgaste que aconteceram nas ferramentas de PCBN e da alta condutividade térmica.

As ferramentas cerâmicas de geometria quadrada apresentam menor valor da temperatura, seguida da ferramenta triangular e redonda em ambas classes de geometrias de aresta. Para as ferramentas de PCBN, o comportamento foi diferente, sendo que a maior temperatura foi revelada pela ferramenta triangular. A força de corte das ferramentas de cerâmica triangular apresentam valores intermediários às ferramentas quadrada e redonda. Por outro lado, uma discreta diferença ocorreu nos valores de força de corte com ferramentas de PCBN de geometria triangular e quadrada. Embora não representado todos os gráficos, a geometria 2 proporciona melhor estabilidade durante a usinagem, por apresenta menor dispersão nos valores de força de corte e temperatura.

4.2. Mecanismos de desgaste

As características do material da peça (frágil, baixa condutividade térmica, presença de carbetos, resistência à alta temperatura e tendência a endurecer ao ser trabalhado) ocasionaram intenso desgaste nas ferramentas proporcionando uma vida curta. A presença de APC não foi observada em nenhuma geometria, apesar de alguns pesquisadores comentarem que ela é freqüente. Em nenhuma ferramenta ocorreu falha catastrófica. O aspecto do desgaste encontrado nas ferramentas de cerâmica triangular (CC650 e CC670) com geometria 1 podem ser observados na Fig. (7).

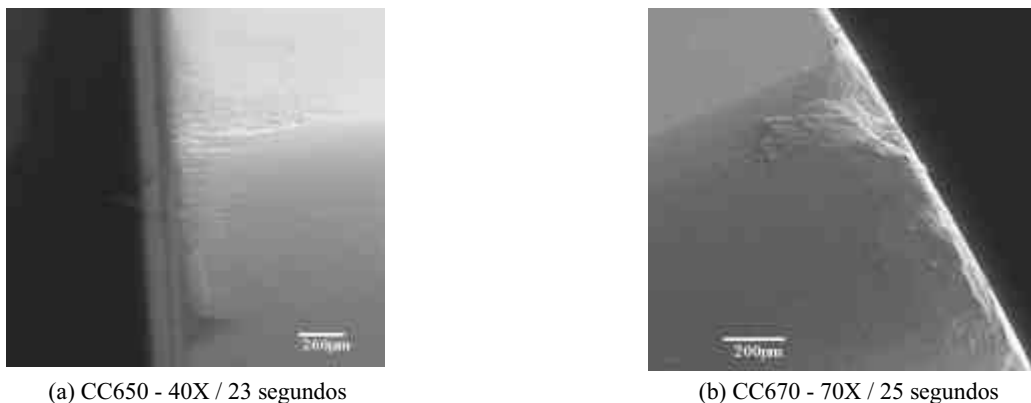


Figura 7. Condição de desgaste das ferramentas de cerâmica triangular (CC650 e CC670).

O aspecto do desgaste encontrado nas ferramentas de cerâmica (CC650 e CC670) e PCBN (CB50) de geometria redonda podem ser observados nas Figuras (8) e (9).



Figura 8. Condição de desgaste da ferramenta cerâmica CC650 após 24 segundos.

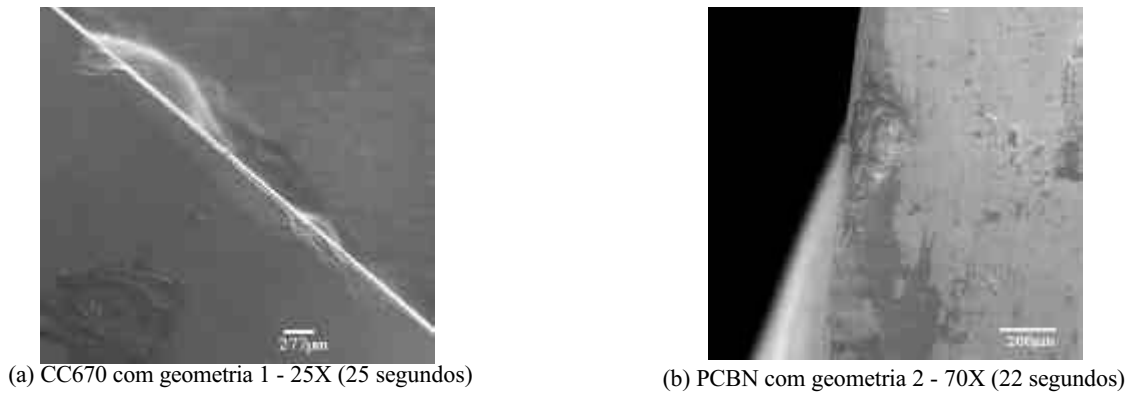


Figura 9. Condição de desgaste das ferramentas CC670 e PCBN.

O aspecto do desgaste encontrado na ferramenta de PCBN (CB7050) de geometria quadrada podem ser observados na Fig. (10).

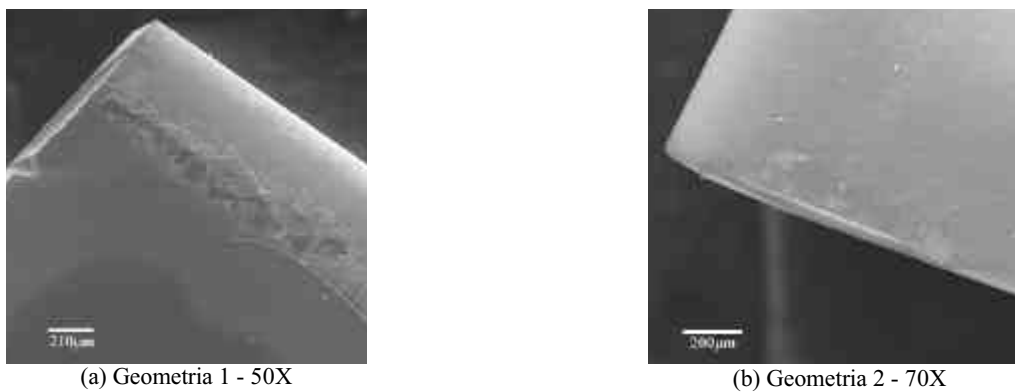


Figura 10. Condição de desgaste da ferramenta de PCBN após 22 segundos.

Resultados satisfatórios são encontrados através da utilização da ferramenta com geometria otimizada (0,15 x 15° com *honing* D). As ferramentas cerâmicas (CC650 e CC670) e PCBN de geometria 2 apresentaram taxa de desgaste inferior em relação à geometria 1. Em geral, as ferramentas redondas obtiveram melhor desempenho em comparação com as triangulares e quadradas em todas as classes de material da ferramenta, por apresentar aresta de corte mais resistente auxiliando na redução da taxa de desgaste.

De uma maneira geral, os desgastes que ocorrerem no torneamento com alta velocidade de corte não são provenientes de um único mecanismo de desgaste, mas sim de uma combinação de vários deles. A fratura na profundidade de corte na usinagem de superligas à base de níquel tem sido vista como um dos principais fatores limitadores da vida das ferramentas cerâmicas. Isto é causado pela combinação de alta temperatura, alta resistência do material da peça, alta deformação plástica, endurecimento da camada superficial durante a usinagem, alta tensão na interface cavaco-ferramenta e cavacos abrasivos (Richards & Aspinwall, 1989; Gatto & Iuliano, 1994 e Ezugwu et al 1999). Contudo, em nenhuma condição a usinagem com alta velocidade resultou em quebra catastrófica das ferramentas cerâmicas e de PCBN. Isto deve-se provavelmente pelo aumento da velocidade de corte, resultando no aumento da temperatura e presumivelmente na redução do nível de tensões mecânicas e térmicas desenvolvidas na região do corte e da capacidade do material da ferramenta suportar essas tensões sem microfaturas.

O desgaste de entalhe na altura da profundidade de corte é originado pela alta deformação plástica na extremidade da profundidade de corte ocasionando aumento na temperatura, o que favorece a adesão de material da peça na ferramenta. Em todas condições, a limitação do desgaste se deu por entalhe na altura da profundidade de corte associado aos mecanismos por abrasão, difusão e *attrition* (aderência e arrastamento) envolvendo a perda de material por microsulcamento ou sulcos causados por partículas de elevada dureza. Consequentemente, o mecanismo do tipo *attrition* é transferido para o desgaste de entalhe. O desgaste do tipo sulcos é muito comum em materiais que endurecem ao serem trabalhados, uma vez que a camada superficial é sempre mais dura que o material abaixo da superfície.

As ferramentas cerâmicas redondas apresentaram menor evidência de lascamentos em relação as ferramentas triangulares da mesma classe. Naturalmente, o aumento da temperatura registrado para as ferramentas redondas pode ocasionar um aumento da tenacidade, reduzindo a probabilidade de microlascamento.

O resultado obtido com as ferramentas de PCBN com concentração de 20 e 50% de CBN não foi satisfatório, pois vários pesquisadores as indicaram como uma alternativa de grande potencial para a usinagem das superligas, o que não foi comprovado em nenhuma geometria testada. Os pesquisadores afirmam que o melhor desempenho das ferramentas de PCBN é devido em grande parte à sua maior dureza a quente. Os efeitos das possíveis reações químicas ocorridas com as ferramentas de PCBN poderiam explicar o fato, especialmente por causa da complexidade das superligas,

devido a grande quantidade de elementos químicos presentes, sendo que qualquer elemento pode está envolvido na reação. Por outro lado, o material da 2ª fase da ferramenta de PCBN pode reagir com os elementos das superligas, principalmente o níquel. Analisando-se os tipos de mecanismos de desgaste predominante nas ferramentas de PCBN, é considerado mais provável que tenha ocorrido os mecanismos por difusão, abrasão e *attrition* (aderência com arrastamento) na superfície de folga e saída causado por partículas de carboneto da peça ou por grãos de CBN liberados durante o corte, devido a deterioração do material ligante, pela alta temperatura e interações químicas.

4.3 Rugosidade superficial

A Figura (11) mostra a influência das geometrias nos valores médios do parâmetro R_a (μm) para as ferramentas cerâmicas (CC650 e CC670) e PCBN nas geometrias triangular, redonda e quadrada.

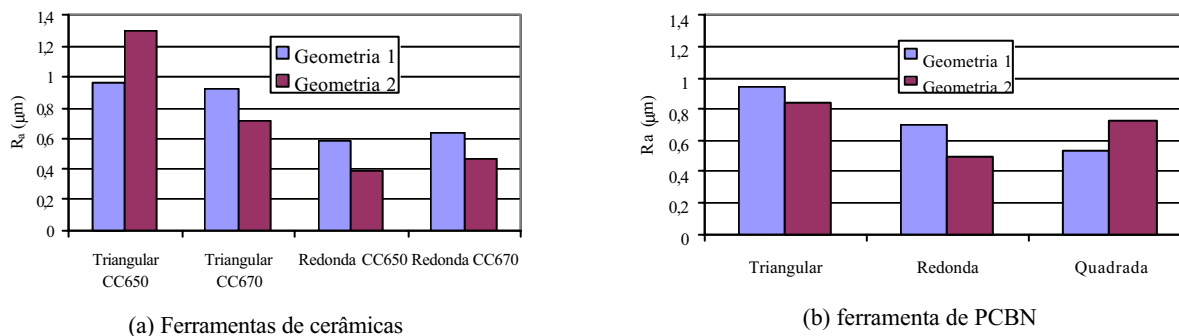


Figura 11. Rugosidade superficial R_a utilizando ferramentas cerâmicas e de PCBN.

Observando-se os resultados apresentados, nota-se que a ferramenta cerâmica redonda (CC650) obteve o menor valor de R_a ($0,39\mu\text{m}$) seguida pela ferramenta cerâmica redonda (CC670) com $0,47\mu\text{m}$ e ferramenta de PCBN redonda ($0,49\mu\text{m}$) todas com geometria 2. A ferramenta cerâmica quadrada apresentou o pior desempenho em ambas geometrias de aresta de corte. A ferramenta cerâmica triangular (CC650) apresentou maior valor de rugosidade quando comparada com a geometria 1, o mesmo aconteceu com a ferramenta de PCBN quadrada. A geometria 2 foi superior nos demais formatos e classe de material. Os valores de R_a mostraram uma tendência de crescimento com relação ao tempo de corte, ou seja, à medida que aumentava o comprimento usinado, os mesmos aumentavam com a presença do desgaste. No início do corte os valores de R_a foram bem inferiores ao final do corte, e algumas geometrias indicaram fusão do material da peça no final do corte. As ferramentas redondas apresentaram um comportamento mais uniforme da rugosidade em todo comprimento usinado. De uma maneira geral, nota-se que a rugosidade superficial demonstrou uma relação com o desgaste, o que está de consenso com vários pesquisadores. As ferramentas que obtiveram maior valor de rugosidade foram as ferramentas que apresentaram maior taxa de desgaste.

5. Conclusões

A partir da análise comparativa entre as diversas geometrias e material de ferramentas, pôde-se concluir objetivamente, para o torneamento com alta velocidade de corte da superliga *waspalloy* endurecida que:

A usinabilidade da superliga *waspalloy* é fortemente influenciada pela geometria da ferramenta;

O melhor desempenho global foi fornecido pela ferramenta cerâmica CC650 seguida pela CC670, ambas de formato redondo e com geometria 2;

As ferramentas de geometria triangular apresentaram o menor valor de força de corte, seguida da geometria quadrada e redonda. No geral, a força de corte com geometria 2 foi ligeiramente inferior em relação à geometria 1;

Da análise da temperatura, verificou-se que o menor valor de temperatura foi registrado pela ferramenta quadrada, seguida da triangular e redonda para todas as classes de ferramentas utilizadas;

As ferramentas cerâmicas apresentaram melhor acabamento superficial com relação às ferramentas de PCBN. A ferramenta cerâmica CC650 redonda apresentou $R_a = 0,39\mu\text{m}$ seguida da ferramenta redonda CC670 com $R_a = 0,47\mu\text{m}$ ambas com geometria 2. Os maiores valores de R_a foram alcançados para as ferramentas de geometria triangular para todas as classes de ferramentas;

O tipo de desgaste dominante foi o de entalhe e os mecanismos foram abrasão, *attrition* (aderência com arrastamento) e provável difusão na maioria das ferramentas utilizadas. Entretanto, a presença do desgaste de entalhe na profundidade de corte foi mais fortemente influenciada em diversas condições de corte.

6. Agradecimentos

À Sandvik Coromant pelo fornecimento de ferramentas cerâmicas.

À Qualifer pela preparação das arestas de corte e pelo apoio técnico.

7. Referências

- Andrae, P., 1999, "Chip Formation in High Speed Cutting HSC", 3rd Internacional Machining & Grinding Conference. pp.107-120, Oct.
- Choudhury, I. A.; Baradie, M. A., 1998, "Machinability of Nickel-base Super Alloys: A General Review", Journal of Materials Processing Technology, Vol.77, pp.278-287.
- Dewes, R. C.; Aspinwall, D. K., 1997, "A Review of Ultra High Speed Milling of Hardened Steels", Journal of Materials Processing Technology, No. 69, pp.1-17.
- Elbestawi, M. A.; Elwardany, I.; Tan, M., 1993, "Performance of Whisker-reinforced Ceramic Tools in Milling Nickel-based Superalloy", Annals of the CIRP, Vol.42, No.1, pp.99-102.
- Ezugwu, E.O.; Wang, Z.M.; Machado, A.R., 1999, "The Machinability of Nickel-base Alloys: A Review", Journal of Materials Processing Technology, No. 86, pp.1-16.
- Fallböhmer, C. A.; Rodríguez, T.; Özel, T.; Altan, T., 2000, "High-speed Machining of Cast Iron and Alloy Steels for Die and Mold Manufacturing", Journal of Materials Processing Technology, No. 98, pp.104-115.
- Gatto, A.; Iuliano, L., 1994, "Chip Formation Analysis in High Speed Machining of a Nickel Base Superalloy with Silicon Carbide Whisker-reinforced Alumina", Internacional Journal Machine Tools Manufacturing, Vol.34, No. 8, pp.1147-1161.
- Jun, Z.; Jianxin, D.; Jianhua, Z.; Xing, A., 1997, "Failure Mechanisms of Whisker-reinforced Ceramic Tool when Machining Nickel-based Alloys. Wear, No. 208, pp.220-225.
- Kahles, J. F.; Field, M.; Harvey, S. M., 1978, "High Speed Machining Possibilities and Needs. Annals of the CIRP, Vol.27, No. 2, pp.551-560.
- Kitagawa, T.; Kubo, A.; Maekawa, K., 1997, "Temperature and Wear of Cutting Tools in High-speed Machining of Inconel 718 and Ti-6Al-6V-2Sn", Wear, No. 202, pp.142-148.
- Konig, W.; Gerschwiler, K., 1999, "Machining Nickel-based Superalloys" Manufacturing Engineering. n.3, p.102-108.
- Machado, A. R.; Silva, M.B., 1999, "Usinagem dos Metais", 4. Ed. Editora da Universidade Federal de Uberlândia.
- Müller, P.; Ice, M.S., 1999, "Usinagem sem Refrigeração de Furos e Roscas". 4^o Seminário Internacional de alta tecnologia – Inovações tecnológicas na manufatura para o ano 2000. Unimep, ago.
- Narutaki, N.; Yamane, Y.; Kayashi, K., 1993, "High-speed Machining of Inconel 718 with Ceramic Tools". Annals of the CIRP, Vol.42, No. 1, pp.103-106.
- Novaski, O.; Corrêa, M., 1998, "A HSC como Vantagem Competitiva", Máquinas e Metais, No. 394, pp.74-89, nov.
- Richards, N.; Aspinwall, D., 1989, "Use of Ceramic Tools for Machining Nickel base Alloys", Internacional Journal Machine Tools Manufacturing, Vol.29, No. 4, pp.575-588.
- Schulz, H., 1997, "Start of Art and Trends of High Speed Machining", 2^o Seminário Internacional de Alta Tecnologia - Usinagem com altíssima velocidade de corte e alta precisão. Unimep. July.
- Smith, H. K., 1994, "O uso de Ferramentas Reforçadas com Whiskers em Ligas de Níquel", Máquinas e Metais, No. 343, pp.70-80, mar.
- Stockinger, F.; Beck, W.; Enderl, D., 1998, "Desenvolvimento em Ferramentas de Corte a Alta Velocidade", Máquinas e Metais, No. 389, pp.28-39, maio.
- Thangaraj, A. R.; Weinmann, K. J., 1992, "On the Wear Mechanisms and Cutting Performance of Silicon Carbide Whisker-reinforced Alumina", Journal of Engineering for Industry, Vol.114, pp.301-308, Aug.
- Vigneau, J., 1997, "Obtendo Alta Produtividade na Usinagem de Ligas de Titânio e Superligas", Máquinas e Metais, No. 380, pp.16-31, set.
- Wayne, S. F.; Buljan, S. T., 1990, "Wear of Ceramic Cutting Tools in Ni-based Superalloy Machining", Tribology Transactions, Vol.33, No. 4, pp.618-626.

THE INFLUENCE OF THE EDGE GEOMETRY IN HIGH-SPEED TURNING OF NICKEL-BASED SUPERALLOY WASPALOY

Leonardo Roberto da Silva
Reginaldo Teixeira Coelho
Aldo Braghini Júnior
Alexandre Araújo Bezerra

Escola de Engenharia de São Carlos - USP - Departamento de Engenharia Mecânica
 E-mail: lrilva@sc.usp.br; rtcoelho@sc.usp.br; aldobj@sc.usp.br e aab@sc.usp.br

Abstract. In the past 10 years, machining with high-speed cutting (HSM) has won great importance, being given major attention to the development and the availability in the market of machine tools with very high rotations (25.000 - 40.000 rpm). The tools, due to the optimization of their geometries, substrates and coatings, contribute to the success of that process. Waspaloy is a nickel-based superalloy well-known as a material of difficult to machine and the cutting speeds are restricted, due to its high hardness, high resistance at high temperature, likeness to react with tool materials and lower thermal conductivity. This paper aims at studying the behaviour of several insert geometries, with and without modifications of their cutting edges of ceramic tools ($Al_2O_3 + SiC_w$ and $Al_2O_3 + TiC$) and PCBN in the high-speed turning under dry cutting conditions. The analyzed parameters were: cutting temperature and forces, tool wear mechanisms, acoustic emission and surface finishing. The results showed important variations on the parameters analyzed within in the tested geometry variety and on the type of tool material used.

Key-words: high-speed turning, nickel-based superalloy, tool wear, monitoring

ESTUDO SOBRE A FORMAÇÃO DE REBARBAS NO TORNEAMENTO DO AÇO ABNT 1045

Almir Kazuo Kaminise

Universidade Federal de Uberlândia, Faculdade de Engenharia Mecânica, Laboratório de Ensino e Pesquisa em Usinagem, Av. João Naves de Ávila, 2160, Campus Santa Mônica, bloco 1 O, CEP: 38.400-902, Uberlândia, MG, Brasil, e-mail: kaminise@mecanica.ufu.br

Guilherme José Jorge

Universidade Federal de Uberlândia, Faculdade de Engenharia Mecânica, Av. João Naves de Ávila, 2160, Campus Santa Mônica, bloco 1 O, CEP: 38.400-902, Uberlândia, MG, Brasil.

Márcio Bacci da Silva

Universidade Federal de Uberlândia, Faculdade de Engenharia Mecânica, Laboratório de Ensino e Pesquisa em Usinagem, Av. João Naves de Ávila, 2160, Campus Santa Mônica, bloco 1 O, CEP: 38.400-902, Uberlândia, MG, Brasil, e-mail: mbacci@mecanica.ufu.br

Rafael Ariza Gonçalves

Universidade Federal de Uberlândia, Faculdade de Engenharia Mecânica, Laboratório de Tribologia e Materiais, Av. João Naves de Ávila, 2160, Campus Santa Mônica, bloco 1 R, CEP: 38.400-902, Uberlândia, MG, Brasil, e-mail: ariza-ltm@ufu.br

Resumo: As rebarbas formadas nas operações de usinagem dos metais representam um grande problema para a indústria da manufatura pois além de serem prejudiciais durante operação de corte, podem alterar a geometria e as dimensões dos componentes usinados, causar acidentes com o operador ou mesmo liberar pequenas partículas dentro de um equipamento montado. A complexidade dos parâmetros envolvidos e a dificuldade de controle dos mesmos durante a usinagem têm direcionado os estudos sobre rebarbas para as operações de rebarbação ao invés de buscar a causa de sua formação. Este trabalho apresenta um estudo sobre formação de rebarbas para o torneamento cilíndrico externo de aço carbono ABNT1045, verificando-se experimentalmente a influência dos parâmetros de corte nas dimensões das rebarbas. As rebarbas são analisadas utilizando-se de metalografia e microscopia eletrônica (MEV), e medidas em microscópio ferramenteiro e com relógio-comparador. Foram observadas e analisadas as rebarbas formadas no início do corte e no final, quando a ferramenta sai da peça. Os resultados mostram que as condições de corte controlam as características das rebarbas e as suas dimensões são afetadas principalmente pela profundidade de corte e pelo ângulo de posição principal.

Palavras-chave: Rebarbas; Torneamento; Aço carbono ABNT 1045

1. Introdução

Um dos principais problemas existentes na usinagem dos metais é a formação de rebarbas. Além de serem muito prejudiciais durante o corte provocando o desgaste prematuro da ferramenta, causam distorções geométricas das superfícies usinadas impedindo a montagem entre componentes, colocam em risco a integridade física de operários e dificultam ou impedem a implantação de sistemas automatizados de fabricação. Assim, a ocorrência de rebarbas no processo de fabricação torna indispensável a utilização de uma operação de rebarbação para removê-las e conferir à peça acabada a tolerância dimensional de projeto. Atualmente, com o desenvolvimento tecnológico alcançado, há diversas situações onde a rebarbação pode ser realizada de forma automática mas, em geral, ela é manual o que em ambos os casos aumentam os custos e diminuem a produtividade.

Apesar da importância que o assunto sobre rebarbas representa para usinagem dos metais há poucos estudos sobre os mecanismos que levam a sua formação. Há mais pesquisas realizadas sobre rebarbação do que com o objetivo de estudar os mecanismos que regem a sua formação para buscar uma forma de evitá-las ou pelo menos, de minimizá-las.

A causa disto é a grande dificuldade na realização de um estudo aprofundado sobre a formação de rebarbas devido à complexidade e à quantidade de variáveis a serem analisadas. No corte de metais em usinagem estão envolvidos parâmetros relacionados às condições de corte, à geometria e ao estado de afiação da ferramenta, às propriedades do material usinado, à interação entre material usinado e ferramenta, à operação de usinagem e à máquina ferramenta, dentre outros como o estado de tensão plástica tridimensional. A simples verificação das características das rebarbas ou a observação do comportamento do material durante a sua formação exigem procedimentos mais elaborados de observação em laboratório. Na maioria dos estudos sobre formação de rebarbas foi utilizado o corte ortogonal para reduzir o número de variáveis envolvidas e simplificar as análises.

Gillespie e Blotter (1976), realizaram um importante estudo sobre os mecanismos de formação de rebarbas em usinagem e propuseram modelos analíticos para prever algumas características de rebarbas tais como altura, espessura e dureza. Nesse estudo, identificaram quatro mecanismos básicos: a deformação lateral do material que é deslocado para

os lados pela ferramenta; o encurvamento do cavaco na direção de corte (na saída da ferramenta da peça); a ruptura de material entre cavaco/peça na formação do cavaco; e a interrupção ao final do corte por falta de fixação das partes. De acordo com esses mecanismos, classificaram as rebarbas como rebarba Poisson ("Poisson burr"), rebarba enrolada ("roll-over burr"), rebarba de ruptura ("tear burr") e rebarba de interrupção ao corte ("cut-off burr"). Chegaram à conclusão de que não há como eliminar a formação das rebarbas manipulando somente parâmetros como avanço, velocidade ou geometria da ferramenta, mas há a possibilidade de se minimizar o tamanho das rebarbas através de alterações desses parâmetros.

Nakayama e Arai (1987), analisando o corte ortogonal de latão recozido, elaboraram uma classificação para as rebarbas baseada na aresta de corte envolvida na sua formação e no modo e direção em que se formam. Com relação à aresta de corte, identificaram-nas como rebarba de aresta principal e como rebarba de canto (ou de aresta secundária de corte). Com relação ao modo e direção em que se formam, classificaram-nas como rebarba de entrada ("backward burr" ou "entrance burr"), como rebarba lateral ("sideward burr"), como rebarba de saída ("forward burr") e como rebarba inclinada na direção de avanço ("leaned burr"). Estudando o efeito de parâmetros de corte sobre as características da rebarba lateral, concluíram que pode-se diminuir o tamanho desta rebarba (altura e espessura) diminuindo-se a espessura de corte e a deformação cisalhante do cavaco (através do emprego de maior ângulo de saída da ferramenta, alta da velocidade de corte e aplicação de fluido de corte).

Ko e Dornfeld (1991), em estudo teórico e experimental de formação da rebarba de saída, ou rebarba "roll-over", no corte ortogonal de materiais dúcteis elaboraram um modelo quantitativo que prevê o tamanho da rebarba de saída (altura e espessura). Nesse modelo, tais características podem ser determinadas pelas condições de corte, pela geometria da ferramenta e pelo material da peça desde que seja conhecido o ângulo de cisalhamento e o comprimento de contato cavaco/ferramenta. Afirmam, também, que a altura e a espessura da rebarba de saída diminui quando diminui-se a espessura de corte e aumenta-se o ângulo de saída da ferramenta.

De forma diferente, Hashimura *et al.* (1995) utilizaram-se do corte oblíquo e ortogonal e investigaram a influência do ângulo de inclinação na formação tridimensional de rebarba de saída e de rebarba lateral. Os resultados permitiram concluir que a espessura da rebarba de saída diminui e a altura da rebarba lateral aumenta quando se aumenta o ângulo de inclinação.

Os trabalhos realizados até o presente sobre este assunto indicam que é pouco provável que se consiga eliminar a formação de rebarbas em usinagem, entretanto, mostram que os parâmetros de corte, a geometria da ferramenta, o uso ou não de fluido de corte e as propriedades do material influenciam diretamente nas dimensões das rebarbas e podem ser utilizados para minimizá-las.

Este trabalho verifica a influência de alguns parâmetros de corte nas dimensões e formas das rebarbas formadas na usinagem do aço carbono ABNT 1045 e discute as suas características e os mecanismos de formação. Há poucas referências a estudos sobre formação de rebarbas em operações de torneamento, então, optou-se por utilizar o torneamento cilíndrico externo.

2. Procedimento Experimental

Como operação de usinagem foi utilizado o torneamento cilíndrico externo com uma ferramenta monocortante de metal duro revestida com TiN com a especificação ISO SNMG 120404 e um suporte ISO PSSNR 2020 K12, fornecendo a seguinte geometria: $\gamma_0 = 7^\circ$, $\alpha_0 = 11^\circ$, $\chi_r = 45^\circ$, $r = 0,4$ mm. As operações foram executadas em um torno mecânico IMOR MAXI II-520, com potência máxima de 4,416 kW (6 CV).

O material usinado foi um aço carbono ABNT 1045, com dureza de 206 HV e composição química apresentada na Tab. (1).

Tabela 1. Composição química (% em massa) das amostras de aço ABNT 1045.

| C | Si | Mn | Cr | Ni | Mo | Cu | Al | P | S |
|------|------|------|------|------|------|------|-------|-------|-------|
| 0,48 | 0,24 | 0,70 | 0,10 | 0,07 | 0,02 | 0,04 | 0,027 | 0,024 | 0,020 |

As amostras foram preparadas na forma de discos com diâmetro externo $\phi = 100$ mm e largura $l = 10$ mm. Em todas as amostras utilizadas a rugosidade da superfície antes do teste, medida através da rugosidade máxima $R_{\text{máx}}$, foi menor que 10 μm . Foi utilizado um suporte para fixação das amostras no torno para evitar erros de posicionamento e interferência nos resultados como mostra a Fig. (1). Os ensaios foram realizados somente quando a ajustagem de erros de batida axial e radial esteve dentro de uma tolerância preestabelecida, 0,01 mm e 0,005 mm respectivamente.

A Tab. (2) apresenta as condições de corte utilizadas nos ensaios realizados. Os ensaios de 1 a 6 foram feitos com variação da velocidade de corte, enquanto que de 7 a 11 variou-se o avanço. Para os ensaios de 12 a 16 variou-se a profundidade de corte e os ensaios de 17 a 19 variou-se o ângulo de posição χ_r , mantendo-se os outros parâmetros constantes.

Foram medidas a altura e a espessura das rebarbas formadas. A medição da altura das rebarbas foi realizada utilizando duas metodologias diferentes. Na primeira, mais simples e direta, utilizou-se de um relógio comparador com resolução de 0,005 mm para a medição da altura diretamente nas peças. Estas medições foram realizadas em 6 posições separadas por aproximadamente 60° e foi considerada a média aritmética das medidas feitas. Na segunda metodologia,

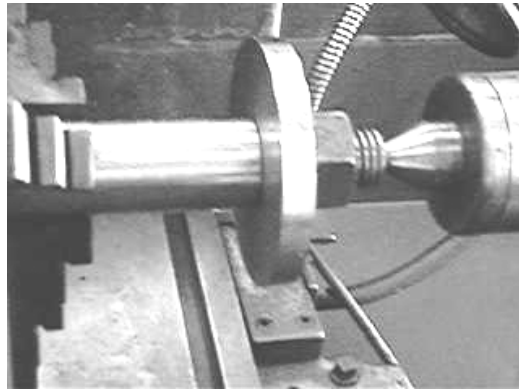


Figura 1. Amostra fixada no suporte, montados no torno para o teste de usinagem.

pequenas amostras foram retiradas das peças usinadas, foram embutidas em resina, e lixadas a partir de uma granulação grossa até uma granulação fina (lixas nº 80, nº 240, nº 600 e nº 1000). Foi feito também o polimento dessas amostras utilizando pasta de diamante de 1 μm . Após o polimento, mediu-se a espessura e a altura das rebarbas em microscópio ótico. Amostras das peças usinadas foram também analisadas em microscópio eletrônico de varredura MEV.

Tabela 2. Condições de corte utilizadas nos ensaios experimentais.

| Ensaio | f (mm/volta) | Vc (m/min) | a_p (mm) | χ_r (graus) |
|--------|--------------|------------|-------------|--------------------|
| 1 | 0,215 | 93 | 1,00 | 45 |
| 2 | 0,215 | 115 | 1,00 | 45 |
| 3 | 0,215 | 144 | 1,00 | 45 |
| 4 | 0,215 | 167 | 1,00 | 45 |
| 5 | 0,215 | 231 | 1,00 | 45 |
| 6 | 0,215 | 288 | 1,00 | 45 |
| 7 | 0,138 | 185 | 1,00 | 45 |
| 8 | 0,323 | 185 | 1,00 | 45 |
| 9 | 0,431 | 185 | 1,00 | 45 |
| 10 | 0,554 | 185 | 1,00 | 45 |
| 11 | 0,646 | 185 | 1,00 | 45 |
| 12 | 0,215 | 185 | 0,55 | 45 |
| 13 | 0,215 | 185 | 0,78 | 45 |
| 14 | 0,215 | 185 | 1,00 | 45 |
| 15 | 0,215 | 185 | 1,50 | 45 |
| 16 | 0,215 | 185 | 2,00 | 45 |
| 17 | 0,215 | 185 | 1,00 | 20 |
| 18 | 0,215 | 185 | 1,00 | 70 |
| 19 | 0,215 | 185 | 1,00 | 85 |

3. Resultados e Discussões

Em cada ensaio, foi realizado o torneamento cilíndrico externo em todo o comprimento da amostra ($l = 10$ mm). Assim, pôde-se observar dois tipos básicos de rebarbas nas peças: um na superfície de entrada da ferramenta na peça, formada quando a ferramenta inicia o contato com a peça; e outro tipo na superfície de saída da ferramenta da peça, formada durante a saída da ferramenta da peça. Estas rebarbas são denominadas respectivamente por "sideflow burr" e "leaned burr", conforme a classificação dada por Nakayama e Arai (1987) e neste trabalho são referidas como "rebarba de entrada" e "rebarba de saída". A Fig. (2) ilustra a posição destas rebarbas na operação de usinagem utilizada neste trabalho.

Segundo Gillespie e Blotter (1976), a rebarba de entrada é o resultado da tendência de o material se deformar lateralmente quando sujeito a uma tensão de compressão semelhante ao que ocorre num teste de dureza de um material dúctil. Quando a ferramenta penetra na peça, considerando que a aresta de corte tem um raio de arredondamento mesmo que pequeno, o material tende então a se deformar numa direção paralela à aresta de corte e que foi denominado por "Poison burr" por esses autores. Num determinado instante no início da operação, acontece o contato peça/ferramenta e o esforço de compressão exercida pela aresta aumenta até que se inicia o corte. A partir do início do contato peça/ferramenta atua o mecanismo de formação "Poison burr" que pode ser posteriormente observado apenas na

superfície de entrada da ferramenta porque, depois da primeira rotação da peça o material deslocado pela ferramenta sofre restrição para escoar lateralmente na superfície secundária de usinagem.

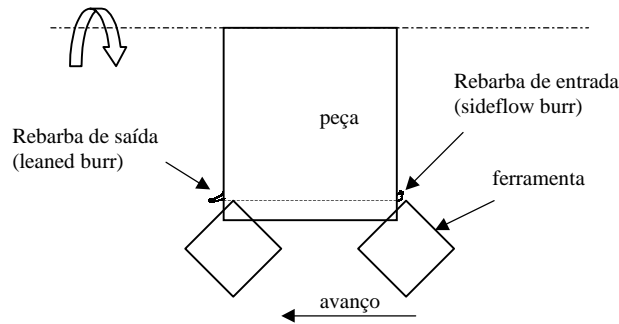


Figura 2. Representação esquemática de rebarbas de entrada e de saída, observadas neste trabalho.

Utilizando os conceitos de Nakayama e Arai (1987), a ação da ferramenta na peça provoca o fluxo de material para a lateral após a ferramenta iniciar a penetração na peça. Durante a primeira rotação da peça, este material deslocado lateralmente pela aresta secundária de corte fica sobreposto ao plano da superfície de entrada da ferramenta, caracterizando a rebarba de entrada (ou "sideflow burr"), como mostra a Fig. (2).

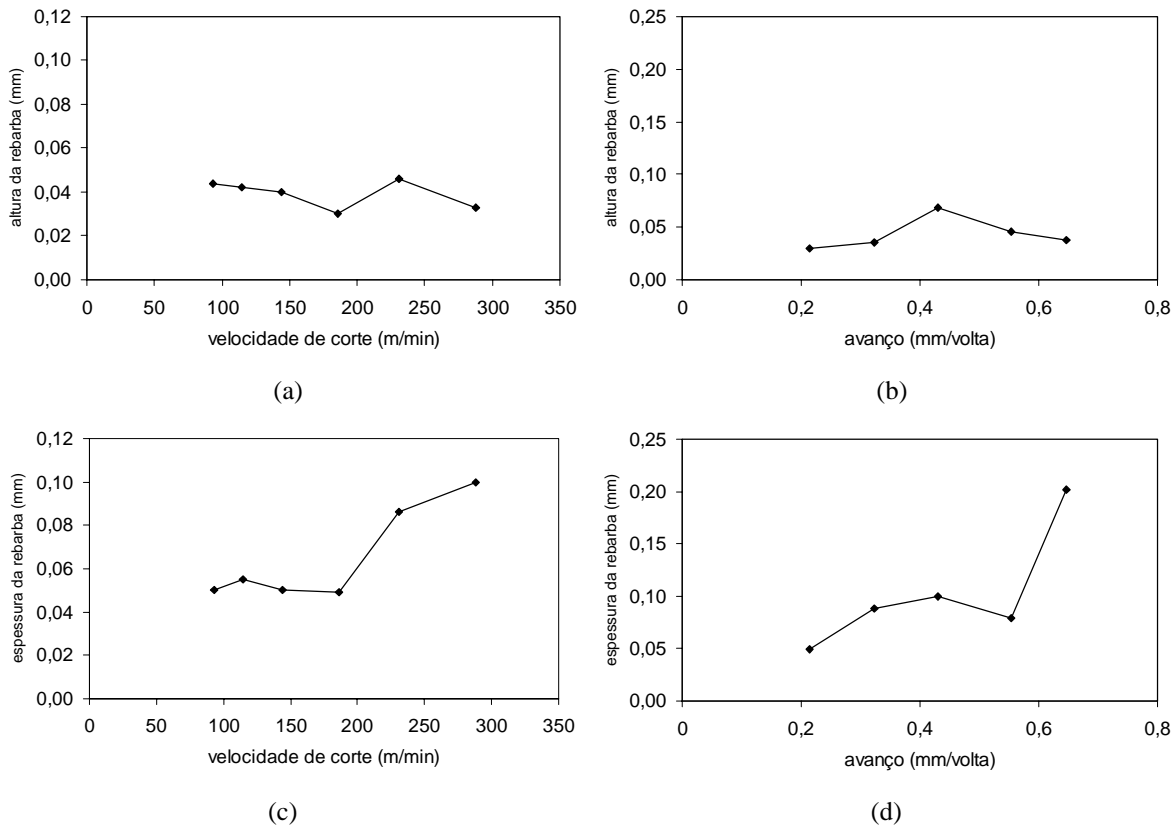


Figura 3. Influência da velocidade de corte e do avanço na geometria da rebarba de entrada

As velocidades relativas entre peça e ferramenta influenciam a geometria da rebarba. Neste caso, a influência da velocidade de corte e do avanço pode ser observada na Fig. (3) que apresenta resultados desta investigação conforme condições da Tab. (2). Estes resultados foram obtidos utilizando a segunda metodologia de medição descrita anteriormente sendo que a espessura foi medida na raiz da rebarba de entrada.

Verifica-se na Fig. (3c) que a espessura da rebarba de entrada tende a aumentar com a velocidade de corte, e este aumento é mais acentuado quando esta atinge aproximadamente 200 m/min. O aumento do avanço proporciona um aumento na espessura da rebarba de entrada, Fig. (3d). O gráfico sugere também que o efeito é mais acentuado quando o avanço está próximo de 0,6 mm/volta. Observa-se pouca influência dos parâmetros de corte na altura da rebarba de entrada, o que pode significar que há uma limitação para esta, imposta pela aresta de corte e pelas propriedades do material. Segundo as Fig. (3a) e Fig. (3b), a altura da rebarba oscila em torno de 0,04 mm. A profundidade de corte praticamente não influenciou na espessura e na altura da rebarba de entrada.

A geometria da ferramenta deve ser um fator muito importante na determinação da rebarba de entrada principalmente o raio de arredondamento da ferramenta e o desgaste de flanco, Form e Beglinger (1970). Outro parâmetro verificado neste trabalho, o ângulo de posição principal χ_r , influenciou na espessura e na altura como mostra a Fig. (4a) e a Fig. (4b).

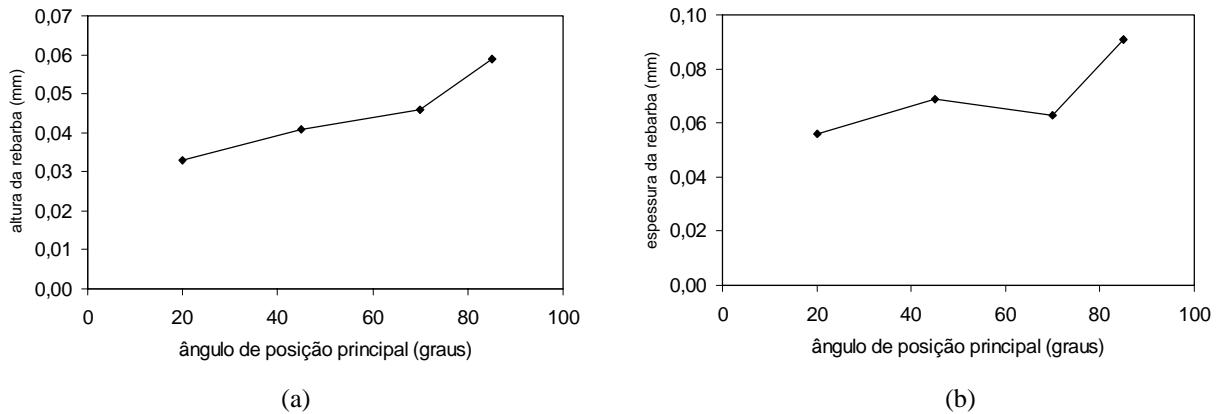


Figura 4. Efeito do ângulo de posição principal na altura e na espessura da rebarba de entrada.

Estes resultados também foram obtidos utilizando a segunda metodologia e a espessura foi medida na raiz da rebarba. Nota-se que, com o aumento do ângulo de posição principal, há um aumento proporcional na espessura e na altura da rebarba de entrada. O aumento do ângulo de posição principal significa uma diminuição do ângulo de posição

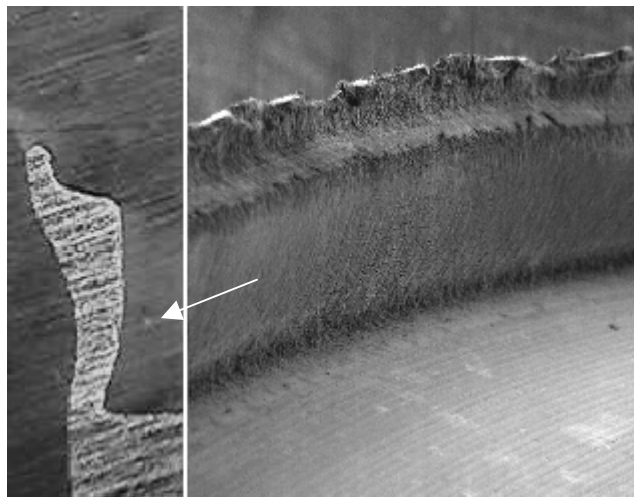


Figura 5. Fotos em microscópio ótico (a), e em MEV (b) de rebarba de saída (ensaio 19).

secundário χ_r . Assim, o aumento de χ_r aumenta os esforços na formação da rebarba de entrada resultando, portanto, no aumento da espessura e da altura.

Um outro tipo de rebarba foi observado na superfície de saída da ferramenta, Fig. (2). Segundo Nakayama e Arai (1987), é a "leaned burr" ou a rebarba inclinada na direção de avanço. Gillespie e Blotter (1970), identificam este tipo de rebarba por "roll-over burr", ou rebarba enrolada. Esses autores assim classificaram as rebarbas encontradas ao final do corte, formadas na superfície de saída da ferramenta da peça e correspondendo ao material fletido na direção de saída da ferramenta, pela ação da ferramenta. É o material que deveria sofrer cisalhamento para formar cavaco e se separar da peça e, ao invés, sofre flexão e não é arrancado. Aplicam-se ambas as classificações ao tipo de rebarba encontrado neste trabalho na superfície de saída da ferramenta da peça. Observa-se que esta rebarba, aqui chamada de rebarba de saída, é a porção final de material a ser retirado cuja seção de corte é progressivamente diminuída e a partir de determinada espessura, prevista por Dornfeld (1991), não oferece resistência à aresta de corte suficiente para iniciar o processo de cisalhamento. Com o contínuo avanço da ferramenta, esta porção de material sofre flexão na direção de saída da ferramenta, formando a rebarba. A Fig. (5) mostra fotos da rebarba de saída obtida no ensaio de número 19 da Tab.(2), tendo-se em (a) uma foto da seção transversal obtida em microscópio ótico, e em (b) outra da superfície indicada da rebarba realizada em MEV, ambas com ampliação de 50 vezes.

A formação da rebarba de saída normalmente é considerada como sendo essencialmente um cavaco que é empurrado pela ferramenta na direção de avanço ao invés de ser cisalhado. Este mecanismo se assemelha à formação do

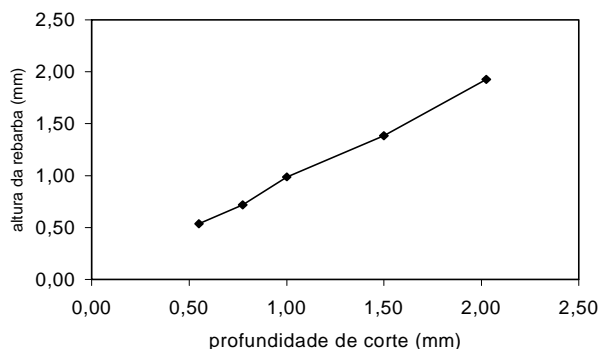


Figura 6. Efeito da profundidade de corte na altura da rebarba de saída.

pé nas operações de fresamento, Pekelharing (1978). Segundo este mecanismo, a altura desta rebarba deve ser igual á profundidade de corte. Isto foi constatado neste trabalho como mostra a Fig. (6).

A formação da rebarba de saída envolve, dentre outros fatores, a resistência da porção de material que se dobra para formar a rebarba. Assim, com o aumento do ângulo de posição a seção do cavaco se torna mais uniforme, ou seja, toda a porção que se dobra formando a rebarba tem uma espessura aproximada e por isso a altura da rebarba aumenta como mostra a Fig. (7).

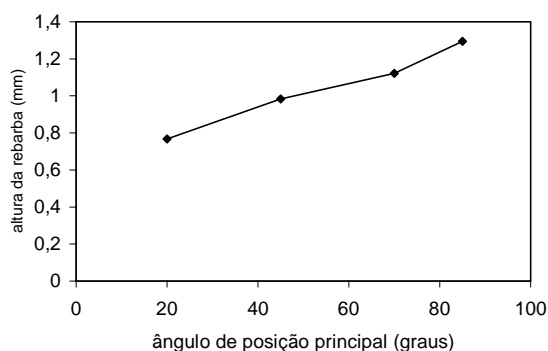


Figura 7. Altura da rebarba de saída em função do ângulo de posição principal.

Nos testes onde foram obtidos os resultados da Fig. (7) utilizou-se uma profundidade de corte de 1 mm conforme Tab. (2). Os resultados indicam, portanto, uma altura de rebarba maior do que a profundidade de corte para ângulos de posição maiores que 45°. Nestas condições, o mecanismo de formação da rebarba não é simplesmente a flexão da porção final de material da peça mas, também, a usinagem deste material formando um prolongamento da rebarba pela deformação de sua extremidade, como visto na Fig. (5a). Observa-se que uma parte da rebarba é formada por uma porção de material que fletiu devido aos esforços, principalmente, aos esforços da força de avanço. Este material também sofre usinagem após fletir formando-se um prolongamento na rebarba o que resulta numa altura de rebarba maior que a profundidade de corte.

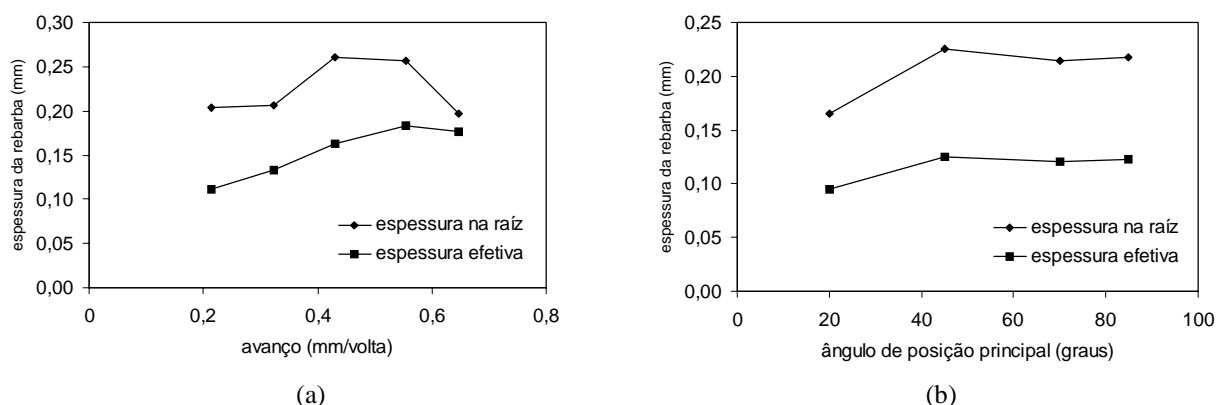


Figura 8. Espessura da rebarba de saída em função do avanço e do ângulo de posição principal.

A espessura da rebarba de saída está diretamente relacionada com o avanço e o ângulo de posição. A força de avanço aumenta quando este aumenta e assim, a espessura da rebarba deve aumentar com o avanço pois a força disponível para flexionar o material é maior. No entanto, a espessura da rebarba varia ao longo da altura da mesma e como pode ser observado na Fig. (5a), a seção da rebarba não é uniforme. A Fig. (8a) mostra o gráfico de espessura de

rebarba de saída em função do avanço, e a Fig. (8b) o da espessura em função do ângulo de posição principal. Foram utilizados os resultados de medição da espessura na raiz da rebarba e em uma posição intermediária, chamada aqui de espessura efetiva. A velocidade de corte e a profundidade de corte não tiveram efeitos na espessura da rebarba.

4. Conclusões

Os resultados obtidos neste trabalho permitem concluir que:

- A espessura da rebarba de entrada é influenciada pela velocidade de corte, avanço e ângulo de posição, aumentando com o aumento destes parâmetros pois depende da velocidade relativa entre peça e ferramenta e também da geometria da ferramenta;
- A altura da rebarba de entrada é muito influenciada pelo ângulo de posição. As demais condições de corte, velocidade de corte, avanço, e profundidade de corte, pouco afetam esta característica da rebarba;
- A espessura da rebarba de saída depende do avanço e do ângulo de posição e envolve outros mecanismos além do dobramento do cavaco;
- A altura da rebarba é influenciada pela profundidade de corte e ângulo de posição;

5.Referências Bibliográficas

- Gillespie, L.K., Blotter, P.T., 1976, "The Formation and Properties of Machining Burrs", Transactions of ASME, Journal of Engineering for Industry, February, 66-74.
- Hashimura, M., Hassamont, J., Dornfeld, D.A., 1999, "Effect of In-Plane Exit Angle and Rake Angles on Burr Height and Thickness in Face Milling Operation", Transactions of ASME, Journal of Manufacturing Science and Engineering, February, vol. 121, 13-19.
- Ko, S.L., Dornfeld, D.A., 1991, "A Study on Burr Formation Mechanism", Transactions of ASME, Journal of Engineering Materials and Technology, January, vol. 113, 75-79.
- Nakayama, K., Arai, M., 1987, "Burr Formation in Metal Cutting", Annals of the CIRP, vol. 36/1, 33-36.
- Pekelharing, A.J., 1978, "The Exit Failure in Interrupted Cutting", Annals of the CIRP, vol. 27/1, 5-10.

STUDY ON BURR FORMATION IN TURNING OF CARBON STEEL ABNT 1045.

Almir Kazuo Kaminise

Universidade Federal de Uberlândia, Faculdade de Engenharia Mecânica, Av. João Naves de Ávila, 2160, Campus Santa Mônica, bloco 1O, CEP. 38.400-902, Uberlândia, MG, Brasil, e-mail: kaminise@mecanica.ufu.br

Guilherme José Jorge

Universidade Federal de Uberlândia, Faculdade de Engenharia Mecânica, Av. João Naves de Ávila, 2160, Campus Santa Mônica, bloco 1 O, CEP. 38.400-902, Uberlândia, MG, Brasil.

Márcio Bacci da Silva

Universidade Federal de Uberlândia, Faculdade de Engenharia Mecânica, Av. João Naves de Ávila, 2160, Campus Santa Mônica, bloco 1 O, CEP. 38.400-902, Uberlândia, MG, Brasil, e-mail: mbacci@mecanica.ufu.br

Rafael Ariza Gonçalves

Universidade Federal de Uberlândia, Faculdade de Engenharia Mecânica, Av. João Naves de Ávila, 2160, Campus Santa Mônica, bloco 1 R, CEP. 38.400-902, Uberlândia, MG, Brasil, e-mail: ltm-ariza@ufu.br

Abstract: *Different deburring processes have been used for burr removal, rising the cost of the part machined and affecting productivity. Deburring processes depend on the type of burr formed and includes grinding, chamfering among others. Although important in machining operations there are few works concentrated on burr prevention, elimination or minimisation. The complexity of the parameters involved and the difficulty to control them have directed the works to the effect instead of to the cause of burr formation. According to the literature it is impossible to avoid burr formation, however it can be possible to alter some characteristics and properties of the burrs to facilitate their reduction after the cut or to decrease their dimensions to acceptable magnitudes. This work presents a study on burr formation for semi-orthogonal cutting operation of carbon steel. The burrs are analysed and measured using scanning electronic microscope and tool microscope. The results showed that the cutting conditions and tool geometry control the characteristics of the burrs. Feed rate and approach angle are the main cutting parameters affecting burr dimensions.*

Keywords. *Burr, Turning, Machining*

ANÁLISE DO COMPORTAMENTO ENTRE REBOLOS SUPERABRASIVOS E CONVENCIONAIS COM DIFERENTES LIGANTES E CONDIÇÕES DE USINAGEM

Eduardo Carlos Bianchi
Rodrigo Daun Monici
Paulo Roberto de Aguiar
Luiz Daré Neto

Universidade Estadual Paulista, Departamento de Engenharia Mecânica, 17033-360, Bauru, SP, Brasil. E-mail: bianchi@bauru.unesp.br

Resumo. Este trabalho apresenta uma revisão bibliográfica sobre as pesquisas realizadas com rebolos de CBN tendo como finalidade mostrar o estado atual da usinagem abrasiva e com base neste, fornecer subsídios para bases de futuras pesquisas a serem realizadas com ensaios laboratoriais. Os trabalhos científicos pesquisados contêm os resultados interessantes relacionados a retificação, de autores nacionais e internacionais. Os métodos e resultados obtidos por diversos autores, são mostrados e discutidos. Também é apresentado o desenvolvimento de um dispositivo de calibração para o banco de ensaios, para a obtenção de resultados experimentais mais confiáveis sobre a integridade superficial de materiais frágeis retificados com rebolos superabrasivos de CBN (nitreto de boro cúbico) com ligantes resinóide, resinóide de alto desempenho, vitrificado e rebolo convencional, submetidos a diversas condições de usinagem, durante a vida útil desta ferramenta abrasiva. Os resultados de força tangencial de corte, rugosidade superficial da peça e relação G são apresentados e discutidos de forma clara e objetiva. Dos resultados obtidos pode-se verificar que devido a excelente capacidade de corte dos rebolos de CBN, os valores de força tangencial de corte e a rugosidade superficial da peça foram estáveis ao longo dos ensaios e os valores obtidos de relação G estão compatíveis aos obtidos internacionalmente.

Palavras-chave: Retificação, Rebolos, Ligantes.

1. Introdução

Durante os últimos anos os requisitos de qualidade e funcionalidade dos componentes fabricados industrialmente tem aumentado significativamente. Como consequência, os componentes tem sido fabricados com melhor qualidade, e mais rapidamente, para compensar o custo do material utilizado e o processo de usinagem. O custo de produção é substancialmente agravado na usinagem de peças com geometria complexa (Westkämper e Tönshoff, 1993).

A concorrência estrangeira está obrigando as indústrias nacionais a atender aos padrões internacionais de qualidade e desempenho de um produto. Isto implica no conhecimento detalhado de aspectos básicos que vão desde o projeto até a fabricação das máquinas e equipamentos.

Na fabricação de máquinas e equipamentos de precisão são utilizadas peças com tolerâncias controladas (dimensionais e de forma) e rugosidade superficial de pequena magnitude. Essas peças são obtidas, normalmente, através da operação de retificação de precisão, a qual deve proporcionar mínimo custo e máxima produção (Bianchi et al, 1996 a, b). O desempenho da operação de retificação é muito dependente da habilidade e sensibilidade do operador, e das condições de usinagem e dressagem do rebolo (afiação). A otimização desta operação de usinagem não pode ser obtida alterando-se apenas um parâmetro de entrada do processo. Normalmente, o operador é responsável por decidir, através do método de tentativas e erros, sobre os procedimentos aos quais as peças devem ser submetidas para sua confecção. Conhecendo-se o comportamento do processo de retificação, pode-se interpretar melhor a operação que está sendo realizada em uma peça e proceder às modificações no processo que possibilitem atingir os resultados desejados.

O sucesso do resultado de uma pesquisa científica é freqüentemente mostrado pelos meios os quais indústrias de produção em massa e de lotes médios e flexíveis podem efetuar grandes avanços em produtividade. Os grãos superabrasivos de Nitreto de Boro Cúbico (CBN) são hoje usados em uma ampla faixa de aplicações industriais, visto que sua utilização em processos de usinagem não teve ainda, mas que terá, num futuro bem próximo, o impacto de processos integrados e assistidos por computador, tais como CAD, CAM e CNC, dentre outros. Atualmente, enquanto a maioria das escolas técnicas, e até indústrias, têm laboratórios de CAD, cursos de computação e programação CNC, e muitas outras facilidades, são poucas as que ensinam os usos e aplicações dos superabrasivos em usinagem. Essa é uma lacuna que existe entre a real capacidade dos superabrasivos e a habilidade das indústrias em utilizá-los na prática.

Segundo Krar e Ratterman (1990), através de esforços contínuos para melhorar a qualidade dos produtos e os métodos de fabricação, novas máquinas-ferramenta e materiais para as ferramentas de corte têm sido desenvolvidas. Alguns tipos de materiais compostos comprovadamente proporcionam grandes dificuldades, ou até mesmo impossibilidade, quando torna-se necessário que sejam submetidos ao processo de retificação com rebolos convencionais. Considerando que os rebolos superabrasivos de CBN possuem melhor capacidade de corte quando comparado aos rebolos convencionais, respeitando a aplicabilidade de cada ferramenta; no entanto, os superabrasivos tem mostrado serem excepcionais para a retificação de metais ferrosos duros, ferro fundido e superligas de níquel e cobalto. É certo também que os rebolos superabrasivos apresentam alta eficiência de corte e podem produzir uma maior quantidade de peças, com elevada precisão e com o mesmo esforço físico despendido com os rebolos convencionais, proporcionando menores custos, e conseqüentemente, o aumento da produtividade.

Em operações típicas de fabricação, o rebolo é a interface entre a máquina e a peça. Para que o rebolo possa transferir a energia disponível na máquina para a operação de retificação este deve apresentar, dentre outros, maior dureza do que a peça e, conseqüentemente, ser mais resistente ao desgaste. Os cristais dos grãos abrasivos de CBN (nitreto de boro cúbico) se adequaram e até superaram a este requisito, e por isso são usados na fabricação de rebolos para a retificação de alta eficiência de materiais difíceis de serem retificados (DTG-“Difficult to Grinding”).

Na retificação de materiais DTG, os rebolos convencionais perdem a capacidade de corte mais rapidamente, o que resulta em valores elevados de forças de corte, temperatura (gerado por atrito) e as taxas de remoção de material são reduzidas, afetando a precisão geométrica e dimensional das peças retificadas. De forma oposta, os rebolos de CBN prolongam a capacidade de corte do rebolo e a alta condutividade térmica colabora no sentido de reduzir o aumento descontrolado de calor. Desta forma, reduziu-se a possibilidade de se causar danos metalúrgicos na peça.

Conforme Metzger (1988), com o crescimento e avanço acelerado da produção de alto desempenho, concomitantemente à substituição progressiva de operadores habilitados por controles computadorizados ou microprocessados, torna-se cada vez mais importante determinar com precisão e confiabilidade o real desempenho das ferramentas de alta tecnologia, usadas para o trabalho com materiais cada vez mais complexos e superiores.

A necessidade de um controle preciso e contínuo do desempenho das ferramentas de corte é compreensível quando é considerado o gerenciamento voltado para uma maior produtividade visando as melhorias econômicas. No entanto, surge também a necessidade premente de esforços redobrados por parte dos integrantes do corpo técnico e gerencial de uma indústria. Diariamente, experiências mostram que, no setor de fabricação de uma indústria, quaisquer processos de usinagem, tais como, torneamento, laminação, retificação, dentre outros, estão sujeitos a algum grau de dispersão, o que pode tornar uma medida de desempenho confiável em um valor utópico, difícil de ser obtido, duvidoso ou, às vezes, frustrante.

O objetivo deste trabalho é o de se fazer uma análise comparativa entre rebolos de CBN fabricados com três tipos distintos de ligantes e análise de uma ferramenta convencional de Óxido de Alumínio. Para isso, foram utilizados os ligantes resinóide, resinóide de alto desempenho e vitrificado entre os rebolos superabrasivos. Como dados de saída, utilizados para a análise comparativa, foram utilizados os valores de força tangencial de corte, rugosidade superficial da peça e relação G.

2. Retificação de superfícies com rebolo CBN

Os Rebolos de CBN são mais economicamente eficientes para a retificação de uma variedade de metais que são geralmente considerados de difícil corte. Esta categoria inclui qualquer aço carbono ou liga que foi endurecido a partir de 50 HRc; Ferros fundidos extremamente duros e resistentes a abrasão, e ligas de aço resistentes a abrasão; Superligas de níquel ou cobalto com dureza de 35 HRc ou maior; Metais especiais como o Stellite.

Os benefícios da retificação de superfície com rebolos CBN são: precisão mais consistente dos componentes, melhor qualidade superficial, maior produtividade e menor custo de retificação. A relação custo-benefício dos rebolos de CBN é baseada em operações de retificação de superfície em componentes de aços endurecidos. Apesar do custo do rebolo por peça ser maior ao se retificar com o rebolo de CBN do que com o de óxido de alumínio, os custos de trabalho e despesas gerais por ferramenta é menor devido ao tempo de retificação menor; menores trocas de ferramenta; menor condicionamento do rebolo; curtas paradas para trocas de ferramentas e ajustes da máquina para compensar o desgaste do rebolo e ciclos de acabamento mais rápidos. O custo total de retificação por ferramenta é reduzido em 40%, fazendo do rebolo de CBN um investimento excelente.

Este trabalho tem como objetivo fazer uma avaliação do desgaste diametral de rebolos superabrasivos de CBN e rebolos convencionais de óxido de alumínio, submetidos a diversas condições de usinagem. Para isso, pretende-se realizar ensaios laboratoriais com um rebolo de CBN fabricado com ligante resinóide de alto desempenho e um rebolo convencional tipicamente utilizado na retificação de precisão.

3. Tipos de ligantes

Para que se possa proceder a retificação de um grande número de peças, uma variedade de sistemas ligantes são usados para fixar os grãos abrasivos na superfície de core do rebolo. Os quatro tipos de ligantes mais comuns, atualmente utilizados pelos fabricantes de rebolo superabrasivo, são os resinóides, vitrificados, metálicos e eletrodepositados. É importante entender como cada tipo de rebolo é fabricado e o efeito que o processo de fabricação tem nas propriedades do rebolo. Estas propriedades determinam os procedimentos de avivamento e afiação, o que é possivelmente o fator mais importante que determina se o rebolo será efetivo.

Rebolos com ligante resinóide são fabricados pela mistura de quantidades medidas de resina fenólica ou poliamida e agentes de preenchimento com o peso e tamanho apropriado do abrasivo CBN com camada metálica. A mistura é então utilizada para preencher o molde da cavidade e formar a seção da extremidade de retificação em volta do núcleo do rebolo. Depois da cavidade ter sido preenchida, a mistura de resina e abrasivo é submetida a pressões e temperaturas de até 400°C, o que prende o abrasivo ao núcleo do rebolo. Depois do rebolo ser removido do molde, um segundo tratamento térmico polimeriza e reforça o ligante resinóide.

Dependendo da aplicação da retificação, um rebolo com ligante resinóide pode conter uma concentração pequena como a de 50 de grãos abrasivos de CBN até 125. A maioria dos rebolos com ligante resinóide contém uma concentração de abrasivo de 75 a 100. Rebolos com ligante resinóide geralmente têm a ação de retificação mais macia e

fácil com relação aos outros quatro tipos de ligantes. Uma concentração de abrasivo de 100 a 125 é tudo que o relativamente fraco ligante resinóide pode suportar.

Rebolos com ligante resinóide removem material rapidamente mas têm características de agregamento e forma limitados. As características principais dos rebolos com ligante resinóide são:

- Podem ser utilizados em um grande número de aplicações;
- Estão disponíveis em um grande número de formas e tamanhos;
- Podem ser utilizados tanto em retificação refrigerada como a seco;
- Boas qualidades de corte.

Rebolos de CBN eletrodepositados tem uma camada única de grãos abrasivos que são ligados a um núcleo metálico, por num banho de níquel eletrodepositado. A matriz de níquel eletrodepositado da promove uma excelente retenção para o abrasivo.

Rebolos com ligante vitrificado, também conhecidos como rebolos com ligante de cerâmica, têm maior força de agregamento de que os resinóides e também permitem ao fabricante variar a saída do cavaco, pela alteração da porosidade e da estrutura do rebolo. Ligantes vitrificados apresentam boa capacidade de agregamento para concentração de 50 a 200 (12,5% a 50% em volume de abrasivo CBN). A flexibilidade do ligante vitrificado torna possível o condicionamento da superfície de corte do rebolo para se conseguir uma variedade maior de taxas de remoção de material e características de acabamento superficial. Estas são as razões que explicam porque os ligantes vitrificados estão se tornando mais importantes para os abrasivos CBN na retificação.

O processo de fabricação do rebolo com ligante vitrificado consiste dos seguintes passos:

A quantidade apropriada de material vitrificado em pó, conhecida como "FRIT", é misturada com o tipo, peso e tamanho de grão desejado de CBN;

A mistura é cuidadosamente colocada em um molde que cerca o núcleo do rebolo, feito de cerâmica e capaz de suportar temperaturas de até 1000°C;

O "rebolo verde" é também cuidadosamente removido e colocado em um forno com temperatura e atmosfera controladas, tomando-se cuidado com o controle do tempo;

Durante o tempo que o rebolo permanece no forno, há uma reação química que faz com o ligante se transforme em ligante vitrificado e duro para agregar o abrasivo CBN ao núcleo do rebolo;

Rebolos vitrificados com maior espessura podem ser feitos de pequenos segmentos radiais que são cuidadosamente colocados e cementados na periferia do núcleo do rebolo.

Estes rebolos apresentam boa capacidade de corte, produzem bons acabamentos superficiais, tem boa resistência ao desgaste e mantém o perfil geométrico do rebolo. A porosidade ou a estrutura aberta de rebolos vitrificados podem ser controlados para prover a saída do cavaco, permitir o fluxo de refrigerante, e prevenir o entupimento das porosidades do rebolo. As características principais do rebolo superabrasivo com ligante vitrificado são:

- Boa resistência à abrasão;
- Boa capacidade de manutenção da forma geométrica;
- Vida longa;
- Geralmente mais fácil de avivar e afiar do que outros ligantes;

Podem gerar melhores acabamentos superficiais - concentrações de 150 a 200 podem produzir os melhores acabamentos;

Possuem a menor resistência devido a má utilização.

3.1. Elevado desempenho em retificação de superfícies - A influência do ligante no processo abrasivo

Segundo Brinksmeier e Minke (1993), durante os anos recentes muita atenção tem sido focada no desenvolvimento de retificação de alto desempenho para melhorar o entendimento do processo e aplicar esta tecnologia à propósitos industriais. Hoje máquinas especialmente projetadas e ferramentas de CBN estão disponíveis e conhecimentos básicos referentes à retificação e à processos de dressagem tem sido alcançados. Há, entretanto, um número de problemas conectados com este processo, para a superação dos quais aumentam os esforços a serem feitos no futuro. A aplicação deste método à materiais os quais são difíceis de serem retificados, como aços de alta velocidade (rápidos), carbetos de tungstênio, ligas de níquel, titânio, cerâmica e vidro, nos abrirão um largo novo campo. Na pesquisa prática várias questões deverão ser observadas mais a fundo, isto é, as forças de retificação e a potência que requer o processo, a temperatura, os danos induzidos à sub-superfície e a qualidade do trabalho. Os efeitos e possibilidades de substituir o óleo mineral comumente usado até agora como óleo solúvel ou fluidos alternativos terão também que ser investigados.

3.2. Resistência do Abrasivo

A resistência das partículas de cristais CBN afetam as propriedades de auto-afiação e podem ter um efeito significativo no desempenho dos rebolos CBN em certas operações de retificação. Apesar dos cristais de CBN terem alta resistência ao desgaste, suas arestas afiadas podem eventualmente perder o brilho se o abrasivo, o ligante e as condições de retificação não forem compatíveis. Idealmente, o cristal deveria se fraturar de maneira controlada para expor arestas de corte novas e afiadas.

Se o cristal for muito resistente para a aplicação, a fratura pode não ocorrer. Como resultado, o cristal tem um desgaste polido e plano, o que não corta efetivamente.

Se o cristal não for resistente o suficiente para uma dada aplicação, ele pode se fraturar prematuramente, desperdiçando abrasivo, encurtando a vida do rebolo, e gerando um acabamento superficial mais rugoso.

Cristais de média resistência deveriam ser utilizados para a maioria das operações e cristais com maior resistência são recomendados para operações onde as forças de retificação são maiores;

Os tipos de CBN microcristalinos são recomendados onde as condições de retificação são excepcionalmente severas.

3.3. Propriedades dos superabrasivos

Segundo Krar e Ratterman (1990), os superabrasivos, diamante e CBN, possuem propriedades que abrasivos convencionais, como o óxido de alumínio e o carbetto de silício, não possuem. A dureza, resistência abrasiva, força de compressão e a condutividade térmica dos superabrasivos fazem com que eles sejam a escolha lógica para muitas operações de difícil retificação.

3.4. Desenvolvimento do nitreto de boro cúbico (CBN)

Na tabela periódica dos elementos perto do diamante (carbono) encontram-se o boro, do lado esquerdo, e o nitrogênio, do lado direito. Se estes fossem combinados em uma estrutura de ligante tão apertada como a do diamante, os cristais seriam quase tão ou ainda mais duros. A pesquisa para um novo material duro levou ao desenvolvimento de um novo superabrasivo não achado na natureza- o nitreto de boro cúbico, que foi denominado *Borazon* (CBN).

Antes da síntese do CBN, no laboratório de pesquisa e desenvolvimento da GE, a forma do nitreto de boro (conhecida como nitreto de boro hexagonal) é muito parecida com o grafite que estava disponível comercialmente. O arranjo dos átomos é similar a do grafite, como boro e nitrogênio alternados ao invés de somente carbono. Isto sugere que tal arranjo como o do diamante com boro e nitrogênio alternados também deveria existir.

Aqueles que estavam trabalhando no projeto esperavam fazer algo mais duro que o diamante, e ficaram desapontados à primeira vista. A dureza é um pouco menor; o CBN não retificou o carbetto de tungstênio muito bem. Apenas quando a necessidade por um superabrasivo sem carbono para a retificação de aço endurecido ficou clara e as propriedades determinadas deste novo superabrasivo fizeram com que o produto subisse. A GE introduziu comercialmente o CBN *borazon* tipo I (sem camada de níquel) e tipo II (60% de camada de níquel) em 1969.

O impacto do CBN no processo de retificação do aço é tão grande quanto o da substituição do carbetto de silício pelo diamante na retificação de carbetto de tungstênio cementado. Em ferramentas de aço endurecido, o desempenho do CBN é muito superior ao do abrasivo convencional, óxido de alumínio.

3.5. Tipos de nitreto de boro cúbico

Segundo catálogo da GE (sd), como o diamante, o CBN é transformado em uma variedade de produtos para diferentes aplicações. Diferente do diamante, todos os produtos CBN são usados na indústria metalúrgica. Existem, atualmente, sete tipos diferentes de abrasivos de CBN disponíveis, cada um fabricado especificamente de acordo com um ou ambos os critérios principais: tipo de ligante e modo de retificação ou taxa de remoção de material.

Tipo I. Este é um monocristal abrasivo de CBN designado para o uso em rebolos vitrificados, metálicos ou eletrodepositados.

Tipo II. As superfícies do cristal tipo I são muito lisas para segurar adequadamente o ligante resinóide; assim, eles devem estar em uma pesada camada de metal de níquel para que eles possam ser utilizados em sistemas com ligante resinóide. O Tipo II é o cristal Tipo I que tem 60% em peso de camada de níquel cobrindo suas superfícies. Esta camada faz com que o abrasivo Tipo II seja utilizado somente em sistemas com ligante resinóide. Desde que os rebolos com ligante resinóide são os tipos de rebolo CBN mais frequentemente usados na atualidade, o Tipo II é o abrasivo CBN mais largamente utilizado. Ambos os cristais (Tipos I e II) se desgastam pela divisão controlada dos grãos, deixando pontas cortantes afiadas.

Tipo 500. Este é um abrasivo CBN monocristalino de alta resistência especialmente designado para aplicações que envolvem sistemas de ligantes vitrificados e eletrodepositados.

Tipo 510. Este grão abrasivo é fabricado pela aplicação de uma fina camada de titânio no cristal.

Os *Borazon* CBN tipo I, II, 500 e 510 consistem de monocristais que têm um grande número de reentrâncias, onde ocorre a fratura. Esta macrofratura (grande quebra) é essencial se os grãos têm de se reafiar quando perdem o CORTE (PERDE O BRILHO). Esta macrofratura, que pode ocorrer várias vezes durante a vida do cristal, mantém o cristal afiado e efetiva para remover o aço.

Tipo 550. Este abrasivo microcristalino é muito resistente, e é designado para quase todas as aplicações que requerem ligantes vitrificados ou metálicos. Como a estabilidade térmica do tipo 550 é maior do que a dos outros tipos de abrasivos CBN, ele oferece vantagens únicas na fabricação e uso de rebolos com ligante metálico e vitrificado.

Tipo 560. Este abrasivo CBN é fabricado com a aplicação de uma camada de níquel em 60% de peso no tipo 550, fazendo com que o tipo 560 sirva somente para uso em rebolos com ligante resinóide.

Tipo 570. O Tipo 570 é fabricado com a aplicação de um tratamento especial na superfície do cristal do Tipo 550, o que faz com que ele seja útil somente para rebolos com eletrodeposição.

Os Tipos 550, 560 e 570 *Borazon* são superabrasivos CBN microcristalinos que se reafiam mais por microfratura (quebras muito pequenas) do que por macrofratura. Cada partícula consiste de milhares de micropartículas de regiões de CBN fortemente ligadas umas às outras para formar uma partícula 100% densa. Quando as arestas afiadas das partículas abrasivas individuais começam a perder o brilho, forças de retificação resultam numa reentrância na região cristalina do CBN do tamanho de sub-micrometro. Esta microfratura reafia continuamente cada partícula superabrasiva quando esta perde o brilho, resultando numa ação de corte consistente e eficiente com o mínimo aquecimento por fricção.

4. Metodologia

A realização dos ensaios laboratoriais foi possível por meio da construção de um sistema composto por um torquímetro para a calibração do sistema, e medição da força tangencial de corte; tal sistema será discutido posteriormente, a medição da emissão acústica e rugosidade também serão apresentados nesse item.

4.1. Calibração dinâmica do banco de ensaios

Construiu-se um dispositivo de fixação para o acoplamento da coroa, do dinamômetro e do freio de sapatas, que segue o esquema apresentado na Fig. (1).

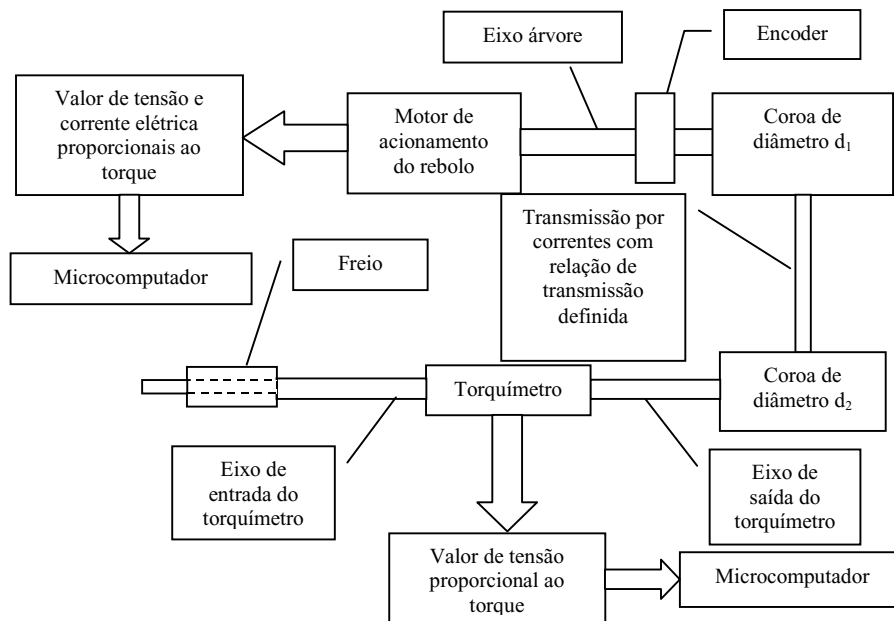


Figura 1 - representação esquemática do procedimento de calibração a utilizado.

O rebolo, preso ao eixo árvore da retificadora é substituído por uma coroa de diâmetro d_1 . Esta coroa é acoplada a uma outra de diâmetro d_2 , por intermédio de uma corrente. A coroa de diâmetro d_2 está acoplada ao eixo de saída do torquímetro, o qual, tem acoplado em seu eixo de entrada um freio de sapatas. O torquímetro a ser utilizado permite leituras entre 0 e 20 N.m, cuja equação de correlação, dos valores de tensão de saída em função do torque aplicado já foi determinada experimentalmente, existindo um circuito condicionador de sinais próprio para transformação dos sinais provenientes do torquímetro em valores admissíveis aos da placa de aquisição de dados. O conjunto freio, torquímetro e coroa 2 estão montados sob um dispositivo que permite a fixação do mesmo sob a placa magnética da retificadora.

Para o valor de frequência selecionado no inversor, correspondendo a um dado valor de rotação do motor de acionamento do rebolo, o freio de sapatas é acionado, diminuindo a rotação do eixo da coroa d_2 e conseqüentemente da coroa d_1 . O valor do torque instantâneo no eixo da coroa 2 pode então ser lido pelo software de aquisição (Labview 5.0.1.), em função do valor de tensão enviado pelo torquímetro ao microcomputador. Em função dos diâmetros d_2 e d_1 das coroas e da relação de transmissão entre as mesmas, levando-se em conta o rendimento da transmissão por correntes (100%, devido a não existência de escorregamento) é possível determinar-se o valor instantâneo da força tangencial de corte na coroa d_1 ($F_{t_{\text{torq}}}$). Concomitantemente, são medidos os valores instantâneos de tensão e corrente elétrica provenientes do motor de acionamento do rebolo, em função do torque contrário ao movimento do eixo aplicado pelo freio, o qual é transmitido da coroa 2 para a coroa 1, levando-se em conta o rendimento da transmissão por correntes. A partir destes valores de tensão e corrente, o circuito condicionador efetua a multiplicação destes sinais, calcula a potência elétrica consumida, emitindo um valor de tensão proporcional à esta potência para o microcomputador. Pode-se então determinar, a partir do valor de tensão enviado, o qual é proporcional a potência consumida e dos procedimentos descritos anteriormente, o valor da força tangencial de corte ($F_{t_{\text{pot}}}$) na coroa 1, em função do diâmetro d_1 e da rotação da mesma, com a utilização do software de aquisição. Variando-se o torque contrário ao movimento,

através da atuação do freio, é possível obter-se um conjunto de pontos que correlacionam os valores das forças $F_{t_{c_{torq}}}$ e $F_{t_{c_{pot}}}$ para a rotação selecionada no inversor de frequência.

A calibração dinâmica do sistema de aquisição da força tangencial de corte, de acordo com o descrito anteriormente, foi realizada montando-se o sistema conforme a figura 1, que foi posto em funcionamento, e o freio de sapatas foi sendo acionado gradativamente permitindo assim diversos valores de $F_{t_{c_{torq}}}$ (através de T_{torq}) encontrando os valores de $F_{t_{c_{pot}}}$ (através de T_{pot}) correspondentes. Com estes valores construiu-se um gráfico que é apresentado na Fig. (2).

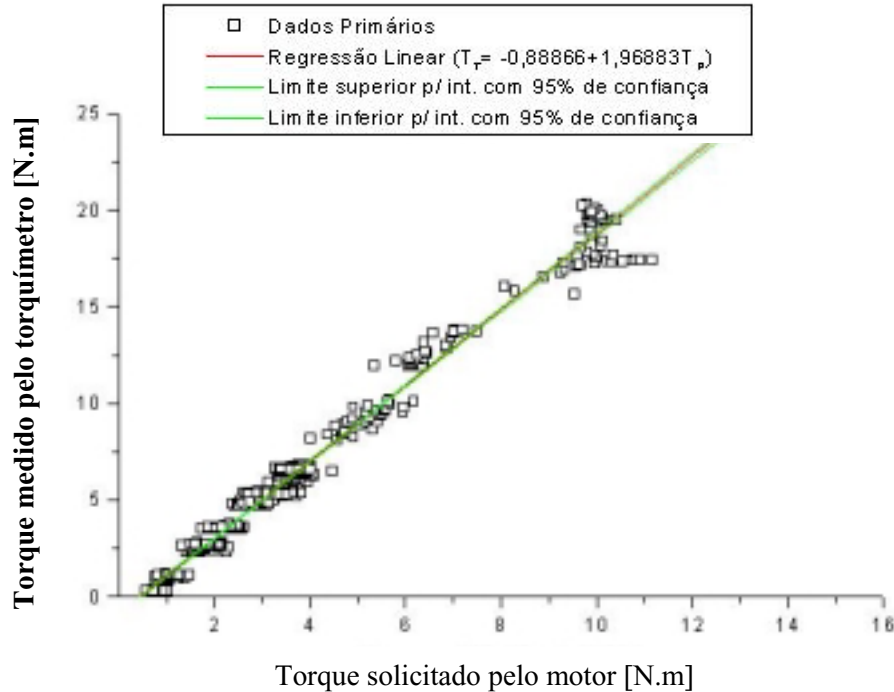


Figura 2 - Gráfico com a equação de correlação entre T_{torq} e T_{pot} .

A análise dos resultados da calibração dinâmica do sistema de aquisição de força tangencial forneceu-nos a seguinte equação de correlação dos torques fornecidos pelo sistema:

$$T_{torq} = - 0,88866 + 1,96883.T_{pot} \tag{1}$$

Portanto, será esta a equação de correlação que será utilizada para a correção dos valores de força tangencial de corte.

5. Resultados e discussão

Os resultados obtidos nos ensaios utilizando-se os rebolos de CBN com ligantes resinóide, vitrificado, resinóide de alto desempenho e rebolo convencional são apresentados na forma de gráficos de força tangencial de corte. Também são apresentados resultados da relação G em função da penetração do rebolo no corpo de prova e de sua velocidade além dos valores de rugosidade superficial média que serão evidenciados pela tabela (1).

5.1. Valores obtidos da força tangencial de corte para os rebolos de CBN com ligantes vitrificado, resinóide, resinóide de alto desempenho e rebolo convencional usando o aço VC 131 - 60 HRC, com $h_{eq} = 0,10 \mu m$, com $V_s = 33 \text{ m/s}$

As Fig. (3), (4), (5) e (6) mostram os valores experimentais da força tangencial de corte, em função do volume específico de material removido, obtidos a partir de valores pré-estabelecidos da espessura equivalente de corte ($h_{eq} = 0,10 \mu m$), durante uma operação de retificação, para uma velocidade de corte de 33 m/s.

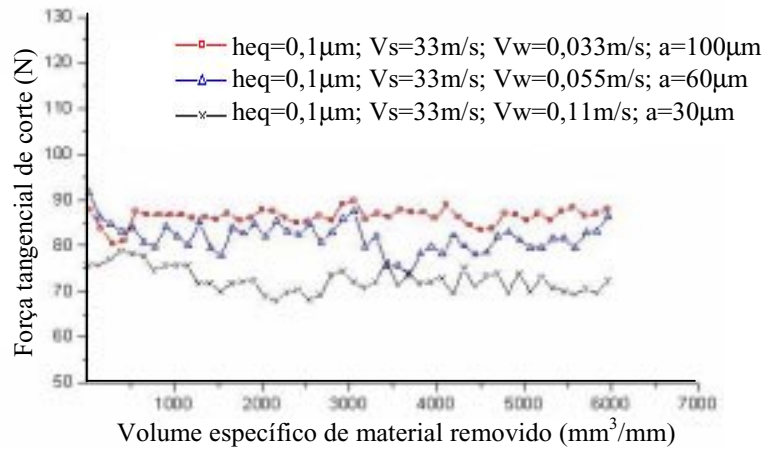


Figura 3 - Valores da força tangencial de corte, obtidos com o rebolo fabricado com ligante vitrificado, $h_{eq} = 0,1\mu\text{m}$.

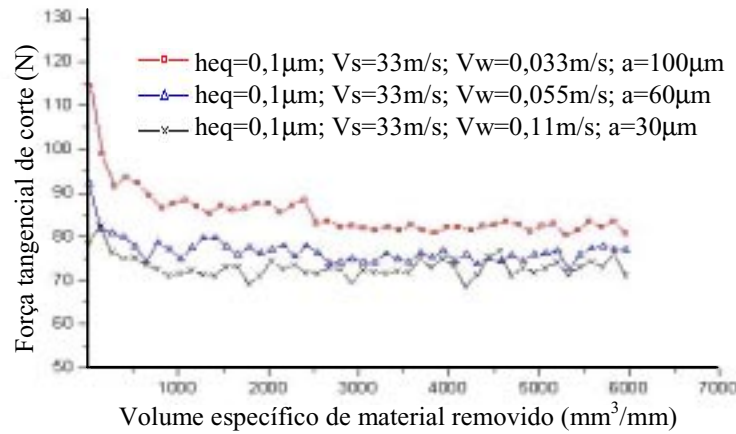


Figura 4 - Valores da força tangencial de corte, obtidos com o rebolo fabricado com ligante resinóide, $h_{eq} = 0,1\mu\text{m}$.

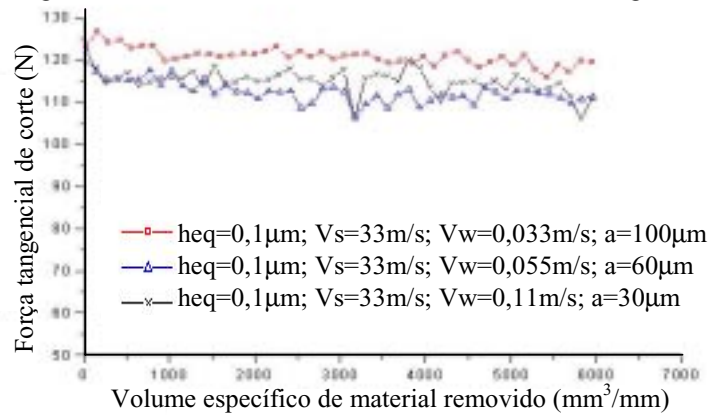


Figura 5 - Valores da força tangencial de corte, obtidos com o rebolo fabricado com ligante resinóide de alto desempenho, $h_{eq} = 0,1\mu\text{m}$.

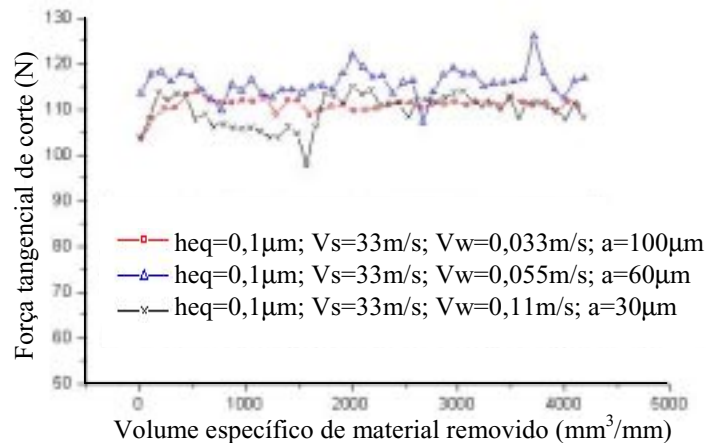


Figura 6 - Valores da força tangencial de corte, obtidos com o rebolo convencional, $h_{eq} = 0,1\mu\text{m}$.

Da análise do desempenho do rebolo convencional, este apresenta uma dureza do ligante classificada como mole, a qual é a adequada para a retificação de materiais DTG com rebolos convencionais. Segundo Vieira Jr. (1996), para materiais duros, o rebolo deve ser mole, ao passo que para materiais moles o rebolo deve ser duro. Ao se cortar um material com alto grau de dureza, o desgaste do grão é mais intenso e torna-se desejável a auto-afiação (para que a peça não fique queimada). Além disso, o desgaste do ligante pelo cavaco não é tão evidente, uma vez que materiais duros normalmente produzem cavacos curtos e quebradiços. Já no corte de um material de baixo grau de dureza, o desgaste do grão abrasivo é mais lento e, portanto, com menor necessidade de novas camadas de grão. Soma-se a isso a possibilidade de ocorrer o surgimento de novas arestas de corte através da fratura de grãos (conforme a friabilidade do grão), e o fato de que o cavaco produzido no corte de materiais moles é, em geral, longo e dúctil, atuando com maior intensidade sobre o ligante (atrato).

Esta opção pela utilização de um rebolo mole permite a manutenção das forças de retificação e dos valores de rugosidade estáveis durante a usinagem, pela liberação e renovação constante de grãos abrasivos, pois aumentos na força de corte, resultado do desgaste dos grãos abrasivos, levam a uma liberação dos mesmos, devido a baixa dureza e capacidade de retenção do ligante do rebolo. Todavia, esta liberação constante dos grãos abrasivos resulta em uma perda diametral do rebolo e, conseqüentemente, uma queda na relação G. Caso contrário, se um rebolo com ligante classificado como duro for utilizado, o aumento excessivo da força tangencial de corte pelo desgaste do grão abrasivo e pela maior capacidade de retenção dos grãos desgastados pode levar a um aumento da energia de retificação requerida, aumento da temperatura na região de corte, provável incidência de danos térmicos e aumento da rugosidade superficial, do nível de vibrações, dentre outros.

Devido a estes fatores, a utilização de um rebolo convencional classificado como mole (dureza do ligante mole) permitiu manter os valores de força tangencial de corte estáveis ao longo dos ensaios, valores estes próximos aos obtidos para os rebolos superabrasivos de CBN. Após o período inicial de decréscimo da força tangencial de corte, à qual é decorrente da própria operação de perfilamento, a tendência verificada de estabilização das forças tangenciais de corte, em todos os ensaios, deve-se a maior resistência dos grãos superabrasivos de CBN ao desgaste de suas arestas de corte. Estas novas arestas de corte apresentam maior resistência ao desgaste, devido as melhores propriedades mecânicas do grão superabrasivo de CBN, quando comparado com o de óxido de alumínio (Felipe Jr., 1992). Desta forma, a ferramenta de corte permanece ativa (com alta capacidade de corte) por um período de tempo mais longo, pois o grão de CBN apresenta um micro-desgaste lento. Como característica, estas ferramentas apresentam um efeito combinado de micro-desgaste lento, acompanhado de uma geração de novas arestas de corte através da ocorrência de micro-fratura. Estes fenômenos podem ser identificados como sendo responsáveis pelo pequeno desgaste radial da ferramenta nos ensaios realizados, conforme apresentados na Tab. (1) e posteriormente verificado através dos valores obtidos para a relação G.

Tabela 1. Desgaste radial e rugosidade dos rebolos de CBN com ligantes vitrificado, resinóide, resinóide de alto desempenho e rebolo convencional.

| Ligante vitrificado | | | | | |
|--------------------------------------|----------------------|---------|--------|----------|----------|
| heq = 0,1 µm | | | | | |
| Ensaio | Desgaste radial (µm) | Ra (µm) | a (µm) | Vs (m/s) | Vw (m/s) |
| 1 | 34,2 | 0,91 | 100 | 33 | 0,033 |
| 6 | 35,3 | 0,89 | 60 | 33 | 0,055 |
| 10 | 36,3 | 0,79 | 30 | 33 | 0,11 |
| Ligante resinóide | | | | | |
| heq = 0,1 µm | | | | | |
| Ensaio | Desgaste radial (µm) | Ra (µm) | a (µm) | Vs (m/s) | Vw (m/s) |
| 4 | 39,7 | 0,73 | 100 | 33 | 0,033 |
| 2 | 42,5 | 0,71 | 60 | 33 | 0,055 |
| 12 | 46,4 | 0,70 | 30 | 33 | 0,11 |
| Ligante resinóide de alto desempenho | | | | | |
| heq = 0,1 µm | | | | | |
| Ensaio | Desgaste radial (µm) | Ra (µm) | a (µm) | Vs (m/s) | Vw (m/s) |
| 9 | 10,0 | 0,46 | 100 | 33 | 0,033 |
| 7 | 50,0 | 0,50 | 60 | 33 | 0,055 |
| 3 | 80,0 | 0,52 | 30 | 33 | 0,11 |
| Rebolo convencional | | | | | |
| heq = 0,1 µm | | | | | |
| Ensaio | Desgaste radial (µm) | Ra (µm) | a (µm) | Vs (m/s) | Vw (m/s) |
| 5 | 300,0 | 0,74 | 100 | 33 | 0,033 |
| 8 | 550,0 | 0,72 | 60 | 33 | 0,055 |
| 11 | 800,0 | 0,61 | 30 | 33 | 0,11 |

Dos resultados obtidos pode-se verificar que, para um mesmo valor de h_{eq} , o aumento da penetração do rebolo na peça (**a**) não alterou de forma significativa os valores da rugosidade superficial Ra. Alterações significativas do valor de rugosidade, quando da alteração da penetração de trabalho, mantendo-se o valor de h_{eq} , são mais pronunciadas em operações de retificação profunda do que em operações de retificação do tipo pendular (König, 1982).

Com $h_{eq} = 0,1\mu\text{m}$, uma condição de usinagem razoavelmente severa, existe uma discreta diferença entre os valores de rugosidade Ra entre os rebolos com ligante vitrificado sendo igual a $0,86\mu\text{m}$, e para o ligante resinóide igual a $0,71\mu\text{m}$, $0,50\mu\text{m}$ para o ligante resinóide de alto desempenho e $0,69\mu\text{m}$ para o rebolo convencional.

Conforme apresentado na tabela (1), a diminuição da penetração do rebolo na peça, acompanhado da elevação da velocidade desta, resultou no aumento do desgaste radial da ferramenta, devido ao aumento do número de choques pelo aumento de v_w , ocasionando, conseqüentemente, uma diminuição da relação G. Isto ocorre para um mesmo volume de material removido ($Z_w = 30.000\text{mm}^3$), o qual é mantido constante para todos os ensaios, o aumento do desgaste radial acarreta em um aumento do volume de ferramenta gasta (Z_s). Como a relação G é definida sendo a razão entre Z_w (volume de material removido) e Z_s , um aumento de Z_s , mantido Z_w constante, levará a uma diminuição da relação G. Em outras palavras, a ferramenta apresenta um maior desgaste volumétrico para a remoção de um mesmo volume de material.

Para as mesmas condições de usinagem, o rebolo com ligante vitrificado apresentou menor desgaste volumétrico, em todos os casos, apresentando um maior valor de Relação G. Isto ocorre pela maior porosidade induzida do rebolo vitrificado, a qual permite um melhor alojamento dos cavacos arrancados. Adicionalmente, o ligante vitrificado é menos suscetível ao desgaste erosivo da ação do cavaco arrancado sobre o ligante, proporcionando uma maior força de retenção do ligante sobre o grão abrasivo (King e Hann, 1992) e, conseqüentemente, diminuindo a perda radial do rebolo. Já nos rebolos com ligante resinóide, os cavacos arrancados proporcionam maior desgaste do ligante, devido a menor porosidade do rebolo e a maior dificuldade de alojar os cavacos arrancados, fazendo com que os cavacos atriem mais o ligante, degradando-o. Entretanto, o valor máximo do desgaste radial da ferramenta observado foi de $46,4\mu\text{m}$, para a ferramenta com ligante resinóide convencional entre as condições de penetração que tal ferramenta foi ensaiada. Todavia, o desgaste radial da ferramenta, em função da ordem de grandeza dos valores observados pode ser atribuído ao efeito combinado dos fenômenos de micro-fratura acompanhado de micro-desgaste lento. Desta forma a incidência da perda diametral pela perda de grãos abrasivos é reduzida. Porém, os menores desgastes radiais observados para os rebolos com ligante vitrificado, acompanhados de maiores valores de força tangencial de corte, podem ser atribuídos a não execução da operação de avivamento, mais comumente realizada em ferramentas com ligante resinóide, a qual tem-se a maior exposição dos grãos abrasivos, pelo desgaste do ligante. Em contrapartida, diminui-se a força de ancoragem do ligante sobre o grão, podendo ocorrer até o desprendimento dos grãos mal ancorados. A melhor capacidade de retenção do grão abrasivo pelo ligante vitrificado, devido as suas melhores propriedades mecânicas e de resistência ao calor gerado na retificação não foram tão pronunciadas devido a aparente sub-utilização das ferramentas testadas, em função do baixo volume de remoção de material proposto neste trabalho. Esta sub-utilização pode ser evidenciada pela estabilidade dos valores de força e rugosidade verificada e das baixas temperaturas de corte medidas durante os ensaios, quando comparadas aos valores de temperaturas verificados para os rebolos de CBN, conforme estudo de (Kohli e Malkin, 1995).

As diferenças mais pronunciadas foram verificadas quando da análise dos valores de relação G, onde os rebolos de CBN apresentaram um desempenho muitas vezes superior que o rebolo convencional, ou seja, o rebolos de CBN utilizados permitem a remoção de uma mesma quantidade de material que o rebolo convencional, porém com um desgaste de ferramenta muitas vezes inferior ao desgaste verificado no rebolo convencional.

6. Conclusões

Quando da análise dos valores de relação G, o rebolo com ligante vitrificado apresentou um melhor desempenho que o ligante resinóide. Diferenças mais significativas, em favor do rebolo com ligante vitrificado, quanto a melhores valores de relação G e de rugosidade superficial, seriam obtidas, se o rebolo fosse fabricado com concentração entre 150 e 200. Desta forma esta ferramenta seria então a mais adequada para a retificação deste tipo de aço (VC 131).

A sub-utilização da ferramentas abrasivas testadas foi caracterizada pelo comportamento estável dos valores de força tangencial de corte, e rugosidade observados, os quais indicaram que a ferramenta abrasiva possuía ainda uma capacidade de corte elevada, podendo retificar um volume muito maior de material, do que os $6.000\text{mm}^3/\text{mm}$ propostos (30.000mm^3) para a realização deste trabalho, sem a necessidade de uma nova operação de afiação. A continuação dos ensaios, removendo-se uma quantidade maior de material poderia levar a um aumento significativo da relação G, pois a ordem de grandeza dos desgastes radiais observados são muito inferiores aqueles para rebolos convencionais. Além disso, o desgaste radial não apresenta um comportamento linear com a variação da quantidade de material retificado. Sendo assim, para este tipo de aço retificado, os rebolos de CBN testados, levam grande vantagem em relação aos rebolos convencionais de óxido de alumínio, em relação as variáveis monitoradas para este trabalho.

As diferenças mais pronunciadas forma verificadas quando da análise dos valores de relação G, onde o rebolo de CBN com ligante resinóide de alto desempenho apresentou um desempenho muitas vezes superior que o rebolo convencional (até 30 vezes maior). Ou seja, o rebolo de CBN utilizado permite a remoção de uma mesma quantidade de material que o rebolo convencional, porém com um desgaste de ferramenta muitas vezes inferior ao desgaste verificado

no rebolo convencional. Para as observações referentes a rugosidade superficial, o rebolo de CBN apresentou melhores valores de rugosidade, para as mesmas condições de usinagem.

7. Referências

- BIANCHI, E.C.; FERNANDES, O.C.; MOGAMI, O.; SILVA JÚNIOR, C.E.; AGUIAR, P.R. Análise do comportamento de rebolos convencionais na retificação de aços frágeis. Congresso Norte Nordeste de Engenharia Mecânica, IV. Recife/PE, de 17 a 20 de junho de 1996 a. p 335-340.
- BIANCHI, E.C.; FERNANDES, O.C.; MOGAMI, O.; SILVA JÚNIOR, C.E.; AGUIAR, P.R. Avaliação do comportamento de rebolos convencionais na retificação de aços dúcteis. Congresso Norte Nordeste de Engenharia Mecânica, IV. Recife/PE, de 17 a 20 de junho de 1996 b. p 387-392.
- BRINKSMEIER, E, MINKE, E, High - Performance Surface Grinding - The Influence of Coolant on the Abrasive Process, *Annals of the CIRP*, Vol 42/1/1993, p. 367 - 370.
- English, W. R. – Hidden aspects of superabrasive economics, 1991.
- FELIPE JÚNIOR, J. “Estudo fenomenológico do processo de retificação creep-feed” São Carlos: EESC-USP, 1992. 190p. Dissertação (Mestre em Engenharia Mecânica) - ESC-USP, 1992. (Orientador: João Fernando Gomes de Oliveira).
- GE Superabrasives “Man-Made diamante y borazon CBN para aplicaciones industriales de retificado”.
- KING, R. I.; HANN, R. S. “Handbook of Modern Grinding Technology.” 3 ed. cap.6, 1992, p.119-167.
- KOHLI S.P., GUO, C.; MALKIN, S. “Energy Partition for Grinding with Aluminum Oxide and CBN Abrasive Wheels”. *ASME Journal of Engineering for industry*, Vol. 117, 1995, p. 160-168.
- KÖNIG, W. *Fertigungsverfahren Bände 2. Schleifen, Hohnen, Lappen*. VDI Verlag GMBH Rudeldorf, 1972.
- KRAR, S. F., RATTERMAN, E. *Superabrasives: Grinding and Machining with CBN and Diamond*. McGraw-Hill, Inc., USA. 1990. 196 p.
- METZGER, J.L. Scatter in grinding tests—curse or blessing?. *Industrial Diamond Review*, 6 88, p. 270-277
- VIEIRA JUNIOR, M. (1996). Avaliação da dureza de rebolos em trabalho através do uso da emissão acústica na dressagem. São Carlos. 130p. Tese (Doutorado) - Escola de Engenharia de São Carlos, Universidade de São Paulo.
- WESTKÄMPER, E.; TÖNSHOFF H.K. CBN or CD Grinding of profiles. IN: *Annals of the CIRP.*, V42/1, 1993.

ANALYSIS OF BEHAVIOUR BETWEEN GRINDING WHEELS WITH DIFFERENT BONDS AND CUTTING CONDITIONS

Eduardo Carlos Bianchi

Rodrigo Daun Monici

Paulo Roberto de Aguiar

Luiz Daré Neto

Universidade Estadual Paulista, Departamento de Engenharia Mecânica, 17033-360, Bauru, SP, Brasil. E-mail: bianchi@bauru.unesp.br

Abstract. When precision components must be machined, the most common process used is grinding. There are many inlet parameters (cutting conditions, type of grinding wheel, cutting fluid used and dressing conditions) which can affect and lead to different behaviour of the outlet parameters (tangential cutting force, normal force, superficial roughness, grinding temperatures, G ratio, etc). It implies in different results in the integrity of the grounded surface and on its strength resistance. So the inlet parameters must be controlled to ensure the quality of the grounded component. This paper presents a research about a comparative performance evaluation between two types of grinding wheels: a conventional (Al_2O_3) and a superabrasive (CBN) ones. Specific outlet parameters were analyzed when grinding the VC 131 steel, in different cutting conditions. As a results, the CBN grinding wheel presented the highest cutting ability and it led to the best results of G ratio and surface roughness. It is confirming the world new trend which is the substitution of the conventional grinding wheels by the CBN ones, when it is desired to grind “difficult to grinding” materials (DTG).

Keywords: CBN, Aluminum oxide, Resin bond, grinding, VC131 steel.

EVALUATION OF GRINDING WHEEL AND CUTTING FLUID COMBINATION FOR INLET ENGINE VALVES GRINDING

Eraldo Jannone da Silva

University of São Paulo- USP – São Carlos Engineering School – EESC - 13560-250- São Carlos, SP, Brazil
e-mail: eraldojs@sc.usp.br

Eduardo Carlos Bianchi

São Paulo State University - UNESP – Mechanical Engineering Department - Cx. P. 473 - 17033-360 - Bauru, SP, Brazil
e-mail: bianchi@feb.unesp.br

João Fernando Gomes de Oliveira

University of São Paulo- USP – São Carlos Engineering School – EESC - 13560-250- São Carlos, SP, Brazil
e-mail: jfgo@sc.usp.br

Paulo Roberto de Aguiar

São Paulo State University - UNESP – Electrical Engineering Department - Cx. P. 473 - 17033-360 - Bauru, SP, Brazil
e-mail: aguiarpr@feb.unesp.br

Abstract. In this paper an experimental research is presented in which the grinding of inlet engine valves was improved by the adoption of the most effective cutting fluid and grinding wheel types, matching the new requirements of cutting fluid application. Four different cutting fluids (cutting oil and three different types of soluble oils) and two grinding wheels (alumina and vitrified CBN) were tested. As evaluation parameters, the workpiece residual stress and the grinding wheel wear were analyzed. The cutting fluid and the grinding wheel types adopted resulted in changes in all the parameters, due to the different lubricant abilities among the fluids and due to the differences in the mechanical and thermal properties among the abrasives tested. For grinding this steel, the CBN grinding wheel is the best choice, mainly due to compressive residual stress results obtained for all tested cutting fluids tested. The cutting oil is the most adequate cutting fluid to be used, due to its higher lubricity and ability in keeping the wheel sharp for longer periods of time, reducing the overall grinding energy and the thermal damage.

Keywords: grinding wheel, cutting fluid, residual stress

1. Introduction

The grinding process is widely used to produce surfaces of good dimensional accuracy and finish (Moulik *et al.*, 2001). Besides these features, the grinding process must ensure that the designed mechanical properties of the workpiece will not be negatively affected.

During grinding, due to the chip formation mechanism, a great part of the produced energy is converted into heat and high temperatures are generated at the interface between the abrasive grain and the workpiece. These temperatures are the main source of damage on the machined surface (Shaw, 1984). It was found that thermal stresses generated in the grinding process were the primary cause of the tensile residual stresses (Chen *et al.*, 2000), which cause a reduction in the service life under stress corrosion or fatigue conditions. In many cases, the thermal damage of the workpiece limits the productivity of advanced grinding methods.

Fluid application in grinding process is becoming more important as higher stock-removal rates, higher quality, and longer wheel life are sought. Selection of an efficient way to apply it, and straight follow the standard procedures of cutting fluid maintenance are extremely important to meet productivity goals and can be as important as the selection of the grinding wheel specification (Webster, 1995). According to Webster (1999), the fluid application that does not take the advantage of the wheel ability to act as a pump (Guo & Malkin, 1992) will cause high contact arc temperatures up to the point when the fluid quenches the bulk material just after the wheel has passed by. This post grinding quenching can create undesirable tensile stress in the workpiece surface and can also overheat the wheel bond and abrasive materials. Consequently, the optimization of the grinding process implies not only the selection of the right grinding wheel and cutting parameters but also the adoption of the most effective grinding fluid and its correct way of application.

The reduction of the thermal damages in grinding requires the full understand and control of the energy partition, which is the portion of the generated energy in the grinding process that flows as heat into the workpiece. The maximum grinding temperature is determined from the energy conducted into the workpiece, which depends on the heat transfer capacity of the four main elements, which are the wheel, the chips, the fluid and the workpiece. As a result, the thermal damage and the residual stresses in grinding can be controlled by the adoption of the most effective cutting fluid and grinding wheel types, associated with the right selection of the cutting conditions.

This paper presents a comparative study in which inlet engine valves grinding operation was improved by the adoption of the most effective combination of cutting fluid and grinding wheel types. The evaluation parameters in this research were the workpiece residual stress and the radial wheel wear. As these valves are submitted to fatigue conditions in service, special attention was given in the residual stress results analyze. This parameter was the main

factor to be considering in this comparative study. Thus, the most important concepts of residual stress in grinding are presented. Their dependency on the generated grinding energy and its partition to the workpiece are also outlined. Special comments about grinding fluid application are also presented which can enhance the effectiveness of the cutting fluids in grinding. Finally, the best combination of grinding wheel and cutting fluid to perform this grinding operation is determined.

2. Residual stresses overview

2.1. Residual stresses in grinding

Residual stresses are induced into metals and other materials by any process - mechanical, thermal or chemical - that results in permanent, non-uniform change in shape or volume. Low residual stress after grinding is an important requirement for surface integrity of stress sensitive components (Chen *et al.*, 2000). Compressive residual stresses can increase the fatigue life and the mechanical properties of the ground component (Malkin, 1989). If tensile residual stresses remain in the surface, the subsequent service life is reduced under stress corrosion or fatigue conditions.

In general, residual stresses in grinding are primarily generated due to three effects (Chen *et al.*, 2000):

- Thermal expansion and contraction during grinding
- Phase transformations due to high grinding temperatures
- Plastic deformation caused by the abrasive grains of the grinding wheel

The first two effects described above generate the thermally-induced residual stresses in grinding and the last one the mechanically-induced ones. Combinations of the thermal and mechanical effects are possible and the resultant stress is determined by whichever effect is stronger.

Compressive residual stresses are related to mechanical deformation during grinding, due to the normal grinding force (Snoyes *et al.*, 1978). They are formed due to the Hertzian compression and shear forces produced by the action of the grains during grinding (Chen *et al.*, 2000; Malkin, 1989). This action leads to permanent grinding deformation in the workpiece surface, preventing the full recovery of the sub-layer elastic deformation.

The tensile residual stresses are generated in grinding mainly due to the prevailing thermal effects. It was found that thermal expansion and contraction in grinding process was the most significant factor in generation of the tensile stress (Chen *et al.*, 2000). The thermally induced residual stresses can be also generated by solid phase transformation during the thermal cycle, followed by rehardening as the workpiece cools. The outermost surface layer becomes untempered martensite, while the sub-layer is tempered. The untempered martensite has a great lattice volume than tempered martensite. The surface residual stress is therefore compressive while the residual stress in the sub-layer is tensile. The hypothesis that the residual stresses can be calculated only as function of plastic deformation under thermal stresses at high temperature is valid for high carbon steel. However, the influence of the phase transformation of a martensite matrix to a ferrite one and vice-versa is not negligible. This effect is most important at the surface of easy-to-quench steels (Snoyes *et al.*, 1978). This case corresponds to the severe grinding burn, where high grinding temperatures are reached which are above the phase-transformation one.

It is possible to induce compressive residual stress in grinding reducing the generated heat amount and the workpiece temperature, keeping it below the transformation temperature (Snoyes *et al.*, 1978). If thermally induced stresses can be maintained below the material yield stress, there will be not a permanent plastic deformation in the workpiece due to the thermal effect. Consequently, the tensile residual stresses can be avoided (Chen *et al.*, 2000). In this case, the mechanically induced stresses may become dominant, resulting in compressive residual stresses. The grinding temperature control is the key for achieving compressive residual stresses. It can be done keeping the maximum grinding temperature below the transitional one for the onset tensile residual stress for a particular material. This control can be achieved through the heat generation reduction in the grinding zone and its high efficient heat dissipation, decreasing the amount of the total energy that flows through the workpiece as heat.

2.2. Residual stress control in grinding

In grinding operations, randomly distributed abrasive particles of various geometrical forms, varying in their cutting characteristics, produce plastic deformation on the surface of the machined parts. The grinding process requires a very high input of energy per unit of volume of material removed. Virtually, all of this energy is converted to heat within the grinding zone, thereby leading to high temperatures and possible thermal damage to the workpiece. Heat associated with the energy expended by grinding is transported away from the grinding zone by the workpiece, the grinding chips and grinding wheel (Kohli *et al.*, 1995). The maximum workpiece temperature is determined from the energy conducted to the workpiece. Of particular interest is the fraction of the total energy transported as heat to the workpiece, which is directly related to the workpiece temperature rise. As discussed later, the control of the maximum grinding temperature is the key for controlling of the onset tensile residual stresses. It can be done by the reduction of the generated heat in grinding and its easier dissipation from the grinding zone, reducing the amount of heat that flows through the workpiece.

Among the elements that contributes to the heat transfer in the grinding zone, the maximum energy conducted by the chips is limited and, for steels, equal to 13.8 J/mm^3 (Malkin, 1989). The different materials to be ground have different thermal conductivity and, consequently, can increase, for example, the heat flux, reducing its surface

temperature. Although, in a grinding operation, the workpiece material type is not a variable of the process. Thus, any improvement in the heat transfer in the grinding zone must be done taking account the other elements, the cutting fluid and the grinding wheel. Combined with the right selection of the cutting conditions, the correct use of the most appropriated cutting fluid and grinding wheel types lead to the reduction of the generated heat in grinding and its easier dissipation through the other elements instead of the workpiece. It reduces the thermal damage, permitting the prevalence of the plastic deformation and the compressive residual stresses.

2.3. The influence of the grinding conditions, the cutting fluid and grinding wheel types in the residual stresses

The produced residual stresses in grinding are influenced by the following parameters:

- Cutting conditions
- Cutting fluid (type and delivery system)
- Grinding wheel (topography and specification)

2.3.1. The cutting conditions influence in the residual stresses

The removal material rate is given by the product of the workpiece speed and the depth of cut. These two factors show inverse effects on the machined surface (Brinksmeier *et al.*, 1982). Increasing the depth of cut leads to higher tangential forces and, thus, to stresses towards tension due to the increased cutting energy. The higher the workpiece speed the faster the heat source movement along the machined surface. Since the heat, which is produced in the grinding zone, is given by the tangential force and the cutting speed, the latter is a very important parameter also affecting the residual stresses. The magnitude of the residual stress is mainly influenced by the increase in the cutting speed.

2.3.2 The cutting fluid type influence in the residual stresses

The cutting fluids can influence the magnitude of the residual stress. They need to guarantee chip formation instead of plowing, keeping the abrasive grain sharp, reducing the friction coefficient between grain and workpiece. Thus, less heat will be generated during the grinding process (Hitchiner, 1990), decreasing the specific grinding energy (Malkin, 1989). Furthermore, the cutting fluid cooling rate is extremely important when grinding hardened steels due to formation of untempered martensite, resulted from the overheating of the surface followed by rapid quenching, leading to tensile residual stresses in the subsurface. Otherwise, to be really effective, leading to chip formation instead of plowing, the cutting fluid must be applied in a correct way. Additionally, the use of the most effective cutting fluid type for the required grinding is essential, because among them, some have special features that facilities the chip formation and reduces the overall heat generation.

As mentioned later, to be really effective therefore, a coolant should not only provide good convective cooling of the workpiece but also promote cutting as opposed to plowing. As a result, there is a decrease in the grinding specific energy required in the process (Malkin, 1989). The cutting fluid can lead to cutting instead of plowing by two different ways (Hitchiner, 1990):

- 1) Making the wheel sharp: the coolant can act to inhibit glazing and capping of the grits by the decrease of the coefficient of friction.
- 2) Reducing the coefficient of friction: lowering the coefficient of friction between grit and workpiece allows blunter grits to cut, as well as reducing overall forces levels for a given stock removal rate. This brings a double benefit: the energy to be dissipated is lowered, and because cutting is favored, it is more easily dissipated.

The soluble oils have superior heat transfer capacity as compared to the straight oil (Howes, 1990; Ye & Pearce, 1984). According to the former authors, the critical power flux of around 9 W/mm^2 was obtained with straight oil when ground in creep-feed a nickel-based alloy with a high porosity wheel, at the full depth of cut region. With soluble oil a critical power flux of 17 W/mm^2 was achieved, representing a significant increase over the straight oil.

Straight oil has been found to perform better in low stock grinding (Webster, 1995). The higher lubricity, as compared to soluble oil, gives rise to lower specific energies. It results in the reduction in specific energy and rate of growth of wear flats on the grits. The straight oil could also produce lower values of specific energies than soluble oils in creep-feed grinding, outweighing the disadvantage of its lower values of critical power flux.

Within the grinding zone, convective cooling by grinding fluid can usually be neglected in regular grinding due to film boiling (Lavine & Malkin, 1990).

The film boiling phenomenon affects water-soluble fluids and cutting oils in a different way (Yasui & Tsukuda, 1983). As reported by the authors, the occurrence of the film boiling in water-soluble fluids lowers the heat transfer coefficient of the fluid to almost the same as air. As a result, the cooling performance in these fluids deteriorates to become almost the same as in dry. This effect was noticed by Webster *et al.* (1995), who measured the hydrodynamic pressure in the grinding zone for different depth of cut. They detected in the tests that a negative pressure, caused by the siphoning effect, exists immediately after the grinding wheel has passed over the pressure port. In case of dry grinding, no negative pressure was presented in the plots. The most obvious cause of the positive pressure peak is that film boiling is occurring in the grinding zone, causing the fluid turn to superheated vapor, canceling out the siphoning effect

that creates the negative pressure. Since the physical properties of water-soluble fluids are almost the same as water, the film boiling seems to occur at the temperature in slight excess of 100 °C. On the contrary, the cutting oil is a mixture of different oils having different boiling temperature and its average boiling point is about 300 °C. Therefore, at a rougher grinding conditions, the effect of film boiling is more critical when a water-soluble fluid is applied.

2.3.3. The grinding wheel type influence in the residual stresses

As discussed before, the thermal damage and the onset of tensile residual stresses in grinding are function of the generated energy due to the machining process. The maximum grinding temperature in the workpiece surface depends on that generated energy and the portion of heat that flows through the workpiece instead of other elements. Besides the cutting fluid, the grinding wheel specification and its topography have significant influence in the generated heat and its dissipation through the grinding zone.

According to Kohli *et al.* (1995) that 60-75 percent of the grinding energy is transported to the workpiece as heat with an aluminum oxide abrasive wheel, as compared to only 20% with CBN wheels. The CBN and Al₂O₃ grinding wheels can lead to different energy partition, mainly due to the differences in the mechanical and thermal properties of their abrasive grains (Chen *et al.*, 2000). The thermal damages are decreased when CBN grinding wheels are used (Malkin, 1985). The burn rarely occurs and the residual stresses are mainly, compressive (Tönshoff & Grabner, 1984; Vansevenat, 1989). It indicates that lower grinding temperatures are generated in the grinding zone. According to Kohli *et al.* (1995), these lower temperatures are function of the lower grinding energy when used CBN grinding wheels. It is function of the higher CBN grain Knoop hardness when comparing with the conventional one (The CBN one is 4,500 and the Al₂O₃ is 2,500 Kgf/mm²). The higher CBN grains hardness keeps the grinding wheel sharpness for longer periods, reducing the grains wear and the plowing and sliding energies. Besides, the lower energy partition with CBN grinding wheels is function of its higher CBN grain thermal conductivity. It is approximately 40 times higher than of Al₂O₃ (CBN grain thermal conductivity 3.3 and Al₂O₃ 0.08 cal/°C.cm.s) (Brinksmeier, 1986). Consequently, more heat is conducted out of the grinding zone through the grinding wheel instead of the workpiece (Lavine *et al.*, 1989).

Due to the differences in the abrasive grain properties (mechanical and thermal) the CBN grinding wheels, can produce, in most of the cases, compressive residual stress (Brinksmeier *et al.*, 1982). Although, Al₂O₃ grinding wheels can only generate compressive residual stress after dressing. With the increase of the amount of material removed, the residual stresses increase towards tension. On the opposite, CBN is much less sensitive against material removal variations and guarantees compressive residual stresses after long grinding times (Brinksmeier *et al.*, 1982).

The wheel dressing is found to be a parameter with a great impact upon the grinding wheel topography and thus upon the heat generation in the cutting process (Brinksmeier *et al.*, 1982). Coarse dressing produces a wheel surface that is open and free cutting. On the other hand, a closed grain structure in the wheel results in wheel surfaces that are not free cutting which leads to an increased thermal impact. Tensile residual stresses increase although the surface quality is improved in most cases. After dressing, CBN grains reveal a finely structured surface with secondary cutting edges. They ensure a good chip formation and enable the cutting fluid to penetrate between the individual edges. So the conditions of lubrication and cooling are improved. Al₂O₃ grains, however, show often flat grain surfaces which lead to an increase of forces and thus friction induced heat (Brinksmeier, 1986).

For residual stress generation, not only the condition of the grinding wheel in use is important, but also the selection of the grains, bond, structure and hardness. A soft wheel can require more dressing time, particularly in form grinding; however, it can be advantageous to use because less stress is produced. This is due to the fact that grain blunting, which means heat generation by friction can't arise because the grain breaks out if the tangential force exceeds a certain value. In contrast to the conventional aluminum-oxide wheel, the wear behavior from CBN wheels is completely different. Due to the hardness of CBN, no blunting can be observed by scanning electron microscope but only splintering which does not restrict the sharpness. Therefore, less heat arises in the cutting zone with the consequence that only compressive residual stresses are produced. With increasing CBN wheel concentration, the residual stresses shift to compression (Brinksmeier *et al.*, 1982). Using CBN wheel with small grain size, the conditions of residual stresses become more favorable. The tangential forces are lower for small grain sizes, which thus lead to a reduced amount of generated heat. The disadvantages of large grains are that they are leveled to a flat surface by the dressing tool. This increases the tangential force and prevents also the grinding fluid to penetrate between the cutting edges. Less compressive residual stresses are the result (Brinksmeier, 1986).

Besides the abrasive grain material, grinding wheels do also consist of bond material and pores as chip space. In general, Al₂O₃ wheels have ceramic bond whereas different types of bonds are offered for CBN wheels, depending on the operation tasks. Due to the thermal properties, the different types of bonds can also have influence on the thermal events in the contact zone between wheel and workpiece. According to Brinksmeier (1986), the highest amount of compressive residual stresses was achieved by metal-bonded wheels, concluding that the bond conductivity can influence the energy partition.

3. Aspects that affect the cutting fluids performance

According to Webster (1999), the coolant flow rate of coolant applied to a grinding process is not directly linked to the cooling effectiveness in the grinding contact zone. A misplaced jet, low jet velocity, deflection of the jet, excess jet

dispersion, low wheel porosity, etc, can influence the amount of fluid that can be pumped by the wheel through the grinding zone and hence the amount of energy that can be removed by the process.

The main problem with coolant application is the air barrier that has to be overcome. It can be done by matching the coolant jet speed to the wheel peripheral velocity. However, poor nozzle design and machine plumbing lead to a dispersed jet when the fluid pressure is increased in order to raise the jet exit velocity (Webster, 1999).

The performance of the cutting fluids will be improved if the cutting fluid delivery system is optimized (Webster, 1995). It means that all the delivery system (pump, nozzle design, and pipes) must be managed to obtain high quality workpieces. Round nozzles, based on a fire hoses ones (Rouse *et al.*, 1952) can improve jet coherence (Webster, 1995). The representation of the new round nozzle is shown in Fig. (1) (Webster, 1995):

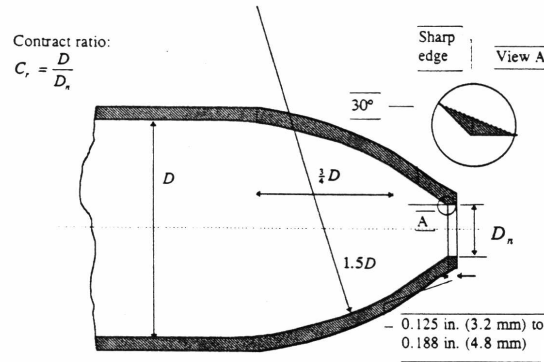


Figure 1. Fire hose nozzle based on Rouse *et al.*, (1952) cited by Webster (1995).

where: C_r is the contraction ratio; D is the diameter of nozzle feed pipe. D_n is the diameter of nozzle exit.

The jet velocity should be increased to match the grinding wheel speed to overcome the air-barrier created by the grinding wheel movement. According to Webster (1995, 1999) a matched wheel-to-coolant speed ratio is optimum for most applications, except where pump cost or power consumption is excessive. The velocity of the coolant is proportional to the square root of the nozzle entrance pressure. In other words, four times more pressure is required to double the jet velocity. In Equation (1), Bernoulli states that (Webster, 1999):

$$P \propto 0.5 \rho v_j^2 \tag{1}$$

where: P is the pressure drop across the nozzle (line pressure), ρ is the density of the fluid and v_j is the jet velocity.

In high speed grinding (above 100 m/s), large amount of cutting fluid is required in order to match the cutting speed. The velocity of the coolant jet is proportional to the square root of the nozzle entrance. The values in high speed grinding can surpass 40 bar (Webster, 1999), leading to pump cost limitations.

Besides matching the jet velocity to the cutting speed, the required cutting fluid flow rate to effectively lubricate and promote convective heat transfer is extremely difficult to predict. It is essential to prevent the thermal damage and the geometrical workpiece errors (Webster, 1999). Factors such as wheel porosity, pump pressure, workpiece thermal sensitivity, fluid lubricity, wetting ability, and stock removal rate influence in the selection of the cutting fluid flow rate specification. It can vary depending on the cutting fluid and grinding wheel types, the workpiece material, the stock removal, the dimensional and geometrical tolerances and the required surface and mechanical properties of the ground component. Therefore, besides matching the peripheral grinding speed, the required flow rate must be applied and the cutting fluid must be delivered in a coherent way (appropriate nozzle design).

According to Klocke *et al.* (2000) only a specific quantity of cooling lubricant can flow through the grinding gap contributing to reduction in the friction between the grinding wheel and the workpiece. This means that increasing the coolant flow rate beyond the rate, which can be conveyed through the grinding gap, tends to solely increase the normal force without benefiting the grinding process. One possible means of eliminating coolant flows, which are superfluous for the grinding process itself, is to use shoe nozzles. One possible geometry is depicted in Fig. (2), Klocke & Beck (1998) cited by Klocke *et al.* (2000).

The shoe nozzle is especially suitable for high-speed CBN grinding with cutting oil (Klocke *et al.*, 2000). The nozzle tightly encloses the grinding wheel on three sides. The oil is fed under almost no pressure to a reservoir inside the nozzle. From here, it is accelerated by the grinding wheel itself into a narrow gap, merging near the contact point, where it travels at the circumferential wheel velocity, clinging to the surface of the grinding wheel. This method almost eliminates coolant flows, which pass by the grinding gap without being used. In the experiments (Klocke *et al.*, 2000), hydrostatic pressure was measured only from about 0.5 l/min.mm, sensitively reducing the required flow rate for the studied case. Although, an increased flow rate must be necessary to prevent errors of shape and size and must be select for each case.

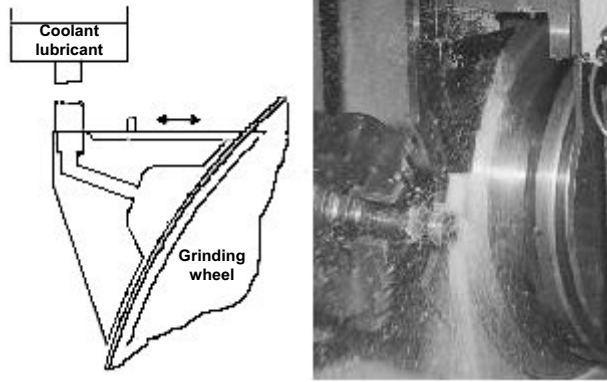


Figure 2. Shoe nozzle under operation (Klocke *et al.*, 2000).

An effective filtration is also an important factor that must be applied if quality workpieces are desirable to be ground. The filtration is extremely important if CBN wheels will be used. According to Leal (1993), the grinding wheel will become loading earlier if the cutting fluid has an excessive amount of abrasive particles and chips. As a result, the number of dressing operations will increase, resulting in an increase of the grinding costs. If there is a poor filtration, the problems observed in the high pressure pumps used when grinding with CBN wheels will increase, due to the abrasion between the grinding wheel particles presented in the cutting fluid and the internal parts of the pumps used.

4. Test methodology

The grinding tests of the inlet engine valves were performed in a CNC cylindrical grinding, SULMECÂNICA, model RUAPH 515-CNC. The material of test specimens was the chrome-silicon steel SAE HVN-3 (DIN X 45 CrSi 9 3), tempered and quenched, 60 HRC, in a cylindrical shape. Its final diameter was 23.8 mm and it was 35 mm long. Before the grinding tests, and after the tempering, the test specimens were turned, in order to correct their dimensional and geometrical errors. This operation was performed using an EMCO turn, model Turn 120, with the following cutting conditions: cutting speed (v_c) = 67 m/min; feed (f) = 50 mm/min. The insert used has the CCMT 09 T3 08 – UR ISO specification and a SCLCL 1212 D09 tool holder. The cutting fluid used was 5% soluble oil.

Four different types of cutting fluid were tested: a cutting oil, an E.P. mineral oil without chlorine additives and nitride; 8% soluble oil (vegetable emulsion), a biodegradable vegetable soluble oil; 8% soluble oil (mineral emulsion), a mineral emulsion with non-chlorine E.P. additives and 8% synthetic fluid. The cutting conditions applied in the grinding tests were: cutting speed (v_s) = 60 m/s; workpiece diameter (d_w) = 23.8 mm; plunge speed (v_j) = 1.2 mm/min; h_{eq} = 0.025 μ m; grinding wheel penetration (a) = 200 μ m, grinding width (b) = 15 mm. The spark-out time was 5 seconds.

In order to evaluate the most appropriated type of cutting fluid to be used in the inlet valve grinding, the cutting fluid application system was improved. A new round nozzle based on Rouse *et al.* (1952) was developed, with exit diameter (D_n) equal to 6 mm. It is shown in Fig. (3). A 5-bar pressure pump was installed. It permitted the maximum jet velocity (v_j) equal to 34 m/s (approx. flow rate equal to 3,500 l/h) for the less viscous cutting fluid and 31 m/s (approx. flow rate equal to 3,100 l/h), when using the most viscous cutting fluid (cutting oil). Thus, the maximum ratio v_j / v_s , assigned as V^* , applied in this research was, approximately, equal to 0.5. The new round nozzle installed in the grinding machine under operation is also shown in Fig. (3).

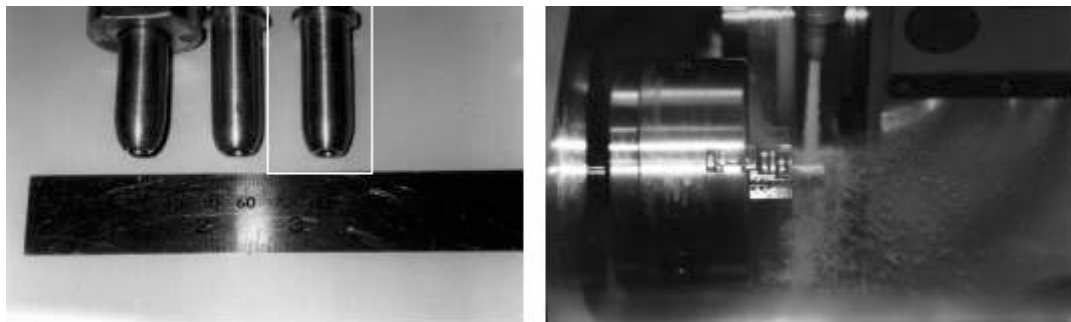


Figure 3. On the left, the round nozzles developed based on Rouse *et al.* (1952) and Webster (1995) (6 mm- D_n nozzle in detail). On the right, the new round nozzle under operation.

The tests were performed using a 19A100SVHB grinding wheel, dressed with dressing overlap (Ud) equal to 8, reproducing in the laboratory the same dressing condition and grinding wheel adopted in the TRW factory, where this grinding is performed on semi finishing and finishing operations. In order to verify the grinding wheel type influence in the outlet parameters, a CBN grinding wheel B76R125V12 was also tested, trued using a diamond rotator disc with speed-ratio equal to 0.7 positive, i.e., the velocity of the rotator disc was 0.7 of the grinding wheel velocity.

In order to verify the influence of the grinding wheel wear in the outlet parameters, for each trial, varying the cutting fluid and grinding wheel types, 103 grinding cycles were performed with the cutting conditions mentioned later. The radial wheel wear was also evaluated in order to verify the cutting fluid influence in this parameter.

The residual stress were measured using a 4 circles diffractometer SIEMENS, model D5000, using chrome as an X-ray radiation. To the determination of the nominal values of residual stress were used the $\sin^2\psi$ two exposure method, according to the Information Report SAE J784a (1971). In this experimental procedure, it is possible to analyze the normal residual stress (σ_n) and the shearing stress (τ) adjusting curves that related the crystallography plane interplanar distances (d) versus $\sin^2\psi$, where ψ is the workpiece incline angle. The X-ray residual stress measurements were performed at the Materials Characterization Center (CCDM), located at the São Carlos Federal University (UFSCar), in São Carlos, Brazil. The Fig. (4) presents the direction of the measured residual stress.

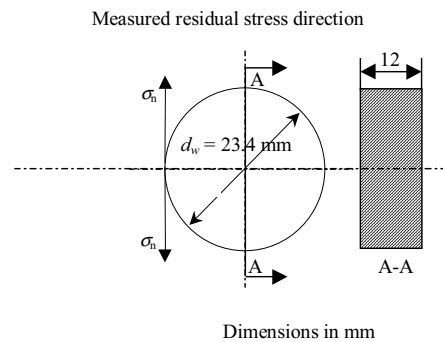


Figure 4. Measured normal residual stress direction

The residual stress values obtained refer to the stresses measured at $15\ \mu\text{m}$ below the surface, due to the x-radiation type used (Chrome) and the atomic plane (110) of the electron iron (alfa phase) analyzed. The Young's modulus and the Poisson coefficient applied values were in agreement with appropriated technical data for the electron iron, plane (110). The 2θ scanning angle range was 65 to 72 degrees, with steps of 0.1 degree, with exposure time equal to 4 seconds. The workpiece incline angle (ψ) range was -60 to 60 degrees, with measures performed at each 10 degrees.

The wheel wear profile was measured a TESA displacement gauge, model TT10.

5. Results and discussion

5.1. Residual stress results

The average residual stress values after tempering and turning were 425 MPa tensile and 450 MPa compression, respectively. Analyzing these results, it was possible to verify that, after turning, all the test specimens presented compression residual stresses, due to the machining process used to correct their geometrical and dimensional errors. The state of compression indicates that, before the grinding tests, non-thermal damage was imposed during the turning.

The Figure (5) presents the residual stress values for each cutting fluid and grinding wheel tested. It is possible to verify that, after the dressing operation, for the first grinding cycle, almost all of the cutting fluids can generate compressive residual stress, except the synthetic one, when grinding using the conventional grinding wheel. It seems that, even using the conventional wheel, compressive residual stresses can be generated for the first grinding cycles. With the grinding wheel still sharp, less heat is generated and, even with the poor conductivity properties of the conventional grinding wheel grains it is still possible to expect compressive residual stress. This fact is also observed by Brinksmeier (1986). Although, due to the lower abrasive grain hardness and thermal conductivity when compared with the CBN grains, as the amount removal material increases, the residual stresses measured after grinding using the conventional grinding wheel shift to tension, for all the water-soluble cutting fluids tested. In all the CBN grinding tests, due to the best thermal and mechanical properties of the CBN grains, the generated residual stresses are compressive and presented a stable behavior, guaranteeing compressive values for all the grinding cycles. The lower energy partition obtained when using CBN grinding, combined with the great ability of keeping the wheel sharp lead to a double benefit. Less heat is generated, due to its sharpness maintenance for long periods of time, which favors the cutting instead of the plowing and the less heat is more easily dissipated through the wheel instead of the workpiece. There is a decrease in the maximum grinding temperatures and the thermal damage rarely occurs. The mechanical action of the abrasive grains is predominant over the thermal effects, leading to compressive residual stresses.

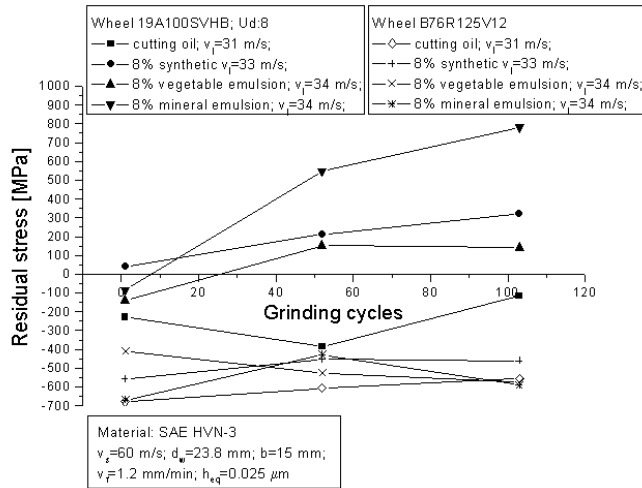


Figure 5. Residual stress values measured after the grinding tests.

As also observed by Brinksmeier *et al.* (1982), the fine dressing operation performed in the conventional grinding wheel ($Ud = 8$) created a closed grain structure in the wheel. Combined with the poor mechanical and thermal abrasive grain properties, these facts resulted in wheel surfaces that are not free cutting, which accelerated and increased the thermal impact.

Regarding only to the grinding wheel type, the CBN one presented the best residual stress results, do not depending of the cutting fluid type.

It was possible to verify that the cutting fluid type has a great influence in the residual stress behavior, mainly when conventional grinding wheel is used.

According to the results, even so the cutting oil has a poor convection heat transfer when compared with the water-based ones, it was the only one that could result on the workpiece compressive residual stresses, for all the cycles, when using the conventional grinding wheel. This fact is related with the superior lubricant ability of this cutting fluid. As also observed by Hitchiner (1990), the cutting oil promotes the cutting rather than plowing and sliding, keeping the wheel sharp, due to the friction reduction between the abrasive grain and the workpiece. Consequently, there is a decrease in the specific grinding energy (Malkin, 1989), in the maximum grinding temperatures and in the thermal damages. This feature of residual stress reduction when using cutting oil and conventional grinding wheel are also observed by Brinksmeier *et al.* (1982). Even the water-miscible cutting fluids having a higher heat transfer capability when comparing with the cutting oil, this advantage can not imply in any improvement in the residual stress, due to the film boiling effect. This effect can more easily occur when using conventional grinding wheels and water-miscible fluids, due to the higher grinding temperatures and the lower boiling point of these fluids (approx. 100 °C), which can be easily surpassed when using this type of grinding wheel. It seems that the cutting oil with higher lubricant capability can outweigh its poor heat transfer ability through the reduction of friction and the abrasive wear, leading to less heat generation.

The same behavior of decreasing the residual stresses when using different types of cutting fluids could not be observed in the CBN grinding wheel tests. It seems that due to the superior thermal and mechanical properties of its abrasive grains, the amount material removal performed in each test (103 grinding cycles removing, in volume, 194 mm³ of material) were not sufficient enough to cause sharpness reduction in the CBN grinding wheel.

Consequently, in order to evaluate the ability of the cutting fluid type in reducing the grinding wheel wear, the radial wheel wear was measured.

5.2. Radial wheel wear results

The radial wheel wear values, measured after each test, varying the cutting fluid and the grinding wheel types were presented in Fig. (6).

Analyzing the radial wheel wear results, it can be noticed that the lower values were obtained in the CBN tests. It was already expected due to its grain better mechanical properties (Knoop hardness) when comparing with the Al₂O₃ ones.

It was also possible to verify that the wheel wear can be significantly reduced if cutting fluids with high lubricant ability were used. The cutting oil significantly reduced the radial wheel wear for both grinding wheel tested. As observed by Carius (1989) cited by Webster (1995) and Hitchiner (1990), the cutting oil, due to its higher lubricity, makes the wheel sharper, inhibiting glazing and capping of the grits by the decrease of the coefficient of friction. When using the conventional grinding wheel, it can be seen that the decrease in the lubricity capacity of the cutting fluid (cutting oil to the synthetic) leads to the increase in the radial wheel wear. The thermal grain shock caused mainly when the combination of Al₂O₃ grit and water-based coolants is used may have a contribution in the higher wheel wear

detected in the tests. The significant reduction in the abrasive wheel wear when using the cutting oil confirms its ability in favoring the cutting instead of plowing, reducing the generated energy and keeping the wheel sharp, due to the friction reduction between the abrasive grain and the workpiece. This reduction in the generated heat permitted the prevailing of compressive residual stresses when grinding with the conventional wheel and oil as a cutting fluid.

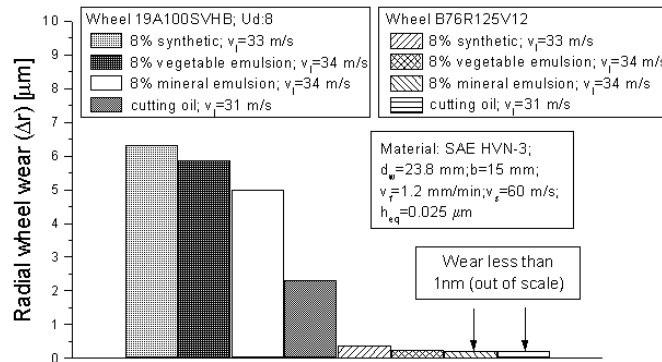


Figure 6. Radial wheel wear values.

According to the wear results, the cutting fluid type can drastically effect the behavior of the CBN wheels. Due to its poor induced porosity, the bond wear due to chip abrasion is critical and can be accelerated depending on the cutting fluid type. The wheel wear was completely eliminated when cutting fluids with high mineral oil content were used (see results for cutting oil and mineral emulsion). Under pressure, the lubricant ability of these fluids can decrease the friction between the workpiece and grain and, chips and bond. Besides, due to the film boiling, as observed by Leal (1993), when using water-soluble fluids, water vapor is formed and can react with the CBN forming the B₂O₃ in the CBN grain surface, preventing its oxidation. Although, as the B₂O₃ is soluble in water, the oxidation is still running, causing the degradation of the cutting edges of the CBN grains, accelerating its degradation. When using the cutting oil, with consequently no water present, this chemical reaction does not occur, preventing the chemical degradation of the CBN grains. The significance of this mechanism is still unknown, since its verification and measurement is difficult to perform.

6. Conclusions

According to the results obtained in this research, the authors conclude that:

The magnitude and the type (tension or compression) of the residual stress due to grinding can be influenced by the cutting fluid and the grinding wheel types.

The use of CBN grinding wheels can significantly reduce the thermal damage in grinding, and, consequently, permit the generation of compressive residual stresses on the ground material surface. These stresses, instead of thermally induced ones, arise due to the prevailing of the plastic deformations caused by the abrasive grain. The conventional grinding wheels can also generate compressive residual stresses, although with less intensity and only for the first grinding cycles or when a suitable cutting fluid is applied (cutting oil). With the increase of the removed material, the residual stress tendency is shifted to tension. On the other hand, the compressive residual stresses generated when grinding with CBN wheels are greater in intensity and much less dependent of the removed material.

The cutting fluid type can sensibly influence the grinding residual stresses and the radial wheel wear. When grinding with conventional wheels, the use of cutting oils can allow the generation of compressive residual stresses in the workpiece, even using a grinding wheel that its grains have inferior mechanical and thermal properties than the CBN ones. When comparing to the other cutting fluids, the superior lubricant ability of the cutting oil reduces the coefficient of friction between grain and workpiece and promotes the cutting instead of plowing. It keeps the wheel sharp, reduces the generated heat in grinding and decreases the thermal damages.

Due to the film boiling, the cooling properties of the water-miscible fluids can be neglected and don't cause any improvement in the reduction of the grinding residual stresses. The absence or poor mineral oil content of some water-miscible fluids lead to any significant reduction in the abrasive workpiece coefficient of friction, neither in the spent grinding energy. The increase in the mineral oil content can significantly reduce the radial wheel wear, mainly when grinding with CBN wheels. Chemical reactions in the CBN grains when using water-miscible fluids can lead to a premature abrasive wear.

For the inlet engine valves grinding, regarding to the residual stresses and radial wheel wear results, the CBN wheel and the cutting oil are the best combination to perform this grinding operation. Although, special requirements are needed to use this combination. An effective truing operation is essential to exploit all the benefits of the CBN grains. Special requirements are also necessary to ensure the safety use of cutting oils. Chlorine and nitride additives must not be used in the fluid formulation. The operator must be protected against the continuously contact with this type of cutting fluid. The grinding machine must be encapsulated, not permitting that the grinding operator inhales the oil spray

formed during the cutting fluid application. Anti-flame accessories must be installed in the machine. The cutting fluid disposal procedures must follow environmental rules established by governmental agencies.

Further investigations about the microstructure before and after grinding are needed in order to identify the source of the tensile residual stresses (microstructure changes or thermal cycles or a combination of the two events) observed in the ground workpieces in this research.

7. Acknowledgments

This research was supported by **FAPESP** and was performed in **FE - UNESP Bauru – São Paulo**, in collaboration with the **NUMA (OPF Group)**, located in the **EESC – USP São Carlos – São Paulo**, and with the following companies: **HOUGHTON DO BRASIL**, **MASTER DIAMOND FERRAMENTAS LTDA.**, **TRW DO BRASIL**, **DE BEERS DO BRASIL** and **SAINT GOBAIN ABRASIVES**.

8. References

- Brinksmeier, E., 1986, "A Model for the Development of Residual Stresses in Grinding", In: NIKU-LARI, A. Advances in Surface Treatments. 5.ed. Pergamon Press, vol. 5, pp.173 a 189.
- Brinksmeier, E.; Cammett, J. T.; König, W.; Leskovar, P.; Peters, J.; Tönshoff, H. K., 1982, "Residual Stresses – Measurement and Causes in Machining Processes", Annals of the CIRP, v. 31/2, pp. 491-510.
- Chen, X.; Rowe, W. B.; McCormack, D. F., 2000, "Predicting the Transitional Boundary of Tensile Residual Stress in Grinding", Abrasives Magazine, Feb. /Mar. pp. 28-35.
- Guo, C.; Malkin, S., 1992, "Analysis of fluid through grinding zone". ASME Journal of Engineering for Industry, v. 114, pp. 427-434.
- Hitchiner, M. P., 1990, "Precision Grinding Systems for Production Grinding with Vitriified CNB" SME Technical Paper MR90-507, pp. 1-11.
- Howes, T., 1990, "Assessment of the cooling and lubricate properties of grinding fluids" Annals of the CIRP., v. 39/1, 1990, p. 313-316.
- Klocke, F.; Baus, A.; Beck, T., 2000, "Coolant Induced Forces in High Speed Grinding with Shoe Nozzles", Annals of the CIRP, v. 49/1, pp. 241-244.
- Kohli S.P., Guo, C.; Malkin, S., 1995, "Energy Partition for Grinding with Aluminum Oxide and CBN Abrasive Wheels". ASME Journal of Engineering for industry, v. 117, pp. 160-168.
- Lavine, A. S.; Malkin, S., 1990, "The Role of Cooling in Creep-Feed Grinding", International Journal of Advanced Manufacturing Technology, v. 110, pp. 1.
- Lavine, A.S., Malkin, S.; Jen, T.C, 1989, "Thermal Aspects of Grinding with CBN Abrasives", Annals of the CIRP, v. 38/1, pp.557-560.
- Leal, J., 1993, "La filtración en los procesos de retificado com muelas de borazon", Filtrations News, vol. VIII, p. 1-8.
- Malkin, S., 1985, "Current Trends in CBN Grinding Technology", Annals of the CIRP., v. 34/1, pp. 557-560.
- Malkin, S., 1989, "Grinding Mechanisms" e "Grinding Temperatures and Thermal Damage", In: Malkin, S. Grinding Technology: theory and applications of machining with abrasives. 1.ed. Chichester, Ellis Horwood Limited, Cap. 5 e 6, pp.108 a 171.
- Moulik, P. N.; Yang, H. T. Y.; Chandrasekar, S., 2001, "Simulation of thermal stresses due to grinding", International Journal of Mechanical Sciences, v. 43, pp. 831-851.
- Rouse, H., Asce, M., Howe, J.W; Metzler, D.E., 1952, "Experimental Investigation of Fire Monitors and Nozzles, 117th ASCE Transactions.
- SAE J784a, 1971, "Residual Stress Measurement by X-ray Diffraction" Society of Automotive Engineers, Inc., Second Edition, pp. 1-119.
- Shaw, M. C., 1984, "Grinding Temperatures", Proceedings of the 12th North American Research Conference, Society of Manufacturing Engineers, Dearborn, MI, USA, pp. 304.
- Snoyes, R.; Maris, M.; Peters, J., 1978, "Thermally Induced Damage in Grinding", Annals of the CIRP, v. 27/2, pp. 571-581.
- Tönshoff, H. K.; Grabner, T., 1984, "Cylindrical and Profile Grinding with Boron Nitride Wheels" Proceedings of the 5th International Conference on Production Engineering, Tokyo, pp. 326-343.
- Vansevenant, IR. E., 1989, "An Improved Mathematical Model to Predict Residual Stresses in Surface Plunge Grinding", Annals of the CIRP., v. 36, pp. 413-416.
- Webster, J. A.; Cui, C.; Mindek, R. B., 1995, "Grinding Fluid Application System Design", Annals of the CIRP, v. 44/1, pp.
- Webster, J., 1995, "Selection of Coolant Type and Application Technique in Grinding". Supergrind, pp. 205-218.
- Webster, J., 1999, "Optimizing Coolant Application Systems for High Producing Grinding". Abrasives Magazine, Oct. /Nov. pp. 34-41.
- Yasui, H.; Tsukuda, S., 1983, "Influence of Fluid Type on Wet Grinding Temperature", Bull. Japan Soc. of Precision Engineering., n.2, v. 17, pp. 133-134.
- Ye, N. E., Pearce, T. R. A., 1984, "A comparison of oil and water as grinding fluids in the creep-feed grinding process, Proc. of I. Mech. E., 198B, pp. 229-237

DESGASTE DE FERRAMENTAS EM TORNEAMENTO COM ALTA VELOCIDADE DE FERRO FUNDIDO GG25

Tadeu Tomio Sudo

Universidade de São Paulo – Departamento de Engenharia Mecânica
Av. Dr. Carlos Botelho, 1465 – 13560-250 – São Carlos – SP – Brasil
ttsudo@sc.usp.br

Aldo Braghini Junior

Universidade de São Paulo – Departamento de Engenharia Mecânica
Av. Dr. Carlos Botelho, 1465 – 13560-250 – São Carlos – SP – Brasil
aldobj@sc.usp.br

Reginaldo Teixeira Coelho

Universidade de São Paulo – Departamento de Engenharia Mecânica
Av. Dr. Carlos Botelho, 1465 – 13560-250 – São Carlos – SP – Brasil
rtcoelho@sc.usp.br

Resumo. O ferro fundido cinzento é largamente aplicado na área automobilística. Usinagem com alta velocidade é uma tendência atual na busca por aumentos de produtividade, com a possibilidade de se obter ótima qualidade superficial, possivelmente eliminando processos subsequentes. Aliado à questão de qualidade ambiental, as operações de usinagem têm-se voltado para usinagem a seco ou com mínima quantidade de lubrificante (MQL). Este trabalho estuda o desgaste de ferramentas em torneamento com alta velocidade de ferro fundido cinzento GG25 através de usinagem a seco e com MQL. Utiliza-se, em operação de faceamento, ferramenta de metal duro com cobertura (TiCN/Al₂O₃/TiN) e cerâmica mista (Al₂O₃-TiC), usando velocidades de corte muito acima dos valores tradicionais. Comparativamente o desgaste é significativamente menor na cerâmica. O desgaste de flanco é predominante e os principais mecanismos de desgaste são abrasão mecânica e delaminação. O aumento do avanço mostra uma diminuição do desgaste de flanco. Alterando-se a relação entre a vazão de óleo e a de ar, na lubrificação MQL, pode-se reduzir o desgaste de flanco. Em todas as condições testadas, o sistema MQL mostra ser capaz de reduzir a rugosidade superficial Ra.

Palavras chave: ferro fundido cinzento, usinagem a seco, MQL, usinagem com alta velocidade, torneamento com alta velocidade

1. Introdução

Industrialmente, utiliza-se muito o processo de torneamento de ferro fundido, principalmente na indústria automobilística. É possível obter ótima qualidade superficial devido à evolução dos materiais para ferramentas e das máquinas-ferramentas. Segundo Ezugwu et al (1995), o melhor material para ferramenta para dada operação não é necessariamente aquele que proporciona maior vida da ferramenta ou é de menor custo. Confiabilidade e previsibilidade de desempenho são também importantes na escolha das ferramentas de corte, particularmente com o aumento da automação industrial. A habilidade de prever, com precisão e eficiência, o desempenho da ferramenta durante a operação de usinagem melhora a usinagem dos componentes, reduz-se, assim, significativamente, o custo de usinagem (o qual às vezes pode ser tão alto quanto 70% do custo total de fabricação).

Atualmente, a usinagem altamente eficiente é a chave para obtenção de resultados bem-sucedidos do sistema de manufatura ágil para melhorar a flexibilidade até seu limite, sem reduzir a produtividade. Os principais métodos práticos para melhorar a eficiência da usinagem são: aumento da velocidade de corte, o que equivale a usinagem com alta velocidade; integração de diversos processos de usinagem em um processo e desenvolvimento de um novo método de usinagem pela melhoria radical da usinagem tradicional (Tomita, 1999). Devido à qualidade das ferramentas de corte, permite-se aplicação de velocidades de corte altíssimas e avanços excepcionais em diferentes processos de usinagem, chamados de HSM (*High Speed Machining*) e UHSM (*Ultra High Speed Machining*) (Machado, 1988). Aplicando altas velocidades de corte, diminui-se o tempo de produção que é um dos fatores mais importantes dentre os que influenciam o custo de produção (Ferraresi, 1977).

Segundo Machado (1988), devido à grande quantidade de materiais para ferramentas no mercado, deve-se conhecer o processo e entender os mecanismos de desgaste das ferramentas para realizar uma ótima escolha, visando economia.

Além disso, a proteção ao meio ambiente assume cada vez maior importância nas técnicas de fabricação. Por exemplo, os fluidos de corte necessários para a usinagem convencional recebem aditivos. Os principais são: cloro, enxofre e fósforo. O cloro, por exemplo, libera dioxinas nocivas em temperaturas elevadas (Nakagawa, 2000). Para atender as normas da série ISO 14000 (Gerenciamento Ambiental), isto é, controle cada vez mais rigoroso da produção sem causar danos ao meio ambiente e garantia da segurança, os atuais custos dos fluidos de corte e seus cuidados (por exemplo, evitar o desenvolvimento bacteriano, armazenamento e eliminação dos fluidos) podem chegar a 15% dos custos da produção (Nakagawa, 2000). Um estudo conduzido pela DaimlerChrysler AG afirma que estes custos podem chegar a 17%, sendo que apenas 2 a 4% dos custos totais de produção são representados pela ferramenta (Novaski and Dörr, 1999).

Hoje não existe a possibilidade de eliminação total dos fluidos de corte em todos os processos de usinagem. Estudos recentes chamados de MQL (mínima quantidade de lubrificante), que é a utilização de mínima quantidade de fluido de corte (< 100 ml/h; Novaski and Dörr, 1999) ou a própria usinagem a seco com o desenvolvimento de materiais para ferramentas, visam a eliminação quase total ou total dos fluidos de corte.

1.1. Usinagem com alta velocidade

Atualmente, devido à necessidade de redução de custos e ao aumento da produtividade exigida como consequência do desenvolvimento da automação, usinagem com grande taxa de remoção de material é comum (Lo Casto et al, 1993; ASM, 1989a). O uso de altas velocidades de corte gera altas temperaturas, requerendo materiais para ferramentas com boas propriedades mecânicas, estabilidade química em alta temperatura e boa resistência às tensões induzidas termicamente (Lo Casto et al, 1993). Os principais mecanismos de desgaste são dissolução e difusão química (ASM, 1989a). Portanto, a estabilidade química do material da ferramenta é muito importante (Vleugels and Van der Biest, 1998), pois a contribuição relativa do desgaste químico no desgaste total cresce exponencialmente com a velocidade de corte.

Pode-se definir teoricamente usinagem com alta velocidade (HSM – *High Speed Machining* ou HSC – *High Speed Cutting*) para determinado material como a velocidade acima da qual a localização de cisalhamento desenvolve completamente na zona primária de cisalhamento. Mas não é uma boa definição do ponto de vista prático, para isso uma sugestão é quantificar: **usinagem com alta velocidade**: 600 a 1800 m/min; **usinagem com altíssima velocidade**: 1800 a 18000 m/min e **usinagem com ultra-alta velocidade de corte**: acima de 18000 m/min (ASM, 1989a).

Mas a definição prática anterior não considera o material a ser usinado, uma outra sugestão para usinagem com alta velocidade é a utilização de velocidades de corte cinco a dez vezes maiores que as utilizadas na usinagem convencional em função do material a ser usinado.

1.2. Usinabilidade de ferro fundido

Dependendo das condições de usinagem, algumas propriedades das ferramentas são mais importantes (Komanduri and Samanta, 1989). De acordo com DeBenedictis (1997), geralmente as principais propriedades desejadas para a usinagem de ferro fundido são a alta dureza a quente e a estabilidade química. Segundo Rotberg et al (1997), em torneamento com alta velocidade de ferro fundido os materiais típicos para ferramentas são: metal duro revestido com multicamadas de cerâmica, cerâmica à base de alumina (Al_2O_3), cerâmica à base de nitreto de silício (Si_3N_4) e nitreto cúbico de boro policristalino (PCBN).

Segundo Heath (1989), a microestrutura do ferro fundido cinzento é o principal indicador de sua usinabilidade. Uma redução no teor de ferrita livre ou um refinamento do espaçamento da perlita lamelar reduzem a usinabilidade (Voigt, 1999; DeBenedictis, 1997; Ezugwu et al, 1995; Heath, 1989). Além da influência da própria matriz ou a porcentagem relativa de ferrita e perlita presentes, os veios de grafita (quantidade, distribuição e tamanho) também são fatores importantes na usinabilidade.

Normalmente, a usinagem de ferro fundido cinzento não utiliza fluido de corte líquido, pois este pode carregar os minúsculos cavacos formados consigo, penetrando nas partes de atrito da máquina-ferramenta, aumentando o desgaste. Devido a esta usinagem a seco, a peça aquece bastante (dilata muito) e não permite obtenção de tolerâncias apertadas. Uma opção para operações de usinagem de acabamento é a utilização de ar comprimido como fluido refrigerante (Diniz et al, 1999), que pode não minimizar a possibilidade de desgaste das guias da máquina-ferramenta.

Atualmente quase todos os metais duros usados em usinagem de materiais ferrosos são com coberturas e as mais bem sucedidas para aplicações gerais em usinagem (usualmente em materiais ferrosos) são o TiC, TiN e Al_2O_3 (Graham, 1994).

A área de maior aplicação das cerâmicas é a usinagem do ferro fundido em peças da indústria automobilística, onde todas as categorias de cerâmicas podem ser usadas, dependendo de cada aplicação (Diniz et al, 1999; ASM, 1989b). No torneamento contínuo a seco de ferro fundido cinzento, dentre as classes das cerâmicas, segundo D'Errico et al (1997), as cerâmicas puras têm o melhor desempenho; sendo que para Bhattacharyya et al (1989), as cerâmicas mistas têm melhor desempenho que cerâmicas puras e a base de nitreto de silício. As cerâmicas mistas (principalmente as com TiN) e aquelas a base de Si_3N_4 são melhores que as cerâmicas brancas quando existe a variação térmica, exigindo material mais resistente a trinca térmica, sendo os a base de Si_3N_4 a primeira escolha (Diniz et al, 1999).

Katsumura et al (1989) estudam o desempenho de corte de ferramentas de cerâmica Al_2O_3 -TiC (25% - *hot-pressing*) no torneamento de ferro fundido cinzento em função do tamanho do grão de Al_2O_3 e verificam que grãos finos têm maiores desgastes de flanco. Mas segundo Katsumura et al (1993), as cerâmicas mistas (Al_2O_3 -TiC, *hot-pressing*) contendo maiores teores e tamanho de grãos mais finos de TiC mostram maiores desgastes de flanco (V_B) no torneamento de ferro fundido cinzento. Já no caso de torneamento de ferro fundido nodular, V_B diminui com o aumento do teor de TiC, mas o tamanho de grão não afeta V_B . Takahashi (1998) encontra a mesma relação no torneamento de ferro fundido cinzento com cerâmica branca Al_2O_3 -TiC.

Ezugwu and Tang (1995) analisam o desgaste de ferramentas de cerâmica mista Al_2O_3 -TiC no torneamento de ferro fundido G-17 com $v_c > 500$ m/min. Concluem a geração de alta temperatura e tensões (compressão e tração) durante usinagem, deste modo aumenta o desgaste de flanco. Diniz et al (1999) e Mehrotra (1998) concluem que as cerâmicas a base de nitreto de silício são mais adequadas para torneamento em desbaste e operações com corte interrompido ou

variação térmica, e as cerâmicas a base de óxido são mais adequadas para a usinagem em acabamento e semi-acabamento de fundidos de boa qualidade sob condições de usinagem estáveis.

Com relação à estabilidade química, a alumina (Al_2O_3) é a cerâmica mais quimicamente inerte, enquanto o nitreto de silício (Si_3N_4) e o carboneto de silício (SiC) são mais reativos com o cobalto e o ferro (Komanduri and Samanta, 1989). Silva et al (1998) observam que as ferramentas de nitreto de silício apresentam a mais alta resistência ao desgaste pela dissolução quando usina ferro fundido cinzento, ao contrário da usinagem de aços, onde o desgaste químico pela afinidade por dissolução no metal é o limitador de usinagens com alta velocidade.

1.3. Fluidos de Corte

Em altas velocidades de usinagem, a refrigeração é a função mais importante dos fluidos de corte (Nachtman, 1989). Segundo Ruffino (1977), através de apenas duas vias o fluido de corte líquido e gasoso pode atingir a região onde é necessário: superfície de saída (meio mais empregado) e de folga (meio que tem apresentado melhores resultados em ensaios comparativos) da ferramenta de corte.

Um correto procedimento de usinagem é o contato reduzido com os fluidos de corte, pois estes têm alguns componentes tóxicos, tais como: bactericidas, aditivos EP, antioxidantes, inibidores de corrosão e corantes (Nachtman, 1989). Portanto, o fluido de corte não pode entrar em contato com o ser humano, e as formas possíveis de sua assimilação pelo homem são: pelo estômago – sistema digestivo (assimilação oral); pelos órgãos respiratórios; e pela pele e membranas mucosas (Heisel et al, 1998).

Os fluidos de corte podem provocar diversos males à saúde (Burges, 1997; Sahm and Schneider, 1996; Nachtman, 1989). Os possíveis micróbios existentes nos fluidos de corte são frequentemente sub classificados em bactérias e fungos (bolors ou mofo e germes) e podem crescer em fluidos de corte à base de água em taxas extremamente altas, depende das condições e do tipo de micróbio (Nachtman, 1989).

Com relação às dimensões das partículas na névoa gerada nos processos de corte, as partículas grandes (maiores que 8 μm) originam-se da pulverização e respingo de fluidos de corte, e névoas finas (0,1 a 1,0 μm) são produzidas no ponto de corte devido às forças de corte e alta temperatura (Burges, 1997). Em um estudo, nota-se que há bactérias presentes em partículas maiores que 2 μm , enquanto que bactérias não são percebidas em partículas menores que 1 μm (Burges, 1997).

Além dos efeitos biológicos, a utilização dos fluidos de corte traz diversas desvantagens, tais como:

- 17% dos custos de produção são decorrentes da utilização de fluidos de corte (Novaski and Dörr, 1999; Sahm and Schneider, 1996). Segundo Narutaki et al (1997), no final da década de 90, nos EUA o custo de usinagem é estimado em \$300 bilhões/ano e o custo associado com o uso de fluidos de corte é estimado aproximadamente 16% do custo de usinagem;
- Huston et al (1998) presumem que dentro de algum tempo os custos associados à aquisição, à manutenção e à eliminação dos fluidos de corte excederão os benefícios do seu uso;
- Riscos ambientais de armazenamento e eliminação dos fluidos (Novaski and Dörr, 1999; Heisel et al, 1998);
- Adequação as leis ambientais;
- Saúde dos trabalhadores e qualidade do meio ambiente são objetivos das empresas (Sahm and Schneider, 1996);
- Necessidade de separação dos cavacos dos fluidos de corte antes da refundição (Novaski and Dörr, 1999).

Segundo Narutaki et al (1997), o consumo de fluidos de corte tem sido reduzido drasticamente pelo uso de lubrificação por névoa. Entretanto a usinagem a seco ou com mínima quantidade de fluido tem sérios efeitos respiratórios no operador, conseqüentemente normas estão sendo fixadas para minimizar estes efeitos. Por exemplo, problemas provocados pelas poeiras produzidas (Sahm and Schneider, 1996) ou por vapores inspirados.

1.4. Usinagem a seco

Segundo Narutaki et al (1997), as vantagens da usinagem a seco são: custo menor; meio ambiente fabril mais saudável; melhor segurança do trabalhador; proteção contra efeitos químicos; isenção de sistema de bombeamento; isenção de sistema de coleta e filtração; não necessita armazenamento e disposição; talvez isenção de sistema de recirculação; isenção de efeitos fisiológicos no operador: irritação de pele (dermatite) ou efeitos de cultura de bactérias.

Apesar das desvantagens da utilização dos fluidos de corte líquidos (mais utilizado industrialmente) e vantagens da usinagem a seco, vários estudos da usinagem a seco mostram que, em algumas aplicações, a usinagem total a seco ainda não é possível (Novaski and Dörr, 1999; Heisel et al, 1998; Sahm and Schneider, 1996). Nestes casos têm-se aplicado a usinagem quase a seco, através do sistema de mínima quantidade de lubrificante (MQL) (Heisel et al, 1998; Sahm and Schneider, 1996).

1.5. Mínima Quantidade de Lubrificante (MQL)

Pode ser chamada também de micropulverização (CETIM, 1999), lubrificação por névoa e lubrificação semi-seca. É um elo de ligação entre a usinagem a seco e a refrigeração convencional (Heisel et al, 1998), age com base no princípio de utilização total, sem resíduos (Sahm and Schneider, 1996). A lubrificação com quantidades mínimas (ou usinagem semi-seca) procura usar, no lugar de uma grande quantidade de fluido de corte, a menor quantidade possível

de um óleo de alta eficiência que venha a produzir o mesmo efeito de lubrificação e refrigeração, mas este método semi-seco não produz refrigeração suficiente, não sendo adequado nas usinagens com grande geração de calor (Nakagawa, 2000).

Segundo Heisel et al (1998), nesta tecnologia a função de: **lubrificação** é assegurada pelo óleo; **refrigeração** é gerada pela convecção do jato de ar/óleo ou pela entalpia de evaporação; **transporte de cavacos** não é efetivo.

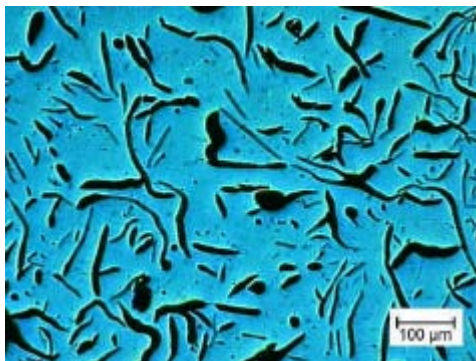
Existem dois tipos básicos de injeção do sistema MQL: externa (por meio de jatos) e interna (através de orifícios na ferramenta) (Novaski and Dörr, 1999). Na injeção externa, há três maneiras de aplicação do fluido : 1) O aerossol óleo/ar pode ser transportado por tubos formando um spray na ferramenta (Novaski and Dörr, 1999); 2) Pode-se transportar óleo e ar separadamente até o bocal, onde ocorre a mistura pelo princípio de Venturi (Novaski and Dörr, 1999), de forma que as quantidades de ar e óleo podem ser ajustadas independentemente (Heisel et al, 1998) e 3) Um equipamento externo borrifia pequenas quantidades de óleo na ferramenta, em intervalos definidos (Novaski and Dörr, 1999; Heisel et al, 1998).

No caso do sistema MQL, deve-se dar atenção ao aspecto de assimilação pelos órgãos respiratórios e, informações sobre o tipo e o tamanho de partículas do vapor, névoa e fumaça de óleo devem estar disponíveis. Como as temperaturas de corte desenvolvidas são elevadas, parte do óleo é queimada. Normalmente, os tamanhos das partículas geradas são: 0,0001 a 0,001 μm (vapor de óleo); 0,01 a 10 μm (névoa de óleo) e 0,01 a 1 μm (fumaça de óleo). Os danos ao organismo humano somente podem ser causados pelas partículas que são capazes de entrar e permanecer nos pulmões (“partículas respiráveis”), cujo diâmetro varia entre 0,5 e 5 μm . Portanto, somente partes da névoa e da fumaça de óleo pertencem ao grupo de partículas respiráveis. Devido ao potencial de riscos à saúde do operador ser grande, o aerossol formado deve-se restringir no ponto de aplicação, sem se propagar pelo ambiente. Já existem várias possibilidades para reduzir o impacto ambiental: utilizar sistemas de sucção especiais tanto diretamente na área de processamento quanto na filtragem de todo o ar ambiente; utilizar bocais especiais que envolvem o jato pulverizado com um fluxo de ar; utilizar fluidos com vaporização e atomização mais baixos ou adicionar ao óleo básico aditivos antinévoa, com o objetivo de gerar gotas de óleo, durante a atomização, com diâmetros tão grandes quanto possível (Heisel, et al, 1998).

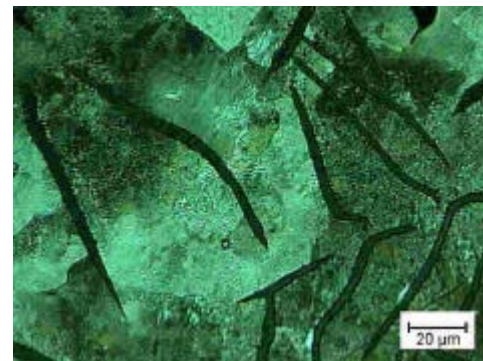
Os benefícios da utilização do sistema MQL são: nenhuma necessidade de instalações técnicas para abastecimento, armazenamento, filtração e transporte dos fluidos de corte; custo reduzido de fluido de corte; cavaco quase livre de óleo, o óleo residual nos cavacos representa menos que 0,3% da massa do cavaco, permitindo sua fundição sem necessidade de limpeza, isto é, reciclagem (Novaski and Dörr, 1999; Sahm and Schneider, 1996); eficiência máxima das ferramentas de corte pela redução de atrito e aumento do desempenho de corte; um leve filme de óleo é mantido sobre a peça, protegendo-a contra corrosão (Novaski and Dörr, 1999); não aparecem as tensões causadas por grandes gradientes de temperatura; redução de tempo ocioso de máquina operatriz devido ao reduzido tempo de manutenção; nenhum controle ou reprocessamento do fluido de corte usado; decomposição biológica; não tóxico, normalmente os fluidos utilizados são livres de resinas de “epoxy”, cloro, nitritos, enxofre, fenol, metais pesados, silicones e biocidas; custo inferior em relação aos sistemas convencionais de aplicação de fluidos de corte. Por exemplo, num centro de usinagem os custos de investimentos, fixos e proporcionais são no total aproximadamente 20% menor (Novaski and Dörr, 1999).

2. Trabalho Experimental

Utiliza-se nos ensaios um volante empregado em motor automotivo de 1000 cm^3 . O material do volante é GG25 (ferro fundido cinzento) com dureza (226 ± 14) HB. Na Fig. (1a), observam-se os veios (flocos) de grafita do material sem ataque químico. De acordo com as normas ASTM e AFS, o aspecto e a forma de apresentação da grafita são do tipo A (irregular desorientada). O comprimento médio dos veios de grafita é nº 4 (Colpaert, 1974). Na Fig. (1b), tem-se a amostra atacada com nital 2%. Pode-se observar que a matriz é predominantemente perlítica, tendo pouquíssima ferrita, e alguns aspectos de cementita e steadita são observados. As principais dimensões do volante são o diâmetro máximo 206 mm e o diâmetro mínimo 122 mm.



(a) Veios de grafita do tipo A e nº 4. Aumento 100 x



(b) Matriz perlítica. Ataque nital 2%. Aumento 500 x

Figura 1. Microestrutura do ferro fundido cinzento GG25.

Equipamentos utilizados:

- Torno CNC Index, modelo GU 600 com rotação máxima da árvore de 5.000 rpm;
- Compressor de ar Wetzel, modelo WT-10/200: pressão máxima 8,3 bar (120 psi ou 8,5 kgf/cm²);
- Aplicador pneumático *Accu-Lube*[®] de Micro-Lubrificação com dois bocais aplicadores;
- Rotâmetro Digiflow, modelo K-12-V: pressão máxima 8 bar, fluido ar;
- Proveta (para medição da vazão de óleo);
- Microscópio E. Leitz Wetzlar, com sistema de medição na lente ocular do microscópio, com resolução de 0,278 μm (para medição do desgaste V_B dos insertos);
- Rugosímetro portátil Taylor-Hobson com apalpador, modelo Surtronic 3P;
- Microscópio eletrônico de varredura (SEM) Zeiss, modelo DSM 960;
- Microscópio ótico, modelo Axiotech da marca Zeiss (micrografias do material da peça);
- Lubrificante natural *Accu-Lube*[®] LB-1000: óleo natural de alta performance, com aditivos EP;
- Ferramentas:
 - metal duro com cobertura CVD (TiCN/Al₂O₃/TiN): GC 3015 código SNMA 120408-KR, v_c máxima recomendada 305 m/min (f 0,10 mm/volta);
 - cerâmica mista (Al₂O₃+TiC): CC 650 código SNGA 120408T01020, v_c máxima recomendada 700 m/min (f 0,10 mm/volta).
- Porta ferramentas: CSSNL-2525M-12IC.

Condições de usinagem: v_c : 1000, 1350, 1700 m/min; f : 0,08 e 0,10 mm/volta; a_p : 0,5 mm; **Lubrificação**: a seco e MQL (Fig. (2), vazão de óleo (10, 12 e 20 ml/h), vazão de ar (9 e 18 m³/h) e pressão no manômetro de entrada de ar (5,8 a 6,0 kgf/cm²)).



Figura 2. Montagem do ensaio experimental com MQL.

Os critérios de fim da ferramenta utilizados são: a) Largura média do desgaste de flanco $V_B > 0,20$ mm ou b) Largura máxima do desgaste de flanco $V_{Bmax} > 0,30$ mm ou c) $Ra > 4$ μm ou d) Quebra da ferramenta ou e) O tempo de ensaio, caso o desgaste se estabilize. Em alguns casos, para melhores análises dos dados, após atingir um desses critérios, prolonga-se um tanto mais o ensaio. No experimento, a cada faceamento o percurso de avanço L_f é 42 mm, e o percurso de corte L_c é 270 m (f 0,08 mm/volta) e 216 m (f 0,10 mm/volta).

3. Resultados e Discussões

3.1. Investigação do efeito da velocidade de corte usando-se insertos de metal duro

A Fig. (3a) mostra a evolução do desgaste de flanco V_B em função do percurso de avanço L_f no torneamento com inserto de metal duro a seco, usando-se três velocidades de corte. Com v_c 1000 m/min, V_B varia pouco e decide-se interromper o ensaio no 4º passe de faceamento. Com v_c 1350 m/min, V_B aumenta até aproximadamente L_f 168 mm, permanece quase constante até L_f 294 mm, quando ocorre aumento acentuado do desgaste, ultrapassando o limite de fim de vida do inserto $V_B > 0,20$ mm. Com v_c 1700 m/min ocorre quebra do inserto no 5º passe (L_f 210 mm) (mede-se V_B 1,625 mm). Para v_c 1700 m/min o desgaste é extremamente rápido por ser uma condição muito acima da recomendada.

A velocidade de corte tem uma influência muito significativa no desgaste de flanco V_B . Por exemplo, no percurso de avanço L_f 168 mm, um aumento de v_c de 26% (1350 para 1700 m/min) gera-se um aumento de V_B de 60%, e para um aumento de v_c de apenas 35% (1000 para 1350 m/min), V_B aumenta 117%.

Após esses primeiros ensaios, realizados a seco, as condições de corte mais severas são escolhidas para o teste usando-se MQL. A Fig. (3b) mostra a evolução de V_B em função de L_f usando-se inserto de metal duro com MQL (vazão de óleo 12 ml/h e vazão de ar 18 m³/h). Com v_c 1350 m/min há um achatamento da curva em relação à curva a seco. Comparando-se com a operação a seco, para o mesmo percurso de 357 mm, ($V_B = 0,20$ mm a seco) o desgaste de

flanco é aproximadamente 40% menor com MQL. Com v_c 1700 m/min verifica-se a estabilidade de V_B em torno de 0,205 mm a partir do 4º passe (L_f 168 mm).

Com MQL, prolonga-se a vida do inserto, no mínimo, 56% em relação ao torneamento a seco. Nestas curvas não aparece o estágio de aumento rápido de V_B e prolonga-se a estabilidade do mesmo. Para um aumento de v_c de 26% (1350 para 1700 m/min), o aumento de V_B é bem mais significativo (no mínimo 74%). Mas com o aumento do percurso de avanço L_f , a diferença de V_B entre v_c 1700 m/min e 1350 m/min tende diminuir no intervalo de ensaio.

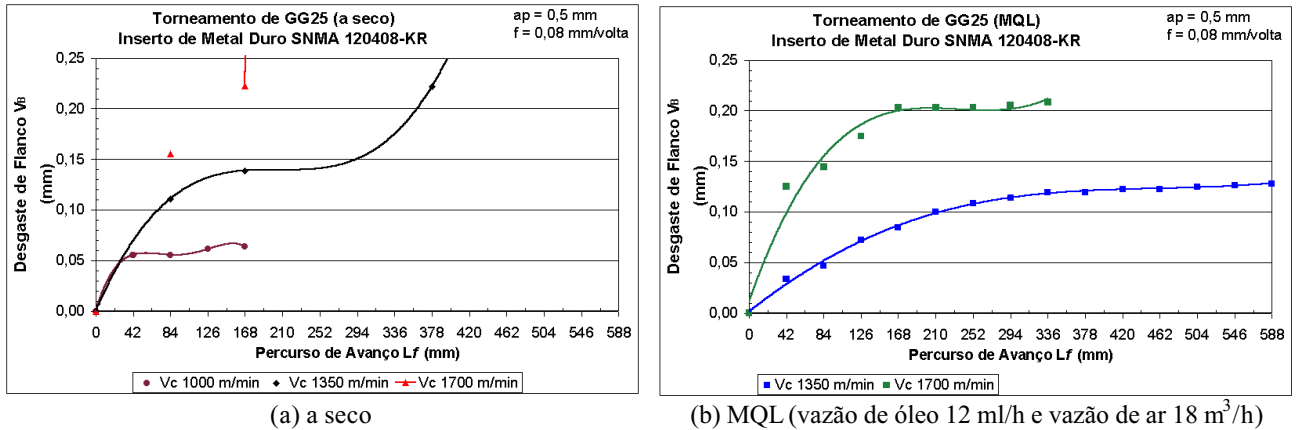


Figura 3. Gráfico do Desgaste de Flanco V_B no torneamento de GG25 com inserto de metal duro.

A Fig. (4a) mostra a evolução da rugosidade superficial R_a em função do percurso de avanço L_f com inserto de metal duro a seco usando-se três valores de velocidade. Usando-se v_c 1000 m/min a rugosidade superficial permanece quase constante e os valores variam no intervalo $1,03 \leq R_a \leq 1,36 \mu\text{m}$. Com v_c 1350 m/min os valores medidos da rugosidade superficial variam no intervalo $1,07 \leq R_a \leq 1,98 \mu\text{m}$. Com v_c 1700 m/min nota-se aumento da rugosidade superficial com o aumento do desgaste de flanco, esta velocidade de corte é extremamente alta e a menor rugosidade superficial R_a encontrada é $1,60 \mu\text{m}$.

A Fig. (4b) mostra a evolução de R_a em função de L_f com inserto de metal duro e MQL (vazão de óleo 12 ml/h e vazão de ar 18 m³/h) usando-se as duas maiores velocidades de corte. Na menor velocidade, a dispersão dos valores de R_a é elevada. Os valores medidos variam no intervalo $0,86 \leq R_a \leq 1,46 \mu\text{m}$. Na maior velocidade, aparentemente nota-se relação da rugosidade superficial com o desgaste de flanco. Os valores medidos variam no intervalo $1,04 \leq R_a \leq 1,69 \mu\text{m}$.

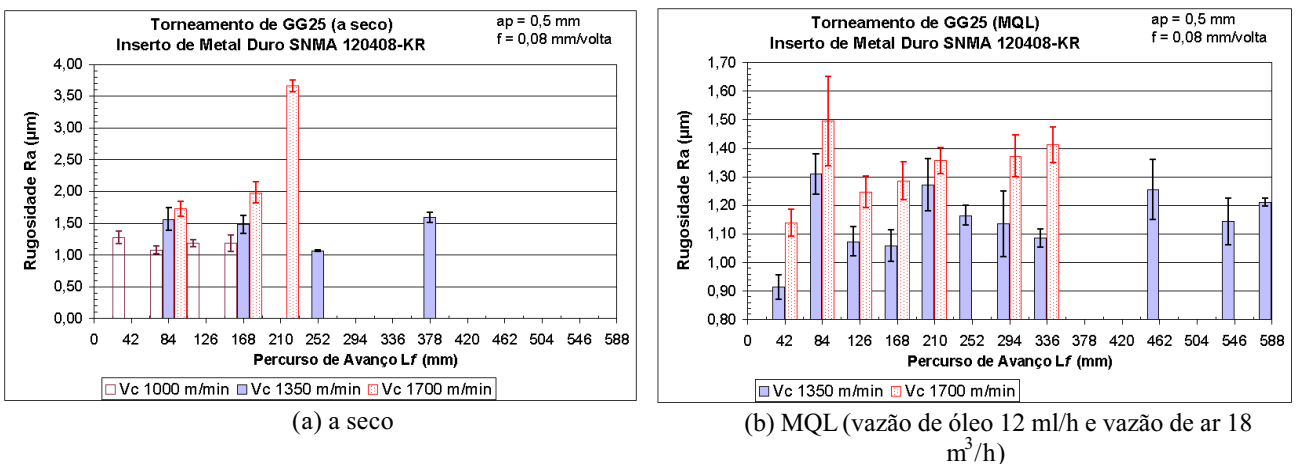


Figura 4. Gráfico da Rugosidade Superficial R_a no torneamento a seco de GG25 com inserto de metal duro.

3.2. Investigação do efeito do avanço f no desgaste de insertos de cerâmica

Com a experiência adquirida nos ensaios com metal duro, decide-se realizar ensaios com a máxima velocidade de corte usando-se insertos de cerâmica para verificar a influência do avanço. Nesta análise, tem-se o torneamento com velocidade de corte 1700 m/min, com avanços de 0,08 e 0,10 mm/volta, e corte a seco. Na Fig. (5a) verifica-se que para um avanço menor, o desgaste de flanco é maior. Provavelmente deve-se ao maior tempo de contato do inserto com a peça que recebe o calor gerado no processo de corte. As duas curvas, no final dos ensaios, mostram uma tendência de aumento rápido de desgaste de flanco.

Na Fig. (5b), tem-se a rugosidade Ra para os dois valores de avanço. Verifica-se que, apesar do desgaste V_B ser maior para f 0,08 mm/volta, na última medição Ra é bem inferior. Os valores medidos da rugosidade superficial variam no intervalo: $1,74 \leq Ra \leq 2,57 \mu\text{m}$ (0,08 mm/volta) e $0,95 \leq Ra \leq 3,90 \mu\text{m}$ (0,10 mm/volta).

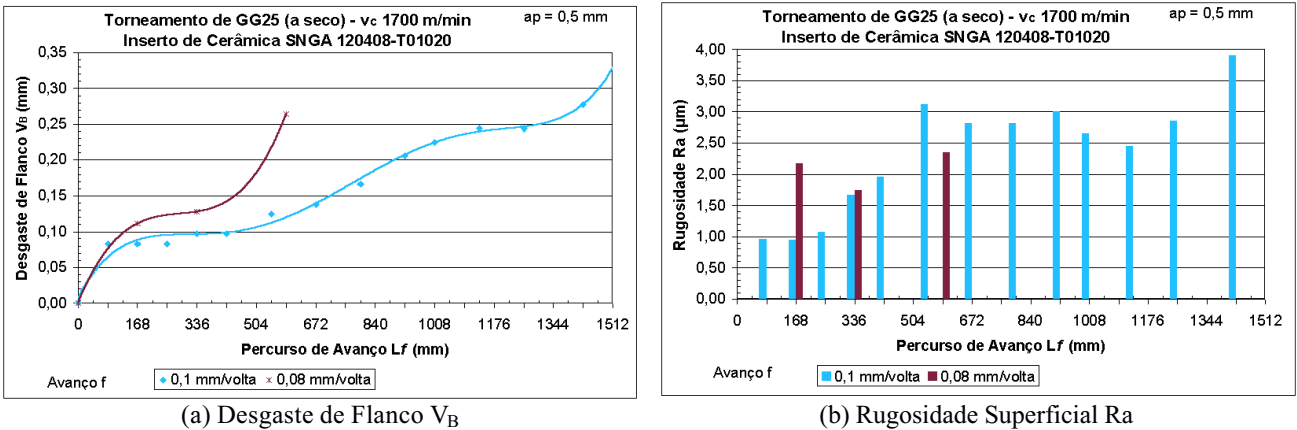


Figura 5. Gráfico do torneamento de GG25 com inserto de cerâmica com v_c 1700 m/min (a seco).

3.3. Investigação do efeito da vazão de óleo e de ar na lubrificação MQL

Como os ensaios com MQL demonstram um melhor desempenho das ferramentas usando-se MQL, decide-se também investigar se há uma melhoria ainda maior variando-se as vazões de óleo e ar no sistema. Nesta série de ensaios, o torneamento realiza-se com inserto de cerâmica variando-se a vazão de óleo lubrificante entre 10 e 20 ml/h e a vazão de ar entre 9 e 18 m^3/h . As condições de usinagem são: $a_p = 0,5 \text{ mm}$ e $f = 0,10 \text{ mm/volta}$.

Na Fig. (6a) mostra-se o gráfico de V_B em função de L_f . Para uma vazão de óleo baixa (10 ml/h), mesmo dobrando-se a vazão de ar não há grande diminuição no desgaste V_B . Isso pode ser constatado examinando-se as curvas 10/9 e 10/18 (vazão de óleo/vazão de ar). Comparando-se essas curvas com a Fig. (5a), onde se mostra a curva para as mesmas condições de corte, porém a seco, nota-se que o desgaste é da mesma ordem.

Para uma vazão de óleo maior (20 ml/h), há uma notável diminuição no desgaste V_B . Isso pode ser constatado examinando-se as curvas 20/9 e 20/18 (vazão de óleo/vazão de ar). Quando há a combinação das duas maiores vazões encontra-se a melhor condição de desgaste de flanco. Como as temperaturas envolvidas na operação são aparentemente altas, acredita-se que o efeito de refrigeração seja acentuado quando se utilizam as maiores vazões de ambos os fluidos. Maiores valores de vazão de ar não são possíveis, devido a limitações no compressor utilizado. Maiores valores de vazão de óleo não são utilizados por perder-se o efeito de névoa.

Na Fig. (6b) mostra-se o gráfico de Ra para as condições do sistema MQL. Verifica-se que a lubrificação MQL melhora a qualidade superficial da peça usinada. Sendo que a superfície usinada com as maiores vazões, em geral, mantém os menores valores de rugosidade superficial Ra ao longo da vida da ferramenta.

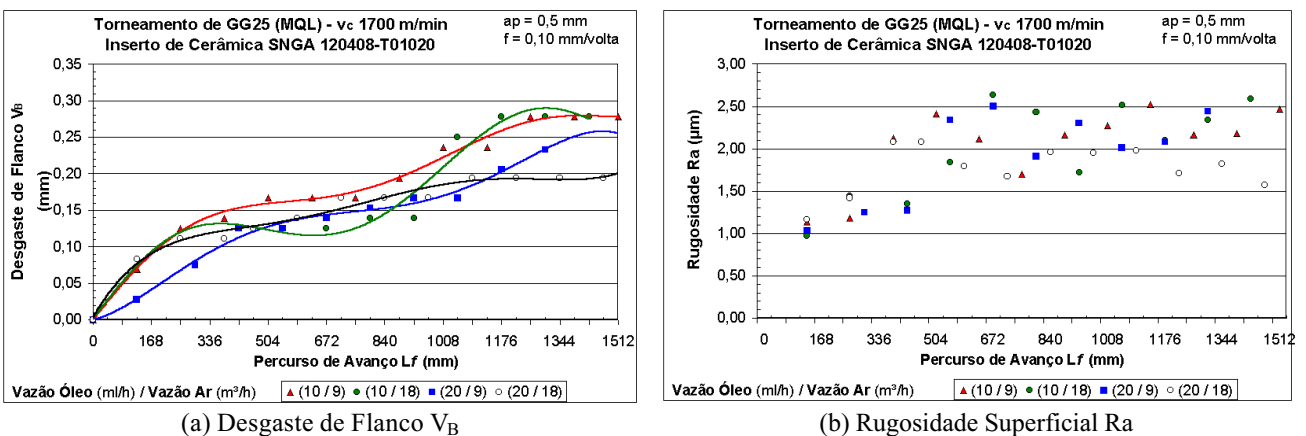


Figura 6. Gráfico da influência da vazão de óleo e de ar no torneamento com MQL de GG25 com inserto de cerâmica.

3.2. Análise de desgaste dos insertos

Na Fig. (7a) observa-se grande desgaste de flanco ao longo da aresta de corte do inserto, devido principalmente a alta velocidade e, aparentemente, uma camada delaminada (Vleugels and Van der Biest, 1998), devido às altas temperaturas da região de corte. Nesta fotografia não há indícios de abrasão mecânica, adesão de material usinado e

desgaste de cratera sobre a superfície de saída. Na Fig. (7b) observa-se desgaste de flanco bem menor que no torneamento a seco. Pode-se notar desgastes do tipo entalhe na aresta primária e secundária de corte. Não se observa camada delaminada, provavelmente devido à eficiente lubrificação MQL que minimiza a temperatura da região de corte. Também não se nota desgaste de cratera sobre a superfície de saída. Na Fig. (7c) tem-se um enorme desgaste de flanco e a quebra do inserto. Nota-se uma grande delaminação, indícios de abrasão mecânica e aparentemente um forte indício de adesão de material da peça. Não se nota desgaste de cratera sobre a superfície de saída. Na Fig. (7d) tem-se desgaste de flanco bem menor que no torneamento a seco e não ocorre quebra do inserto. O processo de delaminação não se manifesta, provavelmente devido à lubrificação e refrigeração. Não se nota desgaste de cratera sobre a superfície de saída.

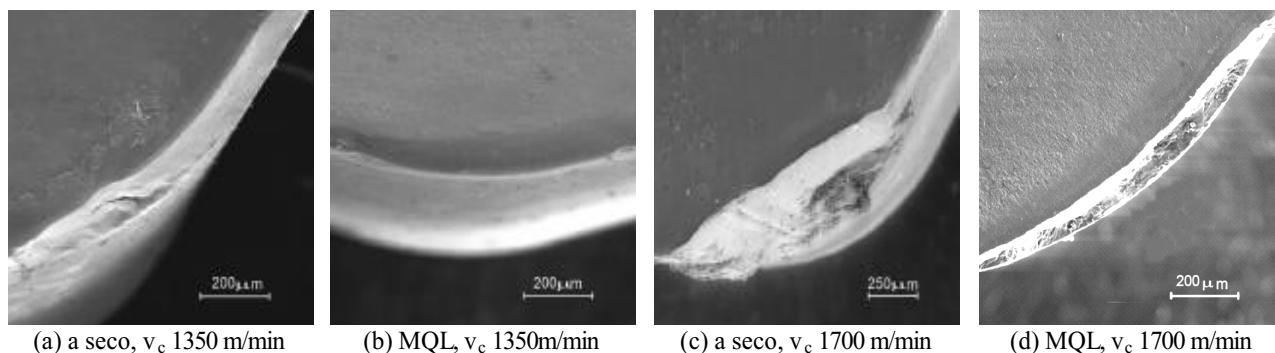


Figura 7. Inseto de metal duro desgastado no torneamento de GG25 (MQL: vazão de óleo 12 ml/h e ar 18 m³/h).

Na Fig. (8a) tem-se nitidamente o desgaste de flanco, nota-se que o processo de delaminação se manifesta mais próximo à superfície de folga. Próximo da superfície de saída notam-se indícios de abrasão mecânica. Observam-se poucos indícios de adesão de material usinado. Não ocorre a quebra do inserto. Na Fig. (8b) tem-se menor desgaste de flanco que para avanço 0,08 mm/volta. Pode-se notar desgaste do tipo entalhe na aresta de corte. Não se observa adesão de material usinado. Na Fig. (8c) observa-se menor desgaste de flanco que no torneamento a seco, mas observam-se desgastes do tipo entalhe na aresta primária e secundária de corte mais destacados. Observam-se poucos indícios de delaminação. Na Fig. (8d) tem-se desgaste de flanco e indícios de abrasão mecânica. Notam-se poucos indícios de delaminação e não se observa adesão de material usinado.

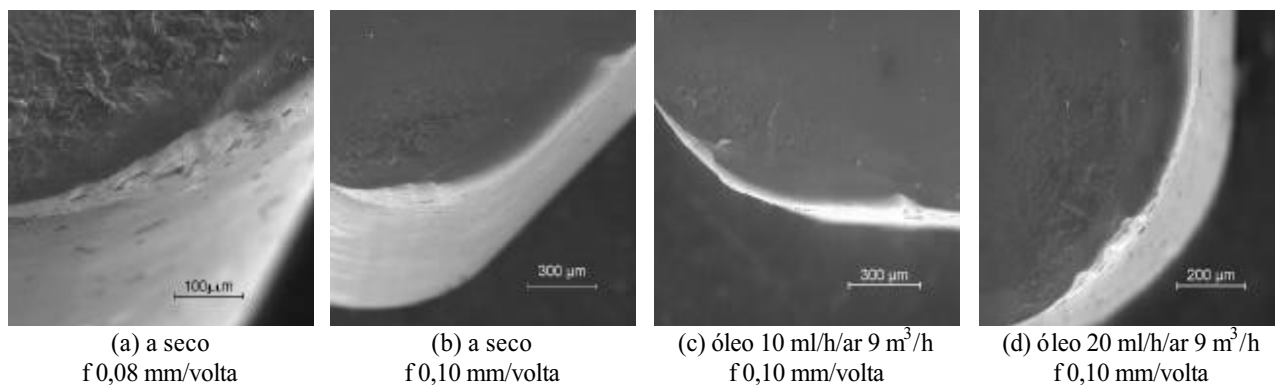


Figura 8. Inseto de cerâmica CC650 desgastado no torneamento de GG25 (v_c 1700 m/min).

Devido aos baixos valores de avanço (operação de acabamento), os cavacos são minúsculos, sendo esta massa de cavaco insuficiente para retirar quantidade razoável de calor do processo de corte, portanto atinge-se altas temperaturas de corte, e as estabilidades química e térmica das ferramentas são imprescindíveis.

A máxima velocidade de corte recomendada pelo fabricante para o inserto de metal duro é 305 m/min (0,10 mm/volta), isto é, v_c do ensaio é 343% maior que a recomendada. No caso do inserto de cerâmica, a máxima velocidade de corte recomendada é 700 m/min e no ensaio utiliza-se v_c somente 143% maior. Portanto, nas condições ensaiadas o desgaste foi relativamente alto, confirmando os resultados esperados.

4. Conclusões

A partir da análise dos resultados obtidos nos ensaios experimentais de torneamento com alta velocidade de ferro fundido cinzento e, com base na literatura técnica revisada, pode-se concluir que:

- O sistema de lubrificação MQL diminui o desgaste das ferramentas testadas. No caso de ferramentas de cerâmica, maiores valores de vazão de óleo/ar proporcionam menor desgaste de flanco;

- Cerâmica mista ($\text{Al}_2\text{O}_3\text{-TiC}$) tem desgaste de flanco inferior ao metal duro com cobertura ($\text{TiCN}/\text{Al}_2\text{O}_3/\text{TiN}$) quando testada nas condições utilizadas nesse trabalho;
- O tipo de desgaste predominante é o desgaste de flanco;
- Os mecanismos de desgaste predominantes são a abrasão mecânica e a delaminação;
- Com o aumento da velocidade de corte aumenta-se o processo de delaminação, abrasão mecânica e adesão de material da peça;
- A lubrificação MQL reduz o processo de delaminação e abrasão mecânica, ambos dependentes da temperatura na região de corte;
- O aumento da velocidade de corte aumenta o desgaste de flanco, nas condições testadas;
- O aumento do avanço diminui o desgaste de flanco, nas condições testadas;
- A rugosidade superficial R_a varia muito ao longo da vida da ferramenta e há uma grande dispersão nos valores medidos.

5. Agradecimentos

Os autores agradecem à empresa AUTOPIRA S.A. Comércio de Peças, à ITW Chemical Products Ltda e à Sandvik Coromant do Brasil.

6. Referências

- American Society for Metals, 1989a, "Metals Handbook", 9.ed., Metals Park, Ohio, Vol.16, pp. 597-609.
- American Society for Metals, 1989b, "Metals Handbook", 9.ed., Metals Park, Ohio, Vol.16, pp. 648-665.
- Bhattacharyya, S.K., Ezugwu, E.O., Jawaid, A., 1989, "Performance of ceramic tool materials for the machining of cast iron", *Wear*, Vol.135, No. 1, pp. 147-159, Dec.
- Burges, W.A., 1997, "Identificação de possíveis riscos à saúde do trabalhador", Editora Ergo.
- Centre Technique des Industries Mecaniques, 1999, "A micropulverização posta à prova", *Máquinas e Metais*, No. 405, pp. 64-69, out.
- Colpaert, H., 1974, "Metalografia dos produtos siderúrgicos comuns", 3.ed., São Paulo, Edgard Blücher.
- D'Errico, G.E., Calzavarini, R., Chiara, R., Morrell, R., Lay, L.A., 1997, "Performance of ceramic cutting tools in turning operations", *Industrial Ceramics*, Vol.17, No. 2, pp. 80.
- DeBenedictis, K., 1997, "A Short course in cast-iron turning", *Manufacturing Engineering*, Vol.119, No. 3, pp. 48-54, Sep.
- Diniz, A.E., Marcondes, F.C., Coppini, N.L., 1999, "Tecnologia da usinagem dos materiais", São Paulo, MM Editora.
- Ezugwu, E.O. and Tang, S.H., 1995, "Surface abuse when machining cast iron (G-17) and nickel-base superalloy (Inconel 718) with ceramic tools", *Journal of Materials Processing Technology*, Vol.55, No. 2, pp. 63-69, Nov.
- Ezugwu, E.O., Arthur, S.J., Hines, E.L., 1995, "Tool-wear prediction using artificial neural networks", *Journal of Materials Processing Technology*, Vol.49, No. 3-4, pp. 255-264, Feb.
- Ferraresi, D., 1977, "Fundamentos da usinagem dos metais", São Paulo, Edgard Blücher.
- Graham, D.E., 1994, "Revestimentos de Al_2O_3 para ferramentas de carbetto cementado", *Máquinas e Metais*, No. 345, pp. 22-35, out.
- Heath, P.J., 1989, "Ultrahard tool materials", In: AMERICAN SOCIETY FOR METALS, *Metals Handbook*, 9.ed., Metals Park, Ohio, Vol.16, pp. 105-117.
- Heisel, U., Lutz, M., Spath, D., Wasmer, R., Walter, U., 1998, "A técnica da quantidade mínima de fluidos e sua aplicação nos processos de corte", *Máquinas e Metais*, No. 385, pp. 22-38, fev.
- Huston, M.F., Knobeloch, G.W., Hyatt, G.L., 1998, "Global trends in technology and markets", <http://www.kennametal.com/library/technicalArticles/gtitm.html>. (02 May 2000).
- Katsumura, Y., Fukatsu, T., Kobayashi, M., 1993, "Effects of TiC content and grain size on cutting performance of $\text{Al}_2\text{O}_3\text{-TiC}$ ceramic tools", *Tribology Transactions*, Vol.36, No. 1, pp. 43-48, Jan.
- Katsumura, Y., Sobata, K., Uehara, Y., Suzuki, H., 1989, "Effects of grain size on cutting performance of $\text{Al}_2\text{O}_3\text{-TiC}$ ceramics tool", *Journal of the Japan Society of Powder and Powder Metallurgy*, Vol.36, No. 8, pp. 903-907, Dec. / Resumo em Compendex Plus, 1990, Ref.05328799/
- Komanduri, R. and Samanta, S.K., 1989, "Ceramics", In: AMERICAN SOCIETY FOR METALS, *Metals Handbook*, 9.ed., Metals Park, Ohio, Vol.16, pp. 98-104.
- Lo Casto, S., Lo Valvo, E., Ruisi, V.F., Lucchini, E., Maschio, S., 1993, "Wear mechanism of ceramics tools", *Wear*, Vol.160, No. 2, pp.227-235, Feb.
- Machado, Á.R., 1988, "A evolução dos materiais para ferramentas de corte", *Máquinas e Metais*, No.265, pp. 92-97, jan.-fev.
- Mehrotra, P.K., 1998, "Applications of ceramic cutting tools", *Key Engineering Materials*, Vol.138-140, pp. 1-24.
- Nachtman, E.S., 1989, "Metal cutting and grinding fluids", In: AMERICAN SOCIETY FOR METALS, *Metals Handbook*, 9.ed., Metals Park, Ohio, Vol.16, pp. 121-132.
- Nakagawa, H., 2000, "Mínima quantidade de lubrificação não agride o meio ambiente", *Máquinas e Metais*, No. 415, pp. 40-49, ago.

- Narutaki, N., Yamane, Y., Tashima S., Kuroki, H., 1997, "A new advanced ceramic for dry machining", CIRP Annals Manufacturing Technology, Vol.46, No. 1, pp. 43-46.
- Novaski, O. and Dörr, J., 1999, "Usinagem quase a seco", Máquinas e Metais, No. 406, pp. 34-41, nov.
- Rotberg, J., Shoal, S., Ber, A., 1997, "Tool wear monitoring in high speed machining with silicon-nitride tool", Manufacturing System, Vol.26, No. 4, pp. 221-227.
- Ruffino, R.T., 1977, "Fluidos de corte", In: Fundamentos da usinagem dos metais, São Paulo, Edgard Blücher, pp. 512-565.
- Sahm, D. and Schneider, T., 1996, "A produção sem refrigerante é interessante e deve ser mais conhecida", Máquinas e Metais, No. 367, pp. 38-55, ago.
- Silva, R.F., Oliveira, F.J., Castro, F.P., Vieira, J.M., 1998, "Modeling of chemical wear in ferrous alloys/silicon nitride contacts during high speed cutting", Acta Materialia, Vol.46, No. 7, pp. 2501-2507, Apr.
- Takahashi, T., 1998, "Development of fine and high strength Al₂O₃ based ceramics", Journal of the Japan Society of Powder and Powder Metallurgy, Vol.45, No. 6, pp. 499-506, Jun. / Resumo em EI Compendex, 1998, Ref.05328799/
- Tomita, K., 1999, "O atual estágio da HSM e dos materiais de ferramentas de corte", Máquinas e Metais, No. 405, pp. 20-39, out.
- Vleugels, J. and Van der Biest, O., 1998, "Chemical interaction between sialon ceramics and iron-based alloys", Key Engineering Materials, Vol.138-140, pp. 127-176.
- Voigt, R.C., 1999, "Cast iron graphite shape, fine structure, keys to cheaper, faster machining", <http://www.engr.psu.edu/publications/News/1999%20Press%20Releases/May/voight.html>. (08 Mar. 2000).

Tool wear when turning GG25 gray cast iron at high speed cutting

Tadeu Tomio Sudo

The University of São Paulo – Dept. of Mechanical Engineering
 Av. Dr. Carlos Botelho, 1465 – 13560-250 – São Carlos – SP – Brazil
 ttsudo@sc.usp.br

Aldo Braghini Junior

The University of São Paulo – Dept. of Mechanical Engineering
 Av. Dr. Carlos Botelho, 1465 – 13560-250 – São Carlos – SP – Brazil
 aldobj@sc.usp.br

Reginaldo Teixeira Coelho

The University of São Paulo – Dept. of Mechanical Engineering
 Av. Dr. Carlos Botelho, 1465 – 13560-250 – São Carlos – SP – Brazil
 rtcoelho@sc.usp.br

Abstract. The gray cast iron material is largely used in the automotive industry. High speed machining is the current tendency to increase the productivity, with the possibility of obtaining good surface quality, possibly eliminating subsequent operations. Allied to the subject of environmental quality, the machining operations have been turned to dry machining or minimal quantity of lubricant (MQL). This work studies the wear of tools in high speed turning of gray cast iron GG25 with dry machining and MQL techniques. The face turning operation uses coated carbide (TiCN/Al₂O₃/TiN) and mixed alumina (Al₂O₃-TiC) inserts with cutting speeds much higher than traditional values. Comparatively, the wear is significantly smaller in the mixed alumina ceramic inserts. The flank wear is predominant and the main wear mechanisms are mechanical abrasion and delamination. The increase of feed values shows some reduction on the flank wear. It seems to exist an ideal ratio of oil to air in the MQL system, which makes possible its application for reducing flank wear on the tools. In all conditions tested, the MQL system shows to be able to reduce surface roughness Ra.

Keywords: gray cast iron, dry machining, MQL, high speed machining, high speed turning

MÉTODO SIMPLIFICADO PARA ESTIMATIVA DE ERROS ANGULARES DE MM3CS E SUAS INCERTEZAS

Benedito Di Giacomo

Eng. Mec. M.Sc. Ph.D.

Professor Doutor

Universidade de São Paulo - Escola de Engenharia de São Carlos - Departamento de Engenharia Mecânica

e-mail: bgiacomo@sc.usp.br

tel: (0xx16)2739420

Renata Belluzzo Zirondi

Eng. Produção. M.Sc.

Doutoranda

Universidade de São Paulo - Escola de Engenharia de São Carlos - Departamento de Engenharia Mecânica

e-mail: belluzzo@sc.usp.br

tel: (0xx16)2739420

Rosenda Valdes Arencibia

Eng. Mecânico. M.Sc.

Doutoranda

Universidade de São Paulo - Escola de Engenharia de São Carlos - Departamento de Engenharia Mecânica

e-mail: arvaldes@sc.usp.br

tel: (0xx16)2739420

Resumo. Apesar do crescente desenvolvimento de tecnologias de projeto e fabricação de Máquinas de Medir a Três Coordenadas, ainda não é possível produzir conjuntos de guias e mancais livres de erros como por exemplo os de retilidade.

Os erros de retilidade das guias provocam, entre outros, movimentos rotacionais indesejáveis nos carros. A presença constante dos braços de Abbé, torna seu efeito ainda mais dramático. Assim é necessário que os valores dos erros angulares sejam calibrados e, compensados.

Várias técnicas diferentes são usadas na calibração de MM3C, entretanto, em todas a expressão das incertezas para fins de rastreabilidade é necessária. Este artigo apresenta um procedimento que permite a estimativa dos erros angulares de MM3C utilizando uma barra de furos. Este procedimento é de fácil aplicação, baixo custo de calibração e curto tempo de duração dos ensaios. Além disso, as incertezas oriundas de fontes como temperatura, resolução do instrumento, entre outras, tiveram seus valores, distribuição e graus de liberdade estimados.

Tais valores foram devidamente propagados ao longo do modelo matemático, através das instruções do Guia para Expressão das Incertezas de Medição e, as incertezas da calibração dos erros angulares puderam ser determinadas.

Palavras chave: barra de furos, calibração, erros angulares

1. Introdução

Devido ao crescente uso de Máquinas de Medir a Três Coordenadas (MM3Cs) torna-se cada vez mais importante que o comportamento metrológico desses equipamentos seja estudado tanto por fabricantes quanto por usuários.

Uma MM3C é um sistema composto por guias e escalas de medição que simulam os eixos de um sistema cartesiano e que tem a capacidade de medir coordenadas cartesianas, dentro de um volume de trabalho delimitado por suas características físicas e geométricas. (Cardoza, 1995). A figura 1 mostra uma MM3C do tipo Ponte Móvel.

Apesar do grande desenvolvimento de tecnologias de projetos e de fabricação, ainda não é possível produzir um conjunto de guias e mancais livres de erros.

Dentre estes erros pode-se citar a impossibilidade de fabricar guias livres de erros de retilidade e máquinas sem a presença dos braços de Abbé. O erro de retilidade das guias provoca movimentos rotacionais indesejáveis dos carros chamados erros angulares. E, a presença dos braços de Abbé, que multiplicam os valores destes erros, torna seu efeito ainda mais dramático sobre as componentes do erro volumétrico da máquina.

O método mais comum para a calibração dos erros angulares é o que utiliza o sistema interferométrico laser. Entretanto a instrumentação é de custo elevado e elimina as influências dos sistemas de sondagem e de compensação da máquina, partes obrigatórias na utilização das MM3Cs.

Entretanto, seja qual for o método de calibração dos erros angulares a expressão das incertezas de medição é obrigatório para fins de rastreabilidade.

Neste artigo será apresentado um procedimento de calibração para os erros angulares de uma Máquina de Medir a Três Coordenadas utilizando uma barra de furos [Fig. (2)]. Este procedimento diminui o custo da calibração e, além disso considera as influências do sistema de sondagem e de compensação da máquina. Os resultados obtidos através do procedimento proposto são comparados aos obtidos utilizando um sistema interferométrico laser. Além disso, as incertezas oriundas de fontes como temperatura, resolução do instrumento, entre outras, tiveram seus valores, distribuição e graus de liberdade estimados.

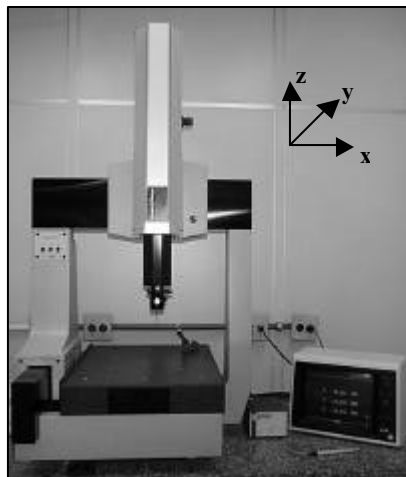


Figura 1: Máquina de Medir a Três Coordenadas do tipo Ponte Móvel

Tais valores foram devidamente propagados ao longo do modelo matemático, através das instruções do Guia para Expressão das Incertezas de Medição e, as incertezas da calibração dos erros angulares puderam ser determinadas.



Figura 2: Barra de Furos

2. Entendendo os Erros Angulares

Como dito anteriormente, os erros de retilidade provocam rotações dos carros da máquina quando estes entram em movimento. Durante o movimento de um carro sobre uma guia ocorrem três tipos de rotações denominadas *Yaw*, *Pitch* e *Roll*, conforme a direção de movimento do elemento. Adotando um sistema de referência, a direção positiva dos vetores unitários \vec{i} , \vec{j} , \vec{k} , associados às direções X, Y e Z, respectivamente, é dada pela Regra da Mão Direita.

Posicionando o vetor unitário \vec{i} na direção de movimento pode-se dizer que:

- Rotação em torno de \vec{i} é denominada de *Roll*;
- Rotação em torno de \vec{j} é denominada de *Pitch*;
- Rotação em torno de \vec{k} é denominada de *Yaw*;

A figura 3 apresenta um esquema das definições propostas acima. Observe que o movimento de translação dá-se na direção X.

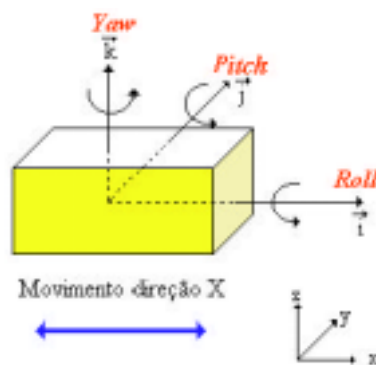


Figura 3: Representação das Rotações de um Corpo Rígido

Yaw, *Pitch* e *Roll* são, então, ângulos que provocam erros de posicionamento da ponta da sonda proporcionalmente aos braços de Abbé. Pode-se dizer, portanto, que os erros angulares contribuem de maneira significativa para as componentes, E_x , E_y , E_z , do erro volumétrico e diante da impossibilidade de eliminá-los deve-se conhecê-los e compensá-los.

3. Procedimento Experimental

Os erros angulares poderão ser determinados a partir de medições das distâncias entre os centros de furos consecutivos da barra sendo que esta deve estar localizada em duas posições diferentes no volume de trabalho da máquina. Estas posições são definidas através de uma análise geométrica da máquina estudada.

Pode-se, assim, através da comparação de medições de uma mesma distância, obtidas em posições diferentes, obter-se os erros angulares em cada uma das direções preferenciais através de um modelo matemático simples, como será visto a seguir.

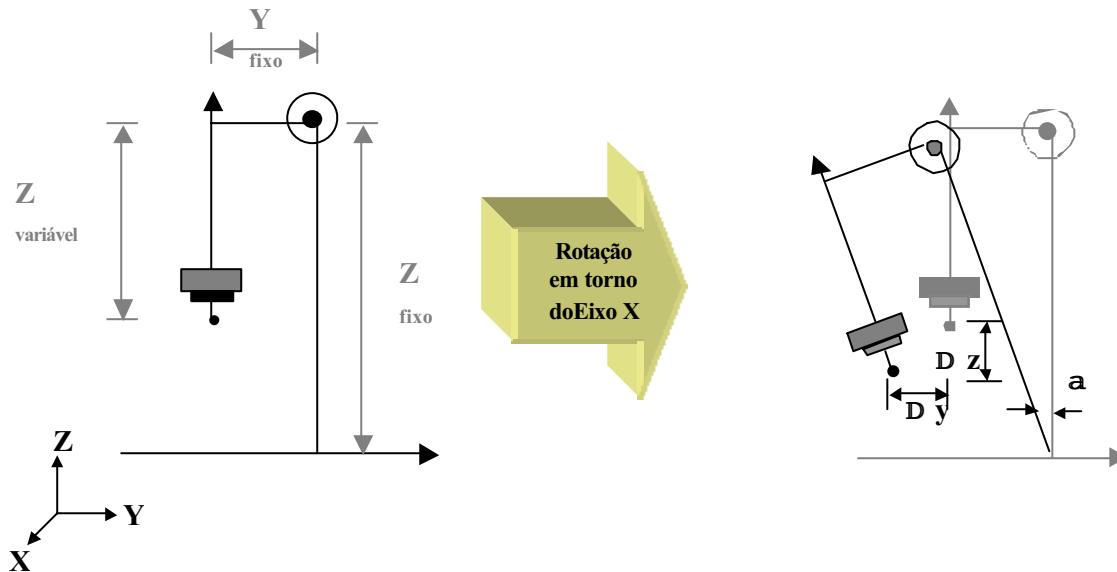


Figura 4. Representação esquemática das Influências de Primeira Ordem devido ao Movimento em Y e Rotação em torno de X

A figura 4 apresenta um exemplo de análise geométrica para um erro angular qualquer $[\alpha]$ devido ao movimento do eixo Y de uma Máquina de Medir a Três Coordenadas do tipo Ponte Móvel.

Observe a existência de dois efeitos de primeira ordem devido ao erro angular analisado. Um deles depende do braço em Z [Eq. (1)] e o outro do braço em Y [Eq. (2)].

$$\operatorname{tg}[\alpha] = \frac{-\Delta y}{Z_{\text{fixo}} - Z_{\text{variável}}} \tag{Eq.(1)}$$

$$\alpha * (Z_{\text{fixo}} - Z_{\text{variável}}) = -\Delta y$$

$$\operatorname{tg}[\alpha] = \frac{-\Delta Z}{Y_{\text{fixo}}} \tag{Eq.(2)}$$

$$\alpha * Y_{\text{fixo}} = -\Delta Z$$

Pode-se observar através das Eq.(1) que o efeito do erro angular α sobre a componente na direção Y depende de dois braços de Abbé, um fixo Z_{fixo} , e um variável, $Z_{\text{variável}}$.

Pode-se dizer, então:

1.o efeito do erro angular α sobre a componente Y do erro volumétrico então as duas posições de medição devem ser paralelas ao eixo Y da MM3C;

2. o efeito do erro angular α sobre a componente Y depende de braços de Abbé na direção Z assim as distâncias entre os centros dos furos devem ser medidas em duas posições com coordenadas Z diferentes.

Análise semelhante quando aplicada à Eq.(2) resulta na conclusão que como o efeito de α sobre a componente Z depende, no caso da máquina estudada, de um braço fixo Y é indiferente a posição em que a barra é medida que o efeito

na direção Z é o mesmo. Assim, a única forma para determinar o valor de α é medir a distância entre os centros de furos consecutivos com a barra posicionada paralelamente ao eixo Y em duas posições com diferentes coordenadas Z.

Da mesma forma as posições de medição para estimativa de qualquer erro angular de uma MM3c devem ser determinadas.

3.1. Modelo Matemático para a Determinação dos Erros Angulares

Como dito anteriormente, para o cálculo dos erros angulares foram medidas as distâncias entre os centros de furos consecutivos em duas posições distintas determinadas através de uma análise geométrica da máquina.

A figura 5 ilustra o procedimento de cálculo utilizado para a estimativa do erro angular α qualquer.

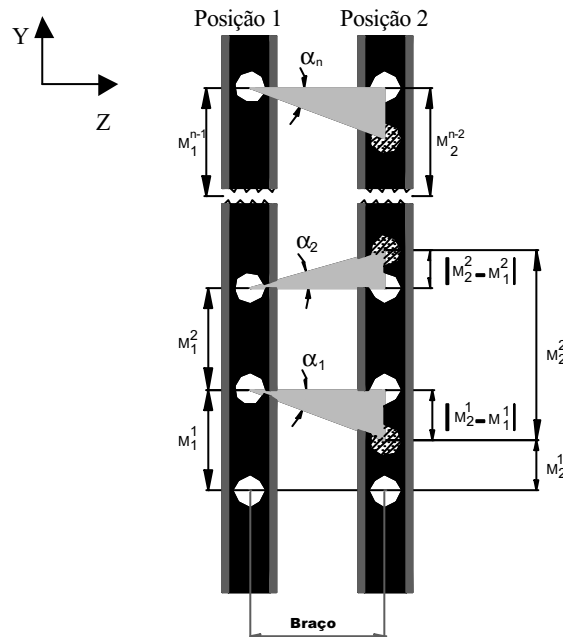


Figura 5: Representação dos Cálculos Realizados

A partir da Fig. 5 pode-se observar que,
 para
 n = número de furos da barra
 i = 1 a n-1
 j = 1, 2.

M_j^i = distância entre os centros dos furos i e (i+1) na posição j;

$tg\alpha_i$ = tangente do erro angular na posição referente a posição do centro do furo i;

tem-se que

$$M_j^i - M_{j-1}^i = tg\alpha_i * braço + tg\alpha_{i+1} * braço \tag{3}$$

Aplicando a Eq.(3) para todas as distâncias tem-se um sistema que pode ser resolvido utilizando o método dos mínimos quadrados.

Algumas considerações importantes são:

- Os braços são distâncias portanto são sempre posi
- O sistema de referência da máquina deve ser o furo e, portanto, o erro angular neste ponto deve ser considerado igual a zero. Ou seja $\alpha_1 = 0$;

4. Aspectos de Rastreabilidade

No período que antecedeu os anos 90, rastreabilidade para os fabricantes no mercado americano resumia-se em apresentar os certificados de calibração dos seus instrumentos segundo o “National Bureau of Standards”, agora NIST.

Com a formação dos grandes blocos econômicos, com a globalização iniciou-se a busca por conceitos mais modernos de rastreabilidade (Swyt, 1995). Tais conceitos necessários em todas as medições, estabelecem que:

- é necessário que se esteja apto a demonstrar a cadeia contínua de padrões pela qual a medição foi realizada;
- é necessário que a incerteza da medição com relação ao padrão Internacional seja sempre expressa.

A cadeia de rastreabilidade é facilmente determinada, entretanto, a determinação das incertezas de medição não é uma tarefa simples.

Incerteza é um parâmetro associado aos resultados, que caracteriza a dispersão dos valores que podem ser razoavelmente atribuídos à grandeza medida.

Como observado através do procedimento experimental e do modelo matemático a grandeza " α " não é medida diretamente mas sim calculada a partir da medição das distâncias ($M_1^1, M_1^2, \dots, M_1^{n-1}, M_2^1, M_2^2, \dots, M_2^{n-1}$, braço) através de uma relação funcional f . Observe a Eq. (4)

$$tg\alpha = f(M_1^1, M_1^2, \dots, M_1^{n-1}, M_2^1, M_2^2, \dots, M_2^{n-1}, \text{braço}) \tag{Eq. (4)}$$

onde ($M_1^1, M_1^2, \dots, M_1^{n-1}, M_2^1, M_2^2, \dots, M_2^{n-1}$, braço) são denominadas grandezas de entrada.

Entretanto, as grandezas de entrada das quais α depende podem, também, depender de outras grandezas, incluindo correções, variações de temperatura, etc. Além disso f é um modelo matemático que deve ser avaliado numericamente.

A forma pela qual as incertezas são combinadas é denominada de incerteza padronizada combinada [u_c], considerando que as variáveis de entrada são não correlacionadas é dada pela Eq.(5).

$$u_c = \sqrt{\sum_{j=1}^2 \sum_{i=1}^{n-1} \left(\frac{\delta tg\alpha}{\delta M_j^i} \right)^2 u^2(M_j^i) + \left(\frac{\delta tg\alpha}{\delta \text{braço}} \right)^2 u^2(\text{braço})} \tag{Eq. (5)}$$

A cadeia de rastreabilidade e as incertezas de medição estão apresentadas no item 5 deste trabalho juntamente com os resultados da calibração do erro angular pitch da MM3C estudada.

5. Resultados e Discussões

O resultado obtido através do modelo proposto para o erro angular pitch pode ser observado na Fig (6) onde são comparados aos obtidos utilizando-se um sistema interferométrico laser .

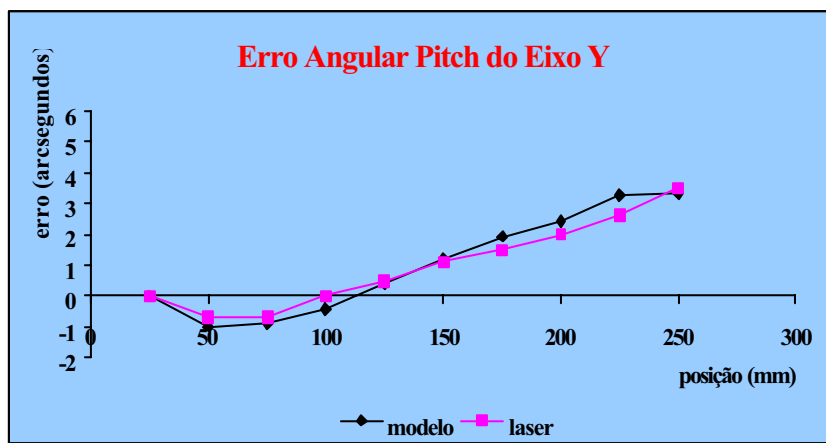


Figura 6: Erro Angular Pitch do Eixo Y

Observe que os valores obtidos através do modelo e os obtidos utilizando o sistema interferométrico laser foram muito próximos sendo que a maior diferença é de 0,68 arc segundos. Portanto pode-se dizer que o modelo pode ser considerado eficiente na previsão dos erros angulares.

5.1. Análise das Incertezas

Uma análise das incertezas associadas à medição dos erros angulares pode ser observada a seguir.

FONTE 1:

- **Fonte de Incerteza:** Resolução da MM3C = 0,002mm
- **Análise:** tipo de avaliação: B;
distribuição de probabilidade: trapezoidal
incerteza padronizada: 0,8 µm.
grau de liberdade efetivo: ∞.
coeficiente de sensibilidade: 1

FONTE 2:

- **Fonte de Incerteza:** Diferença de temperatura da barra e da MM3C com relação à temperatura de referência .
- **Análise:** tipo de avaliação: B estimativa: 1^oC;
distribuição de probabilidade: triangular
incerteza padronizada: 0,6^oC
grau de liberdade efetivo: ∞.
coeficiente de sensibilidade: $L_{barra} * \beta_{barra} + L_{MM3C} * \beta_{MM3C}$
onde
L_{barra}= distância nominal entre os centros dos furos consecutivos da barra
β_{barra}= coeficiente de dilatação térmica do material da barra
L_{MM3C}= distância medida utilizando a MM3C
β_{MM3C}= coeficiente de dilatação térmica do material da escala da MM3C

FONTE 3:

- **Fonte de Incerteza:** Incerteza da medição das distâncias na MM3C
- **Análise:** tipo de avaliação: A;
número de observações: 5
distribuição de probabilidade: normal
grau de liberdade efetivo: 4.
coeficiente de sensibilidade: 1

A tabela 1 apresenta os valores da incerteza padronizada da medição das distâncias entre os centros dos furos.

Tabela 1. Incerteza padronizada da medição das distâncias entre furos

| Distância entre | Incerteza Padronizada [posição1] (mm) | Incerteza Padronizada [posição2] (mm) |
|-----------------|---------------------------------------|---------------------------------------|
| furos 1 e 2 | 1 | 1 |
| furos 2 e 3 | 1,5 | 1 |
| furos 3 e 4 | 2,2 | 1 |
| furos 4 e 5 | 1,3 | 1,3 |
| furos 5 e 6 | 1 | 1 |
| furos 6 e 7 | 1 | 1 |

Considerando a análise apresentada, a partir da devida propagação das incertezas através do modelo obteve-se a incerteza dos erros angulares calculados. O gráfico da Fig (7) apresenta os valores da incerteza expandida com um nível de confiança de 95%.

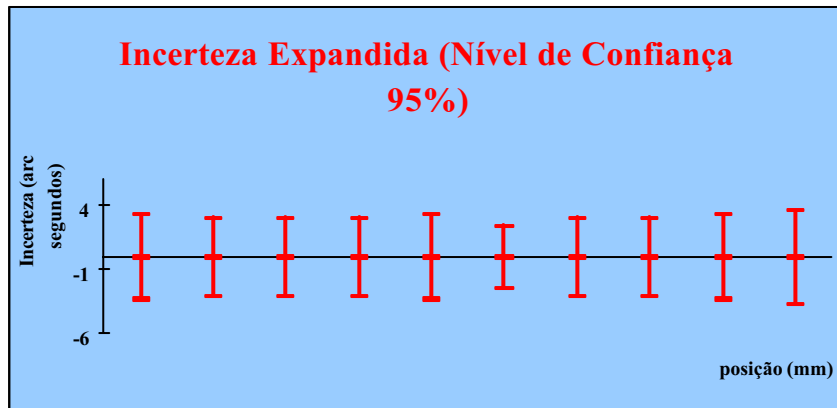


Figura 7. Intervalo de Confiança (Nível de Confiança 95%)

O maior valor obtido para a incerteza expandida da medição é 3,8 arc segundos para um nível de confiança de 95%. Portanto não houve um grande aumento da incerteza devido ao modelo proposto.

6. Conclusões

O método proposto é interessante tanto para usuários quanto para fabricantes pois possui capacidade de determinar os erros angulares e além disso é prático, rápido e de baixo custo.

Algumas vantagens do método sobre outros procedimentos de calibração serão discutidas a seguir:

- a principal vantagem do procedimento apresentado com relação ao sistema interferométrico laser é considerar as influências do sistema de sondagem, do sistema de compensação da máquina, dos programas computacionais e da estratégia de medição. Tais influências são fundamentais para os usuários de MMC que têm todos as suas medições influenciadas por esses aspectos.

Com relação a outros artefatos utilizados como referência pode-se dizer que:

- método proposto utilizando a barra de furos apresenta maior facilidade de cálculo para a determinação dos erros angulares frente a artefatos como, por exemplo, círculos padrões, barra de esferas ;
- a barra de furos possui menor preço e maior disponibilidade que outros artefatos pois pode ser fabricado sem cuidados excessivos, não exigindo grande estabilidade dimensional como alguns outros artefatos.
- A calibração pelo método proposto pode ser realizada em curto espaço de tempo não permitindo que variações da temperatura ambiente possam interferir nos resultados finais.
- Os resultados obtidos para os outros erros angulares da MM3C, foram tão representativos quanto ao apresentado.

7. Referências Bibliográficas

- Bureau Internacional de Pesos e Medidas (CIPM). "Recomendações INC-1" 1980.
- Cardoza, J.A.S. " Máquinas Virtuais de Medir a Três Coordenadas". Tese. Universidade de São Paulo.1995.
- Di Giacomo, B., Zirondi, R.B., " Measurement of the Positioning Error of a Three Coordinate Measuring Machine using a Reversal Technique with Hole Bar". 1^o International Conference- Euspen. 1999
- International Organization for Standardization (1993) "Guide to the Expression of Uncertainty in Measurement." Geneva Switzerland.
- Swyt D.A. (1995)"The International Standard of Length". In: Bosch.J.A. Coordinate Measuring Machines and Systems Editora Dekker. Ohio. p. 123-136
- Vieira Sato, D. P. "Uma Contribuição ao Modelo de Sintetização de Erros em Máquinas Ferramentas".Tese. Escola de Engenharia de São Carlos. Universidade de São Paulo.1998.

SIMPLIFIED METHOD FOR CMMs ANGULAR ERRORS ESTIMATION AND THEIR UNCERTAINTIES

Benedito Di Giacomo

Eng. Mec. M.Sc. PhD.

Professor Doutor

Universidade de São Paulo - Escola de Engenharia de São Carlos - Departamento de Engenharia Mecânica

e-mail: bjacomo@sc.usp.br

tel: (0xx16)2739420

Renata Belluzzo Zirondi

Eng. Produção. M.Sc.

PhD Student

Universidade de São Paulo - Escola de Engenharia de São Carlos - Departamento de Engenharia Mecânica

e-mail: belluzzo@sc.usp.br

tel: (0xx16)2739420

Rosenda Valdes Arencibia

Eng. Mecânico. M.Sc.

PhD Student

Universidade de São Paulo - Escola de Engenharia de São Carlos - Departamento de Engenharia Mecânica

e-mail: arvaldes@sc.usp.br

tel: (0xx16)2739420

Abstract: In spite of the growing development of project technologies and production of Three Coordinate Measuring Machines to, it is not still possible to produce groups of guides and you limp free from errors as for example the one of retilineidade.

Straightness errors and the geometric design of the CMM are sources of the angular errors. The unavoidable presences of the Abbé's offsets turn its effect more dramatic. Then it is necessary that the angular errors be compensated for.

Several different techniques are used in the CMM's error calibration however, in all of them, the expression of the uncertainties is necessary to fulfil the traceability needs. This paper describes the angular errors calibration procedure of a CMM using a hole bar. Together it is shown that traceability and the expression of the uncertainty of the measured errors can be very easily obtained, fast and at low cost. Besides, the uncertainties from sources such as temperature, resolution of the instrument, among others, have its values, distribution and degrees of freedom determined.

The measurement uncertainties from the calibration procedure and the error propagation through the developed mathematical model are analysed according to the requirements of the ISO Guide for the Expression of Measurement Uncertainty [ISO, 1993].

Words key: hole bar , calibration, angular errors

MANDRILAMENTO COM CABEÇOTES DE EXCENTRICIDADE REGULÁVEL E SISTEMA DE BALANCEAMENTO

Walter Lindolfo Weingaertner

Universidade Federal de Santa Catarina, Departamento de Eng. Mecânica, Laboratório de Mecânica de Precisão, 88010-970, Florianópolis, SC, Brasil. E-mail: wlw@emc.ufsc.br

Rolf Bertrand Schroeter

Universidade Federal de Santa Catarina, Departamento de Eng. Mecânica, Laboratório de Mecânica de Precisão, 88010-970, Florianópolis, SC, Brasil. E-mail: rolf@emc.ufsc.br

Henrique Brüggmann Mühle

Universidade Federal de Santa Catarina – Laboratório de Mecânica de Precisão, 88010-970, Florianópolis, SC, Brasil
E-mail: henrique.muhle@volkswagen.com.br

Resumo. O objetivo deste trabalho foi o de avaliar a influência do sistema de balanceamento sobre o mandrilamento com cabeçotes de excentricidade regulável. Tal avaliação foi realizada baseando-se em resultados experimentais relativos à qualidade de superfície e precisão de forma dos furos mandrilados. Os experimentos foram realizados no Laboratório de Mecânica de Precisão da Universidade Federal de Santa Catarina. Foram executados experimentos visando levantar a influência dos níveis de vibração causada por desbalanceamento no mandrilamento de furos de 17 a 28 mm de diâmetro. Foram medidos parâmetros relacionados à precisão de forma (erros de cilíndricidade e de circularidade), bem como à qualidade de superfície (rugosidade) dos furos mandrilados. Tais medições foram realizadas para furos mandrilados com a presença de diferentes níveis de vibração para uma mesma condição de corte. Os níveis de vibração do cabeçote de mandrilar correspondem ao máximo e ao mínimo possíveis para um mesmo diâmetro. Os resultados encontrados mostram que nem sempre a utilização de sistemas de balanceamento é necessária, uma vez que, para certas condições, obtiveram-se furos com o mesmo acabamento de superfície e precisão de forma com e sem a utilização do sistema de balanceamento.

Palavras chave: Mandrilamento, cabeçotes de mandrilar, desbalanceamento, qualidade de superfície, precisão de forma.

1. Introdução

Máquinas-ferramentas cada vez mais rápidas, e ferramentas de corte cada vez mais resistentes ao desgaste contribuíram para um considerável aumento da taxa de remoção de material nos processos de usinagem com ferramentas de corte com geometria definida, diminuindo o tempo principal de usinagem, ou seja, o tempo em que efetivamente é retirado material da peça (Buck, 1974).

A manutenção da tolerância dimensional, a qualidade superficial das peças usinadas, o alto rendimento das máquinas-ferramentas e a diminuição de custos envolvidos no processo são objetivos constantemente almejados pela indústria na usinagem de médios e grandes lotes. Fabricantes de ferramentas buscam otimizar seus produtos, visando atender estas necessidades da indústria. Para o caso específico de ferramentas de mandrilamento, a manutenção da tolerância dimensional pode ser facilitada através da utilização de cabeçotes com excentricidade regulável (compensação do desgaste da ferramenta de corte através da regulagem de excentricidade). A qualidade superficial pode ser garantida através da alta rigidez dos cabeçotes e acessórios que os acompanham (hastes, cápsulas e etc.), bem como através da utilização de ferramentas de corte adequadas (Buck, 1974).

A diminuição tanto dos tempos primário quanto secundário tornam o processo mais produtivo. Faz-se então necessário cabeçotes de mandrilar que permitam a realização de operações com altas velocidades de corte, o que freqüentemente implica na utilização de sistemas de balanceamento integrados ao próprio cabeçote. Rapidez e facilidade na troca e regulagem da ferramenta de corte, visando a diminuição do tempo em que a máquina permanece parada, são outros requisitos a serem cumpridos por estas ferramentas. Sistemas de balanceamento de cabeçotes de mandrilar já existem há bastante tempo. No entanto, a preocupação por parte de fabricantes de ferramentas em fornecer este tipo de sistema é recente. Isto se deve provavelmente ao crescente aumento, nos últimos anos, das velocidades de corte praticadas na usinagem, conseqüência do desenvolvimento dos materiais de corte (metal-duro, Cermet) e das próprias máquinas-ferramentas. Altas velocidades de corte implicam em altas rotações, o que por sua vez implica em altos níveis de vibrações da ferramenta durante a usinagem. Assim, o balanceamento de cabeçotes de mandrilar vem se tornando cada vez mais importante à medida que aumentam as velocidades de corte praticadas.

O objetivo deste trabalho foi a avaliação da influência do nível de vibração sobre as características dos furos mandrilados. Mostra-se aqui a influência do nível de vibração sobre a precisão de forma e qualidade de superfície de

furos mandrilados na faixa entre 17 e 28 mm de diâmetro, realizada através de medições de erros de circularidade, de cilindridade e de valores de rugosidade.

2. Mandrilamento

O mandrilamento é um processo de usinagem bastante utilizado, no entanto não tão conhecido quanto o torneamento, fresamento ou retificação, fazendo-se assim necessária uma breve explicação de seu princípio de funcionamento, assim como dos tipos de cabeçotes de mandrilamento e do sistema de balanceamento.

2.1. Processo

Segundo Ferraresi (1970), o mandrilamento é um processo de usinagem destinado à obtenção de superfícies de revolução, onde a ferramenta de corte é dotada de movimento rotatório e a peça ou a própria ferramenta se desloca segundo uma trajetória determinada.

O mandrilamento é um processo destinado à usinagem de desbaste ou acabamento de furos já existentes. No entanto, podem também ser mandriladas superfícies planas ou outros tipos de cavidades, sendo estes casos menos comuns. O movimento relativo entre a ferramenta de corte e a peça é obtido através da rotação da ferramenta, uma vez que a rotação da peça é dificultada devido geralmente às suas grandes dimensões e formas não-simétricas (blocos de motores à combustão, por exemplo).

2.2. Cabeçotes de mandrilar

Os cabeçotes de mandrilar possuem sistemas de regulagem de excentricidade da ferramenta. Vários são os sistemas de regulagem, e segundo seu princípio de funcionamento, eles podem ser divididos em dois grupos principais: regulagem somente através do movimento da cápsula da ferramenta e de seu suporte Fig. (1.a), e regulagem através do movimento de uma haste (ou prolongamento), onde é fixada a cápsula da ferramenta, como na Fig. (1.b) (Buck, 1974)]. Na Figura (1) são mostradas as partes móveis dos dois tipos de cabeçotes.

Os cabeçotes da Fig. (1.a) são mais rígidos e sofrem menos os efeitos do desbalanceamento, uma vez que as massas deslocadas do eixo de rotação do cabeçote são menores. No entanto, com este tipo de cabeçote não é possível o mandrilamento de furos pequenos. Os cabeçotes do tipo mostrado na Fig. (1.b) apresentam maiores desbalanceamentos, uma vez que as massas fora de centro são maiores. Também apresentam menor rigidez devido à haste por vezes muito delgada. No entanto, com estes cabeçotes pode-se mandrilar furos de diâmetros muito pequenos (até 6mm).

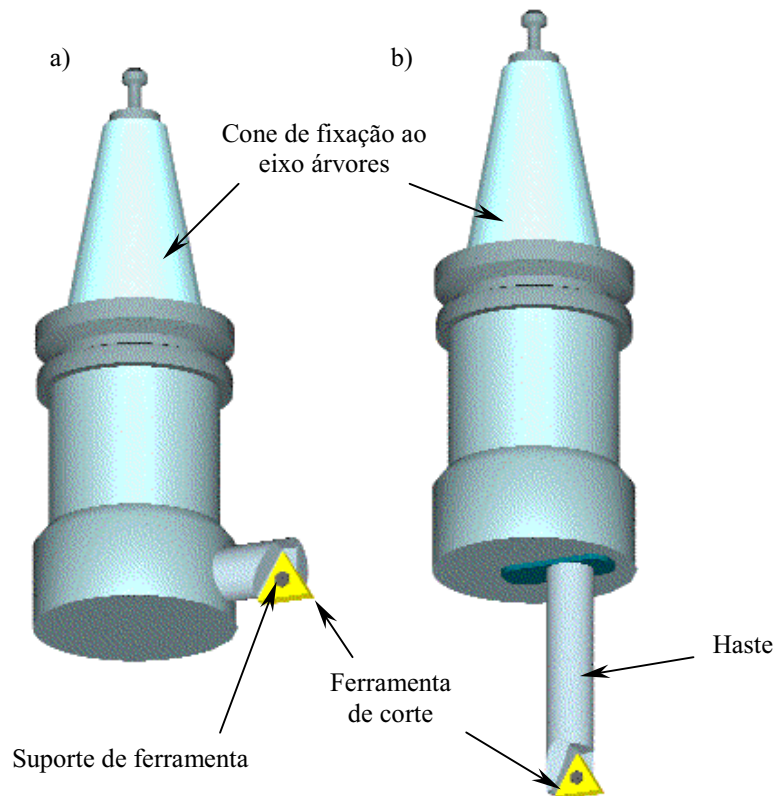


Figura 1. Partes móveis dos cabeçotes de mandrilar.

Os mecanismos de acionamento da regulação destes sistemas podem ser de concepção simples, baseados no movimento de parafusos, que proporcionam precisão de posicionamento da ordem de décimos de milímetro. Em sistemas de concepção mais elaborada são utilizados parafusos ou buchas diferenciais, e mudança de eixos de movimento através de movimento de planos inclinados, que podem atingir precisão de posicionamento da ordem de centésimos de milímetro ou até mesmo de micrometros (Buck, 1974).

2.3. Cabeçotes de mandrilar com sistema de balanceamento

O desbalanceamento ocasionado pela assimetria na distribuição de massa em um cabeçote com excentricidade regulável pode ser minimizado através de um sistema de balanceamento embutido no próprio cabeçote. O funcionamento de um sistema de balanceamento consiste no deslocamento de um contrapeso localizado no interior do cabeçote. Alguns cabeçotes possuem dois contrapesos que podem ser regulados independentemente, possibilitando um balanceamento de melhor qualidade.

A Fig. (2) mostra o mecanismo de funcionamento de um cabeçote de mandrilamento com sistema de balanceamento de um contrapeso. Com a rotação do parafuso *d* regula-se a posição do contrapeso *c*, que através da alavanca *b* movimentada o suporte da ferramenta *a*, sendo assim feita a regulação da excentricidade simultaneamente ao balanceamento do cabeçote (Gähr, 1994).

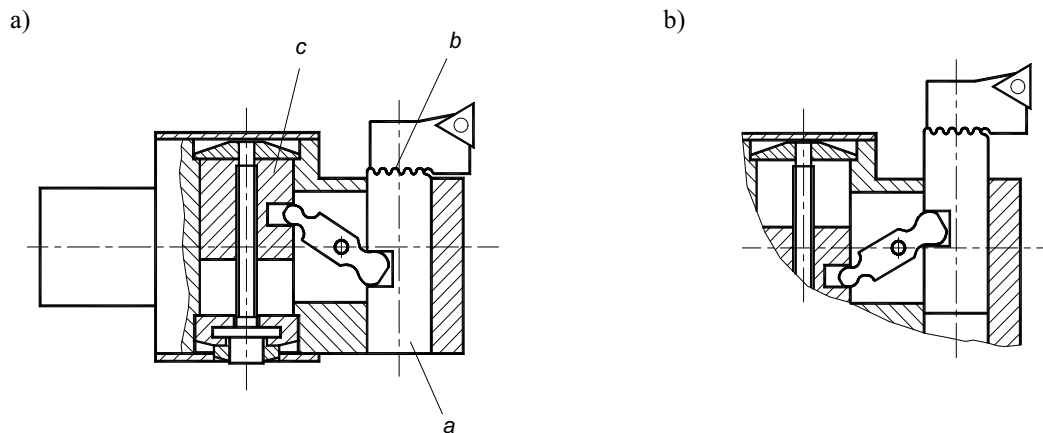


Figura 2. Cabeçote de mandrilamento com sistema de balanceamento (Gähr, 1994).

3. Infra-estrutura e condições dos ensaios

Constam neste ítem breves descrições e/ou especificações dos equipamentos de medição, dispositivos e cabeçote de mandrilar utilizados durante a realização dos experimentos.

3.1. Cabeçote de mandrilar

O Cabeçote de mandrilar utilizado nos ensaios é do tipo apresentado na Fig. (1.b) e apresenta regulação de excentricidade com um curso de 3,0 mm. A regulação é realizada através do giro de um disco graduado (com o auxílio de uma chave “ allen”), correspondendo a menor divisão a 0,005 mm no diâmetro do furo. As hastes são de metal-duro e as cápsulas intercambiáveis de aço, sendo fixadas às hastes através de pinos roscados. O comprimento útil das hastes pode ser ajustado, fixando-as mais para dentro ou mais para fora no cabeçote. O sistema de balanceamento consiste no deslocamento de um contrapeso presente dentro do cabeçote. O posicionamento deste contrapeso se dá de acordo com uma tabela fornecida pelo fabricante e seu deslocamento através de um anel graduado. O inserto utilizado é de Cermet triangular do tipo TPGT 110202 (Kaiser Precision Tooling Inc).

3.2. Equipamentos de medição

Os equipamentos de medição utilizados neste trabalho destinaram-se à verificação de níveis de vibração, rugosidades e erros de forma. Tais equipamentos são citados abaixo.

Medição de níveis de vibração: Analisador de frequência - Hewlett Packard - modelo 3560;
 Amplificador de sinais Bruel & Kjaer - modelo BK 2635;
 Acelerômetro Bruel & Kjaer - modelo BK 4344 (2g);
 Acelerômetro Bruel & Kjaer - modelo BK 4366 (29g);
 Calibrador Bruel & Kjaer - modelo BK 4294.

Medição de rugosidades: Rugosímetro portátil Mitutoyo - modelo-SJ 201

Medição de erros de forma (circularidade e cilindricidade): máquina de medição por coordenadas Carl Zeiss ZMC 550-CAA. Número de série 82098.

3.3. Corpos de prova e acessórios

O corpo de prova foi fabricado a partir de uma chapa de aço SAE 1020. Sua fixação sobre a mesa da fresadora foi realizada através de parafusos e espaçadores, como mostrado na Fig. (3).

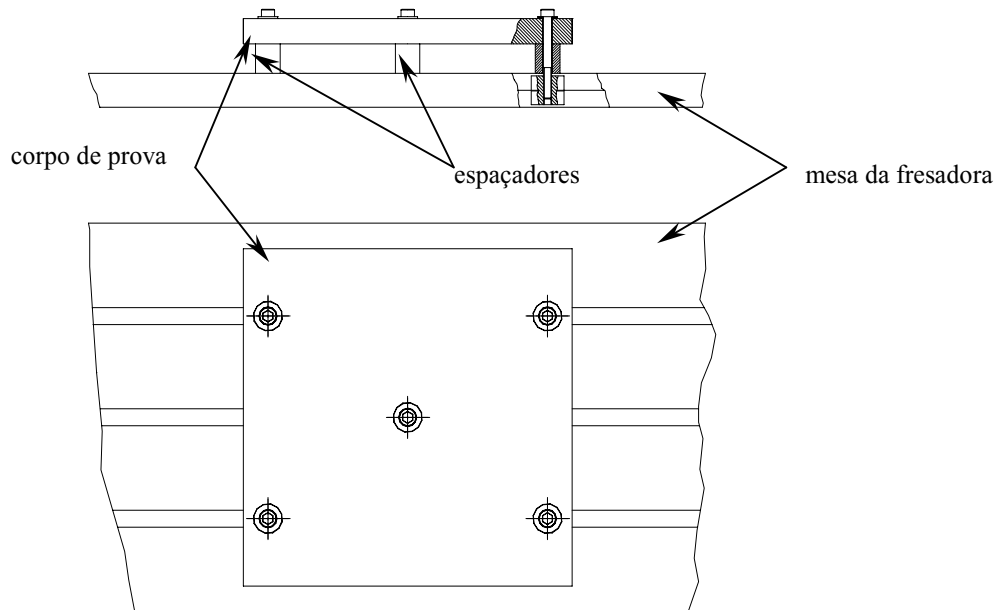


Figura 3. Fixação do corpo de prova na fresadora.

A fixação através de parafusos e sobre espaçadores foi adotada, visando garantir a ausência de deformação do corpo de prova, que possivelmente viria a influenciar nos resultados das medições de circularidade e de cilindridade dos furos. Para tal, os espaçadores tiveram suas duas faces retificadas. Em uma retificadora horizontal com mesa magnética foram retificadas simultaneamente as faces de um lado de todos os espaçadores. O mesmo procedimento foi adotado para a retificação das faces do outro lado.

O grande vão entre os espaçadores, o formato do corpo de prova (comprimento dos lados com relação à espessura – 400 X 30 mm) e a diminuição de sua rigidez devido à presença dos furos a serem mandrilados poderia favorecer o surgimento de vibrações indesejáveis. Por isto, foi criado um ponto de fixação também no centro geométrico do corpo de prova.

3.4. Condições dos ensaios

Em todos os ensaios não foi utilizado fluido de corte. Os diâmetros dos furos mandrilados foram 17, 20, 22,5, 25 e 28 milímetros. Os parâmetros de corte para todos os diâmetros foram os seguintes: velocidade de corte de 200 m/min, avanço de 0,1 mm e profundidade de corte de 0,2 mm. Estes parâmetros foram cuidadosamente escolhidos, visando evitar o enrolamento de cavacos na haste do cabeçote e conseqüente arraste dos mesmos sobre a superfície recém-usinada, prejudicando o acabamento de superfície. Para os ensaios com variação de velocidade de corte, o avanço e a profundidade de corte foram mantidos constantes, assim como o diâmetro de 22,5 mm. As velocidades de corte assumiram os seguintes valores: 180, 220, 260, 300 e 340 m/min.

Para cada diâmetro e para cada velocidade de corte foram mandrilados cinco furos. A disposição dos furos, a condição de balanceamento do cabeçote para cada furo, os parâmetros de corte e diâmetros para cada linha estão indicados na Fig. (4) que resume todas as informações relativas às condições de usinagem dos ensaios finais deste trabalho.

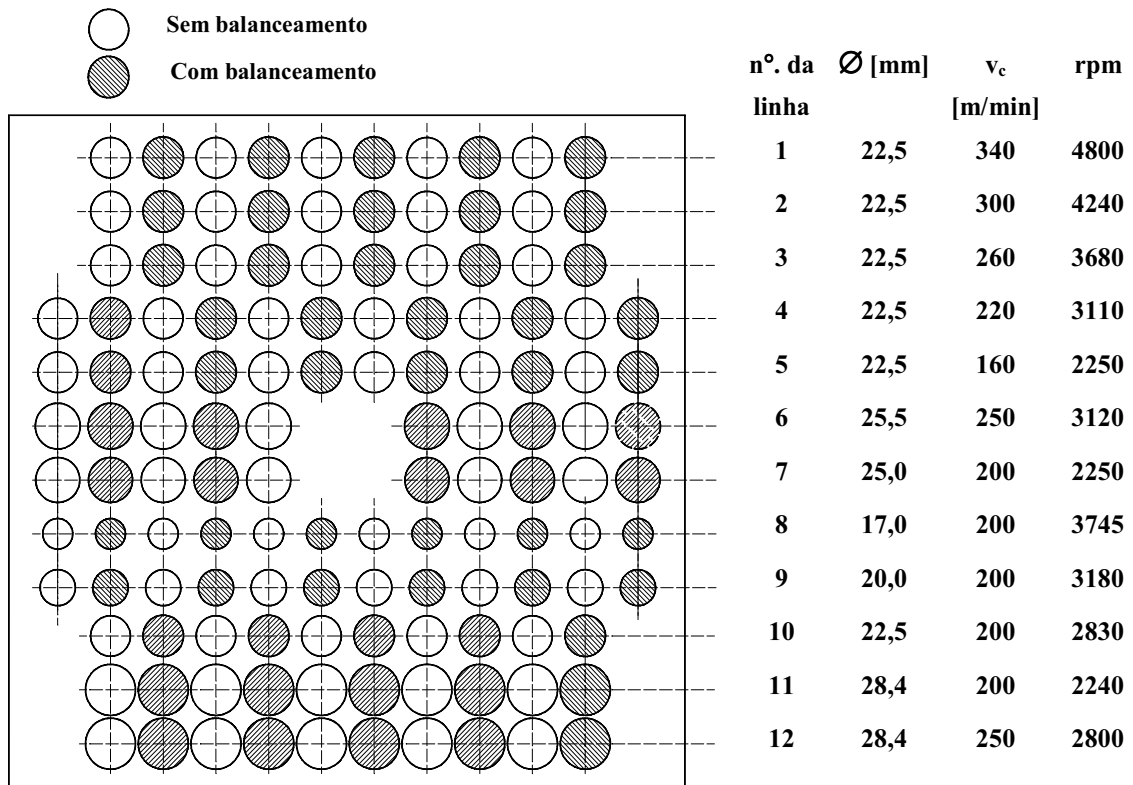


Figura 4. Corpo de prova, diâmetros e condições de corte.

4. Análise dos resultados

Os ensaios de usinagem tiveram o objetivo de avaliar a influência do desbalanceamento do conjunto cabeçote-fuso sobre o acabamento de superfície dos furos, bem como sobre os erros de forma (cilindricidade e circularidade).

4.1. Influência do nível de vibração sobre o erro de circularidade

Os resultados dos ensaios mostram que uma variação significativa na circularidade somente é obtida em rotações mais elevadas. Para furos de 22,5 mm de diâmetro, havendo-se variado a velocidade de corte v_c de 180 a 340 m/min, pôde-se observar que a circularidade dos furos com o cabeçote balanceado permaneceu constante. O diagrama da Fig. (5) mostra os valores de erros de circularidade obtidos.

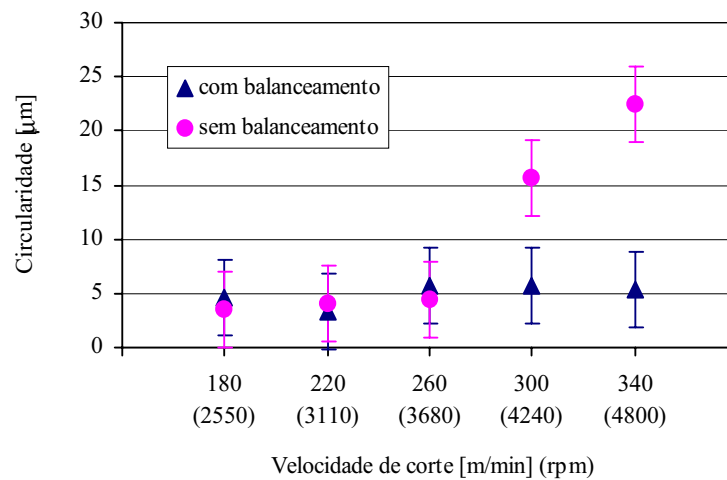


Figura 5. Erros de circularidade em função da velocidade de corte v_c.

A circularidade dos furos mandrilados com o cabeçote sem balanceamento sofreu um aumento significativo somente para as velocidades de 300 e 340 m/min, correspondentes às rotações de 4.240 e 4.800 rpm, respectivamente.

4.2. Influência do nível de vibração sobre o erro de cilindridade

A influência do sistema de balanceamento sobre o erro de cilindridade mostra-se, para furos de 22,5 mm de diâmetro, perceptível em velocidades menores. Já para a velocidade de corte de 260 m/min (3680 rpm) pode-se perceber uma clara diferença dos valores de cilindridade, como mostrado no diagrama da Fig. (6).

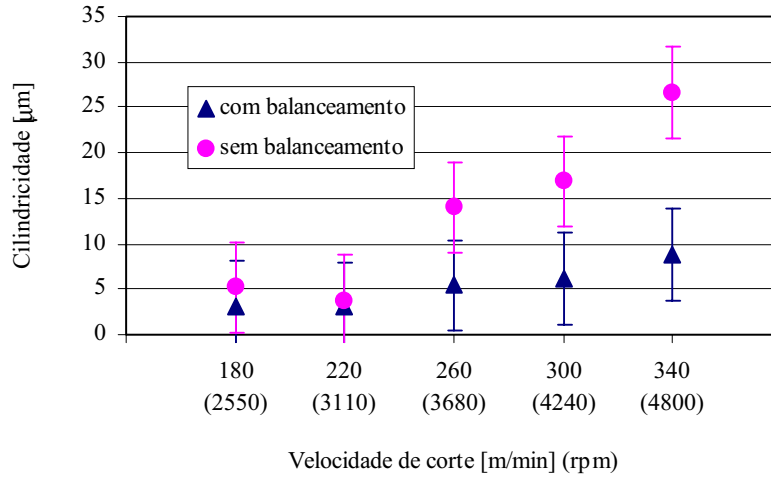


Figura 6. Cilindridade em função da velocidade de corte v_c .

4.3. Influência do nível de vibração sobre a qualidade superficial

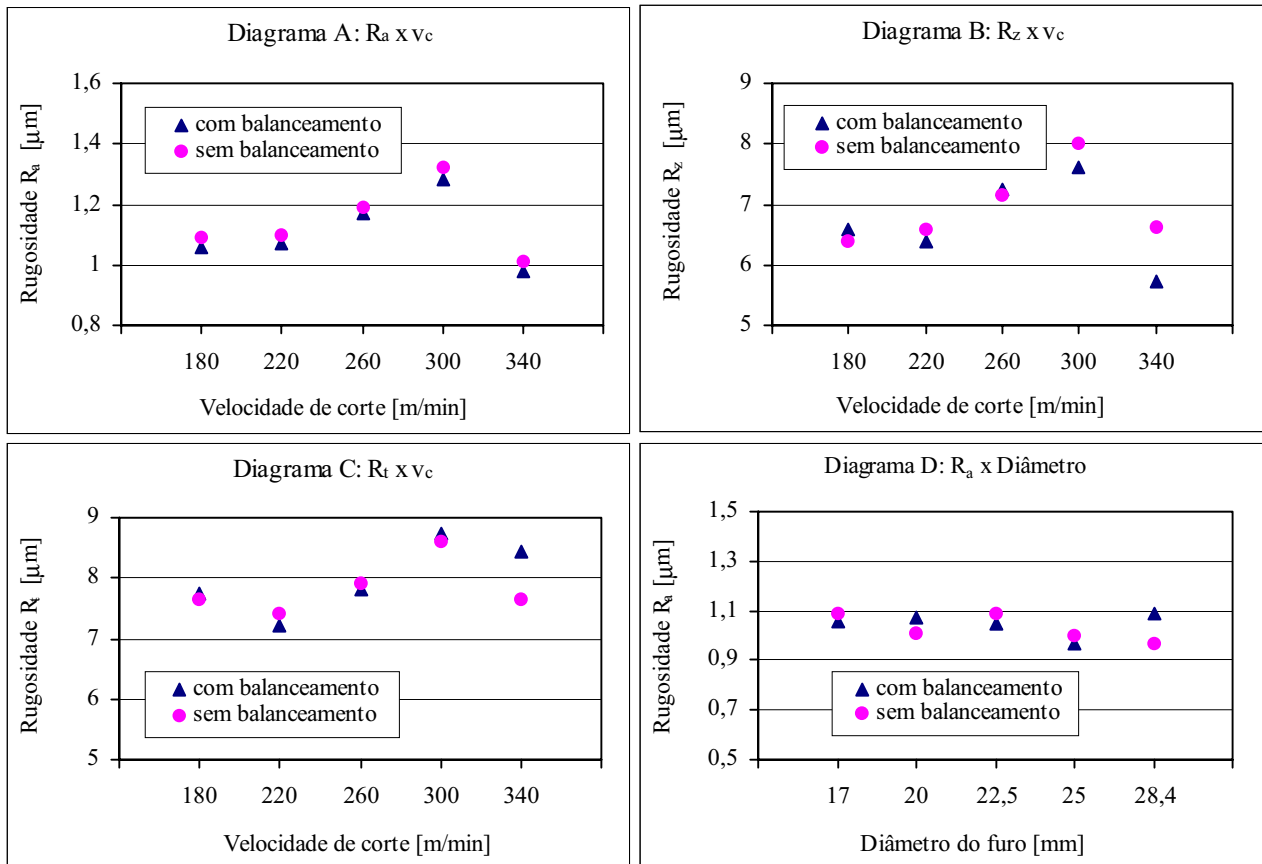


Figura 7. Rugosidades em função da velocidade de corte v_c .

Ao contrário do esperado, a rugosidade não apresenta diferença significativa entre os furos mandrilados com e sem sistema de balanceamento. Apesar de os valores de rugosidade não se manterem constantes, apresentando uma tendência à diminuição com o aumento da velocidade de corte, não é encontrada diferença entre valores de rugosidade para furos mandrilados com e sem sistema de balanceamento para uma mesma velocidade de corte. Os diagramas da Fig. (7) mostram os valores de rugosidades R_a , R_t e R_z medidas nos furos de 22,5 mm de diâmetro, assim como valores de R_a para os cinco diâmetros.

4.4. Medições de vibração

Todos os ensaios de usinagem descritos no item anterior foram acompanhados de medições de vibração, buscando relacionar os resultados obtidos pertinentes à usinagem com níveis de vibração presentes no processo. Assim, foram realizadas medições de vibração no suporte do fuso da fresadora sem que fosse realizada a usinagem dos furos, bem como no corpo de prova durante o mandrilamento dos mesmos. As medições de vibração do fuso foram realizadas nas mesmas condições nas quais foram mandrilados os respectivos furos. Isto é, com a mesma rotação e com a mesma excentricidade da ferramenta.

Para os furos de 22,5 mm de diâmetro, onde a rotação foi o parâmetro variável, foram obtidos os resultados mostrados nos diagramas da Fig. (8).

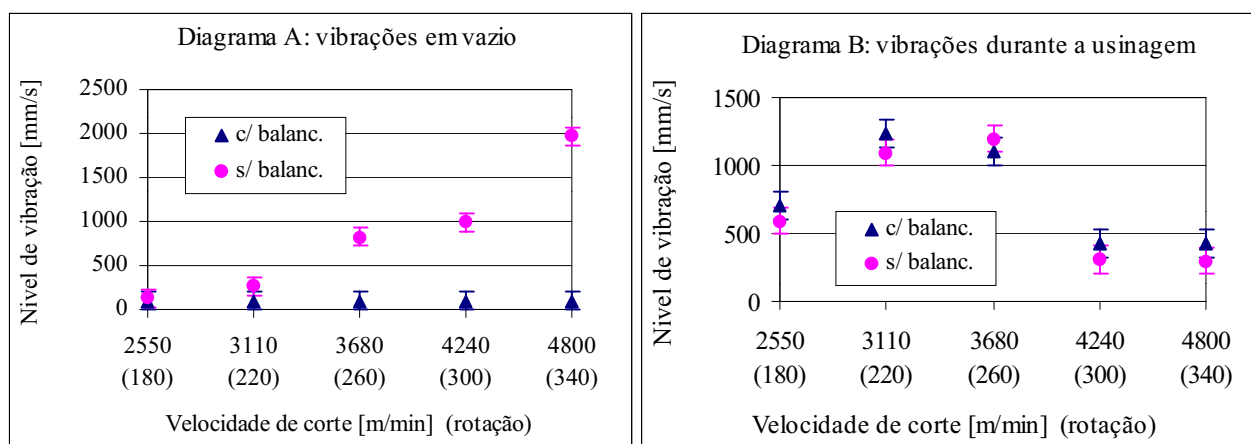


Figura 8. Níveis de vibração para furos de 22,5 mm de diâmetro

Observando-se o diagrama A, pode-se perceber que com o aumento da rotação, aumentam os níveis de vibração medidos no fuso para o cabeçote sem balanceamento. As medições realizadas para o cabeçote com balanceamento não revelam nenhum aumento do nível de vibração. No entanto, como mostrado no diagrama B, as medições realizadas no corpo de prova durante a usinagem dos furos não apresentam diferença significativa entre o mandrilamento com e sem balanceamento.

Um comportamento semelhante ao descrito acima pôde ser observado também nos ensaios de mandrilamento de furos com diâmetros variáveis e condições de corte constantes, como mostrado nos diagramas da Fig. (9). Aqui os níveis de vibração medidos no fuso da fresadora apresentam clara diferença. No entanto, quando medidos no corpo de prova durante a usinagem, são semelhantes.

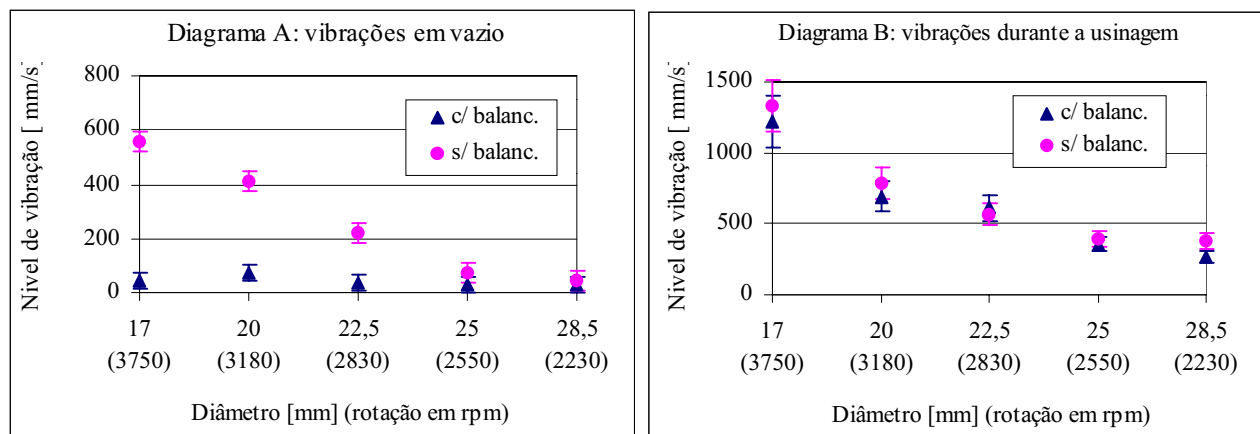


Figura 9. Níveis de vibração para furos de diâmetros variados

Os comportamentos observados nos diagramas A das Fig. (8) e (9) eram esperados. No primeiro caso – excentricidade constante – o aumento do nível de vibração com o aumento da rotação do fuso era esperado, uma vez que a força centrífuga F_c causadora da vibração é proporcional ao quadrado do aumento da velocidade angular ω . No segundo caso, para uma velocidade de corte constante, o aumento de excentricidade leva a uma diminuição da rotação do fuso. Apesar do aumento de excentricidade da ferramenta contribuir para o aumento da força centrífuga, a influência da diminuição da velocidade angular é mais forte, por ser esta elevada ao quadrado. Esperava-se o mesmo comportamento com relação aos níveis de vibração medidos no corpo de prova durante o mandrilamento dos furos. Isto, no entanto, não foi observado, como mostram os diagramas B da Fig. (8) e (9). Para os dois casos – diâmetro constante e variável – os níveis de vibração não apresentaram diferenças significativas para as situações com e sem balanceamento.

Os experimentos com furos de 22,5 mm de diâmetro mostram claramente a falta de coerência entre as medições de vibração em vazio e durante o mandrilamento. Como mostrado nos itens 4.1 e 4.2, os erros de circularidade e de cilindridade aumentaram com o aumento da rotação para o mandrilamento sem balanceamento. Assim como os erros de circularidade e cilindridade, também o nível de vibração em vazio do fuso da fresadora com o cabeçote sem balanceamento aumentou. No entanto, o nível de vibração obtido durante a usinagem diminuiu. Apesar desta diminuição, o ruído gerado pela máquina sofreu um aumento drástico ao se aumentar a rotação, perceptível sem a utilização de qualquer aparelho de medição. Assim sendo, tudo indica que as medições de nível de vibração durante a usinagem não são coerentes com o real comportamento do sistema.

Este comportamento contraditório do nível de vibração medido durante a usinagem pode ter como causa o fato de o corpo de prova ter um número demasiado de furos, o que pode ter afetado sua rigidez, prejudicando as medições de vibração.

5. Conclusões

A utilização de sistemas de balanceamento pode trazer vantagens, no entanto, somente em casos específicos. Como mostrado nos resultados dos experimentos, a influência do sistema de balanceamento é somente significativa a partir de rotações mais elevadas. Nos ensaios realizados, os resultados obtidos com rotações até 3000 rpm não sofreram nenhuma influência da utilização do sistema de balanceamento.

Sendo a rotação função do diâmetro do furo e da velocidade de corte recomendada para o inserto utilizado, cada caso deve ser analisado, visando determinar a real necessidade de utilização de um sistema de balanceamento. Em linhas gerais, pode-se afirmar que para o mandrilamento de furos de grandes diâmetros, onde altas velocidades de corte são atingidas a baixas rotações do conjunto fuso-cabeçote, a utilização de sistemas de balanceamento é dispensável. Para uma mesma velocidade de corte, furos menores exigirão rotações mais altas, onde sistemas de balanceamento podem ser necessários.

Obviamente os experimentos realizados não são suficientes para determinar quando a utilização do sistema de balanceamento é necessária, dado que foram levadas em consideração nos ensaios apenas algumas situações de usinagem. No entanto, estes resultados servem para alertar o potencial comprador de ferramentas de mandrilar, que nem sempre o sistema de balanceamento é necessário. Dependendo das velocidades de corte, diâmetros e condições da máquina-ferramenta, pode-se abrir mão de tal sistema, o que certamente refletirá no custo de aquisição da ferramenta.

6. Bibliografia

- Buck, G., 1974, “ Einstellprinzipien an Bohrwerkzeugen” , Werkzeugmaschine International, Würzburg, Germany, No.4, pp. 9-12.
- Buck, G., 1974, “ DurchmesserEinstellung an Bohrstangen durch Meißelverlagerung” , Werkzeugmaschine International, Würzburg, Germany, No.5, pp. 43-52.
- Ferraresi, D., 1970, “ Fundamentos da Usinagem dos Metais” , Ed. Edgard Blücher, S. Paulo, Brasil, 751 p.
- Gähr, H., 1994, “ Ausbohren bei Hochgeschwindigkeit” , Werkstatt und Betrieb, München, Germany, No. 127, pp. 948-950.
- Kaiser Precision Tooling Inc, “ Single Cutter Boring Head EWB 2-50 Balanceable” , Catalog No. 10.112.107

BORINGHEADS WITH ADJUSTABLE ECCENTRICITY AND COUNTERBALANCE SYSTEM

Walter Lindolfo Weingaertner

Universidade Federal de Santa Catarina, Departamento de Eng. Mecânica, Laboratório de Mecânica de Precisão, 88010-970, Florianópolis, SC, Brasil. E-mail: wlw@emc.ufsc.br

Rolf Bertrand Schroeter

Universidade Federal de Santa Catarina, Departamento de Eng. Mecânica, Laboratório de Mecânica de Precisão, 88010-970, Florianópolis, SC, Brasil. E-mail: rolf@emc.ufsc.br

Henrique Brüggmann Mühle

Universidade Federal de Santa Catarina, Laboratório de Mecânica de Precisão, 88010-970, Florianópolis, SC, Brasil.

E-mail: henrique.muhle@volkswagen.com.br

Abstract. *The main aim of this study is to evaluate the influence of counterbalance system on the boring process. The assessment is based on experimental results related to surface quality and form accuracy of the machined holes. Those experiments were performed at the Laboratório de Mecânica de Precisão – Universidade Federal de Santa Catarina. Experiments were implemented to verify the influence of the vibration caused by unbalances, considering the boring operations of holes with diameters ranging from 17 to 28 mm. Parameters related to form accuracy (roundness and cylindricity) and surface quality of the holes are presented, considering different vibration levels for a unique cutting condition. For the same diameter, the measured boring head vibration corresponds to the maximum and minimal possible levels for the operation.*

The results show that the use of counterbalance systems is not always necessary, once for some conditions the same surface quality and form accuracy were obtained with and without using the counterbalance system.

Keyword: *Boring process, boring heads, unbalance, surface quality, form precision.*

AVALIAÇÃO DO DESEMPENHO DE BROCAS HELICOIDAIS DE AÇO - RÁPIDO NA FURAÇÃO COM MINIMIZAÇÃO E ELIMINAÇÃO DE FLUIDO DE CORTE

Walter Lindolfo Weingaertner

Universidade Federal de Santa Catarina, Departamento de Eng. Mecânica, Laboratório de Mecânica de Precisão, 88010-970, Florianópolis, SC, Brasil. E-mail: wlw@emc.ufsc.br

Rolf Bertrand Schroeter

Universidade Federal de Santa Catarina, Departamento de Eng. Mecânica, Laboratório de Mecânica de Precisão, 88010-970, Florianópolis, SC, Brasil. E-mail: rolf@lmp.ufsc.br

Cleiton Rodrigues Teixeira

Fundação Universidade Federal do Rio Grande, Departamento de Materiais e Construção, 96200-900, Rio Grande, RS, Brasil. E-mail: dmcrt@super.furg.br

Pablo Ricardo Amarante de Castro

Universidade Federal de Santa Catarina, Departamento de Eng. Mecânica, Laboratório de Mecânica de Precisão, 88010-970, Florianópolis, SC, Brasil. E-mail: castro@lmp.ufsc.br

Resumo. O principal objetivo deste trabalho é analisar o desempenho de brocas helicoidais de aço-rápido revestidas com nitreto de titânio (TiN) e nitreto de titânio e bissulfeto de molibdênio (TiN+MoS₂) na furação, sob diferentes condições de lubrificação e refrigeração e com diferentes tipos de meios lubri-refrigerantes. Para tal avaliou-se o comportamento da força axial, do momento torçor e do desgaste máximo de flanco ($VB_{máx.}$) na usinagem do aço ABNT 1040. Além disso, a rugosidade R_a do furo também foi avaliada como parâmetro indicador da qualidade do processo. Utilizaram-se quatro condições distintas de lubrificação e refrigeração para este estudo: usinagem a seco, com emulsão e com mínima quantidade de fluido de corte (MQFC), sendo esta última com óleo vegetal e mineral. As informações geradas servem como uma referência inicial para uma comparação entre as situações atuais de produção, a usinagem com minimização de fluido de corte e a usinagem com eliminação de fluido de corte. Os resultados mostram a possibilidade de substituição da forma convencional e lubrificação pela técnica de usinagem com mínima quantidade de fluido de corte (QMFC).

Palavras-chave: Minimização de fluido de corte, furação, brocas helicoidais.

1. Introdução

Na indústria metal-mecânica, os fluidos de corte são um dos produtos mais utilizados. Eles influenciam diretamente na vida das ferramentas, acabamento superficial e precisão geométrica das peças e tornam a quebra e transporte dos cavacos mais fáceis (Klocke e Eisenblätter, 1997). Segundo Teixeira (1997), estes produtos são comprovadamente prejudiciais à saúde dos operadores de máquinas-ferramentas e agressivos ao meio ambiente. A preocupação ambiental aumenta a cada ano, e com ela surge uma legislação cada vez mais rígida, o que aumenta os problemas de descarte. Estes fatos têm obrigado a que cada vez mais empresas se aprofundem nas questões de compatibilidade ambiental do seu processo produtivo. Todos os segmentos estão preocupados com esse problema, mas a área produtiva é apontada como a principal responsável (Heisel e Lutz, 1998). Como consequência, a usinagem a seco e com quantidade mínima de fluido de corte (MQFC) tem-se mostrado como uma alternativa para utilização em processos de usinagem.

Segundo König (1997), o processo de furação com brocas helicoidais é um dos mais utilizados dentre as operações de usinagem. O desenvolvimento de novos revestimentos e materiais que aumentam a resistência das ferramentas ao desgaste e que permitem a usinagem em altas temperaturas contribuem para o emprego destas ferramentas na usinagem a seco (Teeter, 1999; Zelinski, 1998; Kubel, 1998; Sandvik Coromant, 1994). O objetivo deste trabalho é avaliar os aspectos tecnológicos na furação com brocas helicoidais de aço-rápido revestidas (TiN e TiN+MoS₂) usinando a seco e com MQFC para diferentes tipos de fluido de corte. Este estudo visa melhorar a eficiência tecnológica, econômica e ecológica do processo de furação, fornecendo suporte técnico aos atuais processos produtivos. Também busca-se o desenvolvimento de novas tecnologias que possam suprir as necessidades econômicas e ecológicas dos processos de fabricação, cada vez maiores.

2. Fundamentos da usinagem a seco e com quantidade mínima de fluido de corte (QMFC)

Na usinagem a seco, como o próprio nome diz, não se utiliza nenhum tipo de produto auxiliar que atue na lubrificação e refrigeração do processo de corte do material. Segundo Klocke e Gerschwiller (1996) a usinagem com quantidade mínima de fluido de corte (QMFC) refere-se a vazões de até 50 ml/h, onde o fluido é aplicado em forma de névoa. Vazões superiores a esta são consideradas aplicações reduzidas de fluido de corte. A usinagem com quantidade

mínima de fluido de corte é uma alternativa para os casos onde a total eliminação dos fluido de corte não é possível. Apresenta como vantagem a combinação entre um certo grau de lubrificação e refrigeração com um consumo extremamente baixo de fluido de corte. Esta técnica é considerada um elo de ligação entre a usinagem a seco e a convencional (Subramanian et. al. 1993, Novaski e Dörr, 1999, Teixeira et. al. 1999).

As limitações destas duas técnicas estão na redução e até mesmo eliminação das funções tecnológicas primárias dos fluidos de corte como refrigeração, lubrificação e transporte de cavacos. O atrito e a adesão entre o material da peça e da ferramenta é maior, sendo estes submetidos a elevadas cargas térmicas, o que pode acelerar o processo de desgaste. Outro aspecto negativo está na dificuldade de controle da formação dos cavacos, da precisão dimensional e geométrica das peças e do comportamento térmico da máquina-ferramenta (Graham, 2000; Novaski e Dörr, 1999; Klocke e Gerschwiler, 1996). Deste modo são necessárias novas soluções no sistema ferramenta-máquina-peça-processo, como mostrado a seguir (Zelinski, 1998; Subramanian et. al. 1993; Heisel et. al. 1998; Klocke e Eisenblätter, 1997):

Com relação às ferramentas, estas devem apresentar elevada dureza a quente e resistência ao desgaste. A utilização de revestimentos como o TiN, TiAlN, TiC, MoS₂ e de materiais de ferramentas melhores, como o metal-duro com micro-grãos e elevado teor de TiC, TaC e Co, por exemplo, melhoram o desempenho na usinagem a seco e com QMFC. Quanto à máquina-ferramenta, como nestas condições de usinagem o cavaco apresenta-se mais quente que em processos convencionais, pode ocorrer um aquecimento dos componentes da máquina, afetando a precisão dimensional das peças. Para apresentar melhores resultados, a máquina deve ter no mínimo um sistema eficiente de transporte de cavaco, encapsulamento e sistema para aplicação de QMFC.

A usinabilidade e as propriedades termomecânicas do material da peça também influenciam fortemente a viabilidade tecnológica e econômica da usinagem a seco e com QMFC. O material adequado para usinar nestas condições deve ter baixa condutividade térmica, alta capacidade calorífica e alta densidade. E finalmente, novos parâmetros de corte de usinagem devem ser empregados. O aumento da velocidade de corte e avanço diminuem o tempo de contato entre a peça e a ferramenta, aumentando também a produtividade, porém este aumento no fluxo de cavacos pode prejudicar a saída dos mesmos. Recomenda-se, assim, a análise individual de cada caso, considerando-se todos os aspectos envolvidos.

3. Materiais e equipamentos utilizados

3.1. Ferramentas de corte

Neste trabalho foram utilizadas dez brocas helicoidais de aço-rápido DIN 338 geometricamente idênticas. Destas, cinco brocas tinham a especificação 651 (ferramentas A) e cinco 651E (ferramentas B), sendo revestidas com TiN e TiN+MoS₂, respectivamente. As condições de usinagem utilizadas durante os ensaios estão apresentadas na Tab. (1) e foram definidas em função das recomendações do fabricante e da literatura técnica consultada (Weingaertner et. al., 1999; Gühring, 1997; Gühring, 1996; Stemmer, 1995; König, 1990).

Tabela 1. Condições de usinagem para as ferramentas.

| Ferramenta | Fluido de Corte | v_c (m/min) | f (mm) | n (rpm) | d (mm) |
|------------|-----------------|---------------|--------|---------|--------|
| A1 | Seco | 32 | 0,185 | 1018 | 10 |
| A2 | Seco | 32 | 0,185 | 1018 | 10 |
| A3 | Emulsão | 32 | 0,185 | 1018 | 10 |
| A4 | MQFC 1 | 32 | 0,185 | 1018 | 10 |
| A5 | MQFC 2 | 32 | 0,185 | 1018 | 10 |
| B1 | Seco | 32 | 0,185 | 1018 | 10 |
| B2 | Seco | 32 | 0,185 | 1018 | 10 |
| B3 | Emulsão | 32 | 0,185 | 1018 | 10 |
| B4 | MQFC 1 | 32 | 0,185 | 1018 | 10 |
| B5 | MQFC 2 | 32 | 0,185 | 1018 | 10 |

3.2. Meios lubri-refrigerantes

Os tipos e as formas de aplicação dos meios de lubrificação e refrigeração utilizados estão mostradas na Fig. (1).

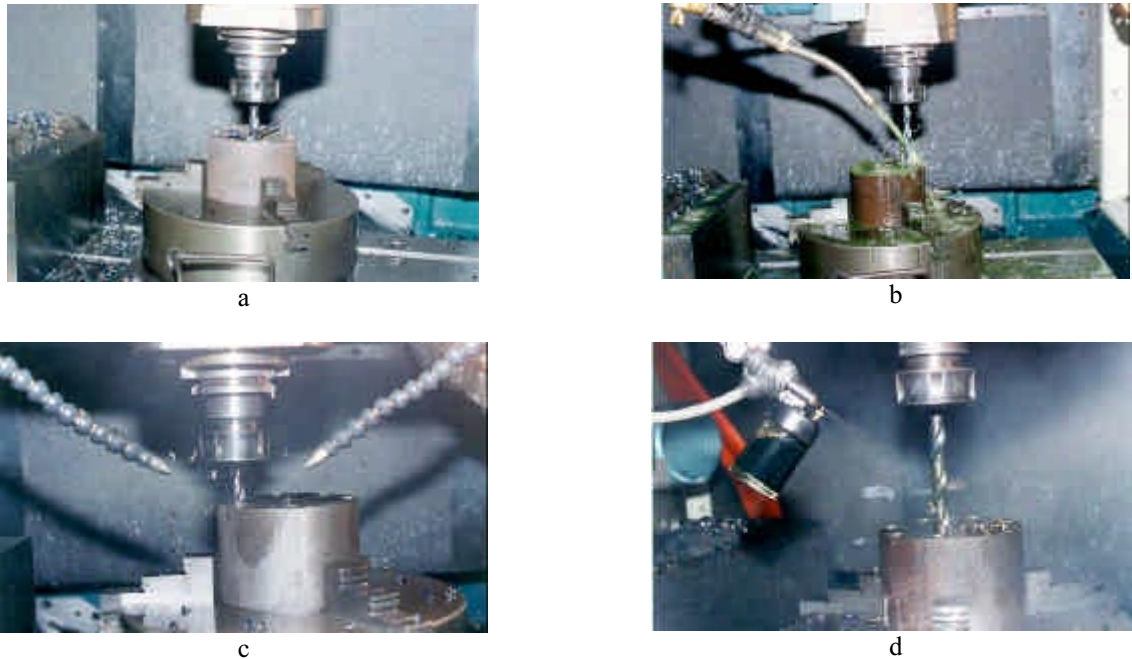


Figura 1. Condições de lubrificação e refrigeração ensaiadas.

- a) A seco: sem introdução de meio lubri-refrigerante além do ar presente no ambiente;
- b) Emulsão: solução em água com 6% de Maxlub Recut 2, fornecido pela empresa BARDAHL, aplicado a uma inclinação de 45° entre a peça e a ferramenta e com uma vazão de aproximadamente 360 l/h;
- c) MQFC 1: óleo vegetal IT-Micro 4300, fornecido pela empresa I. Terstegen, aplicado por meio de dois bicos injetores com uma pressão de 3 bar, a uma inclinação de 45° entre a superfície da peça e a ferramenta. Vazão de 25 ml/h em cada bico, totalizando 50 ml/h e;
- d) MQFC 2: óleo mineral Maxlub B5G725, fornecido pela empresa BARDAHL, aplicado a uma pressão de 3 bar com inclinação de 45° entre a superfície da peça e a ferramenta, através de um bico com vazão de 50 ml/h.

3.3. Material ensaiado e estratégia de usinagem

Os corpos de prova tiveram duas funções neste trabalho: possibilitar a análise do desgaste das ferramentas e a aquisição dos dados tecnológicos (esforços de corte e qualidade da furação). Foram fabricados em aço ABNT 1040 fornecido na forma de barras redondas laminadas, sem tratamento e sem acabamento com diâmetro bruto de 101,6 mm, cedidos pela empresa GERDAU S.A. e com 167 HB de dureza.

A furação foi feita verticalmente, em cheio, sem pré-furo e sem furo de centro. O furo eram não-passantes e tinham 30 mm de profundidade, sendo considerados não-profundos, segundo Stemmer (1992).

3.4. Equipamentos utilizados

Dentre os equipamentos utilizados estão uma fresadora CNC Romi Polaris F400, uma plataforma piezelétrica Kistler para furação tipo 9273, dois amplificadores de sinais Kistler do tipo AG 5006, placa de aquisição de sinais em um microcomputador, microscópio de ferramentaria Nikon Measurescope, sistema de aquisição de imagem digital e outros acessórios auxiliares. Já na avaliação da qualidade dos furos utilizou-se um rugosímetro Perthometer modelo S8P fabricado pela empresa Feinpruef GmbH, com apalpador mecânico com ponta de diamante de $10 \mu\text{m}$. As imagens das partes das broca foram adquiridas com uma câmera CCD juntamente com um conjunto de lentes e sistema de iluminação.

4. Metodologia utilizada

Para sistematizar os intervalos de aquisição dos dados e garantir a repetibilidade das medições, elaborou-se um plano de trabalho para os experimentos, como mostrado na Tab. (2). A primeira etapa consistiu na comprovação da qualidade geométrica das ferramentas e para isto foram avaliadas algumas dimensões principais, como o ângulo de hélice, ângulo de saída, ângulo de ponta, entre outros. As dimensões verificadas não apresentaram valores fora das margens de erro estabelecidas pelo fabricante.

Tabela 2. Seqüência de atividades para execução do ensaio.

| Etapa | Descrição |
|-------|--|
| 1 | Verificação da qualidade geométrica da broca |
| 2 | 1ª Aquisição dos dados força e momento torçor (broca nova) |
| 3 | Desgaste da ferramenta (3 em 3 m de comprimento linear usinado) |
| 4 | 2ª Aquisição dos dados de força, momento torçor e desgaste |
| 5 | Repetem-se as etapas 3 e 4 até serem atingidos 15 m de material usinado ou o colapso da ferramenta |

Tem-se assim 6 pontos de aquisição dos dados em intervalos constantes de 3 m de comprimento usinado, totalizando 15 m.

4.1. Medição da força axial e momento torçor

O sistema de aquisição do dados relativo à força axial e momento torçor estão mostrados na Fig.(2) abaixo:

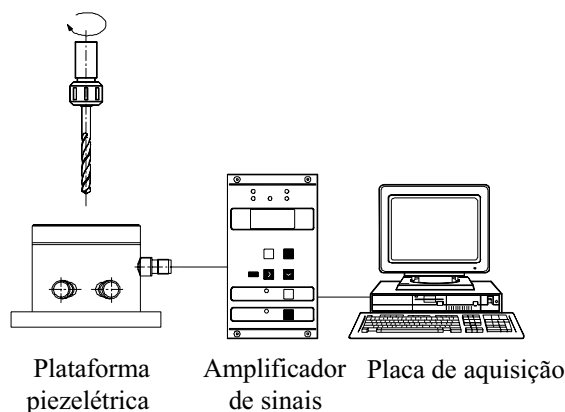


Figura 2. Sistema para aquisição da força axial e momento torçor.

Os sinais da força axial e do momento torçor foram adquiridos na plataforma piezolétrica ajustada para gravar 200 medições por segundo (0,2 kHz) durante todo o período de execução do furo de 30 mm de profundidade. Estes sinais foram enviados por dois canais distintos a dois amplificadores, um para a força axial e outro para o momento torçor. Após serem convertidos de sinais analógicos para digitais pela placa de conversão A/D, foram armazenados no microcomputador para um tratamento posterior. Como critério para comparação dos esforços de usinagem em cada ponto de medição, adotou-se a média dos valores de força axial e momento torçor dentro do intervalo de usinagem estabilizada (entre 2 e 8 segundos).

A Fig. (3) mostra a tendência linear de evolução da força axial média resultante para os ensaios das ferramentas A ao longo do comprimento linear usinado. A Fig. (4) mostra os resultados para o momento torçor médio das mesmas ferramentas.

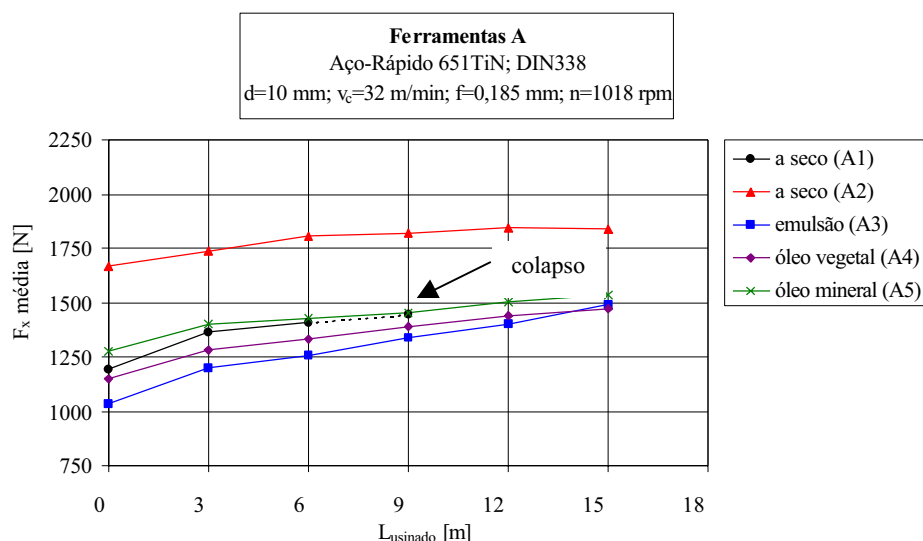


Figura 3. Tendência de evolução da força axial média das brocas A nas diferentes condições de ensaio.

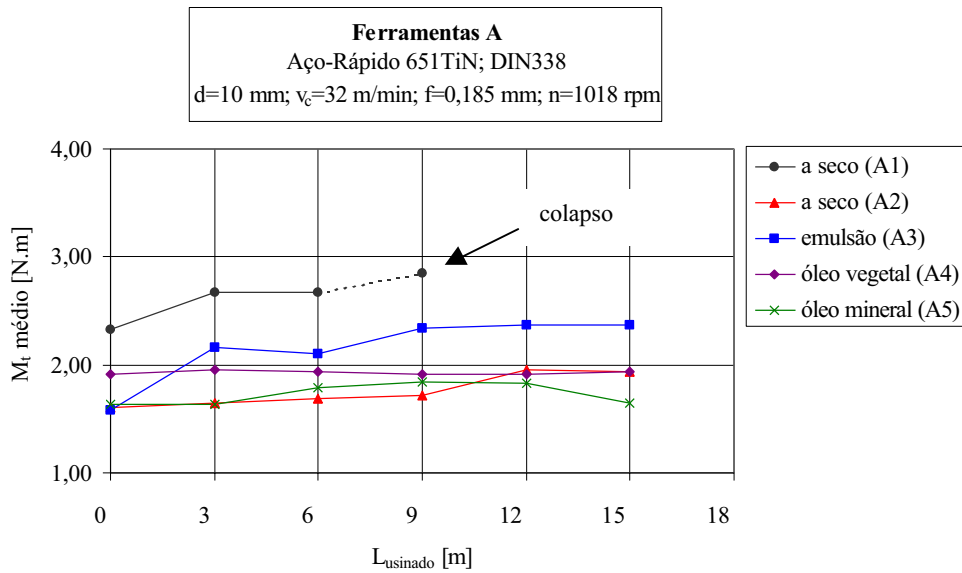


Figura 4. Tendência de evolução do momento torçor médio das brocas A nas diferentes condições de ensaio.

A Fig. (5) mostra a tendência linear de evolução da força axial média resultante para os 4 ensaios das ferramentas B e a Fig. (6) os resultados da tendência de evolução do momento torçor médio para as mesmas ferramentas.

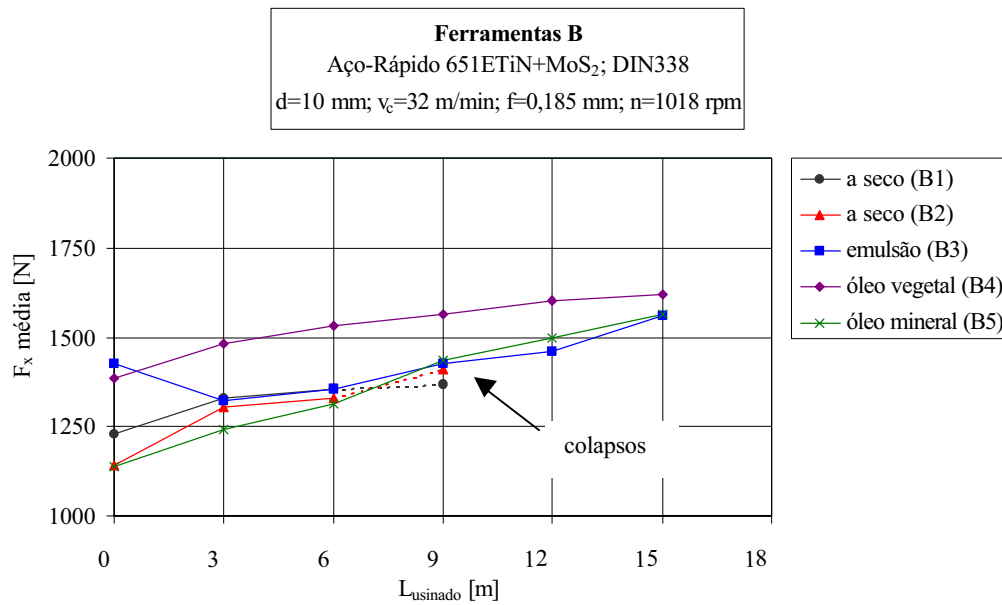


Figura 5. Tendência de evolução da força axial média das brocas B nas diferentes condições de ensaio.

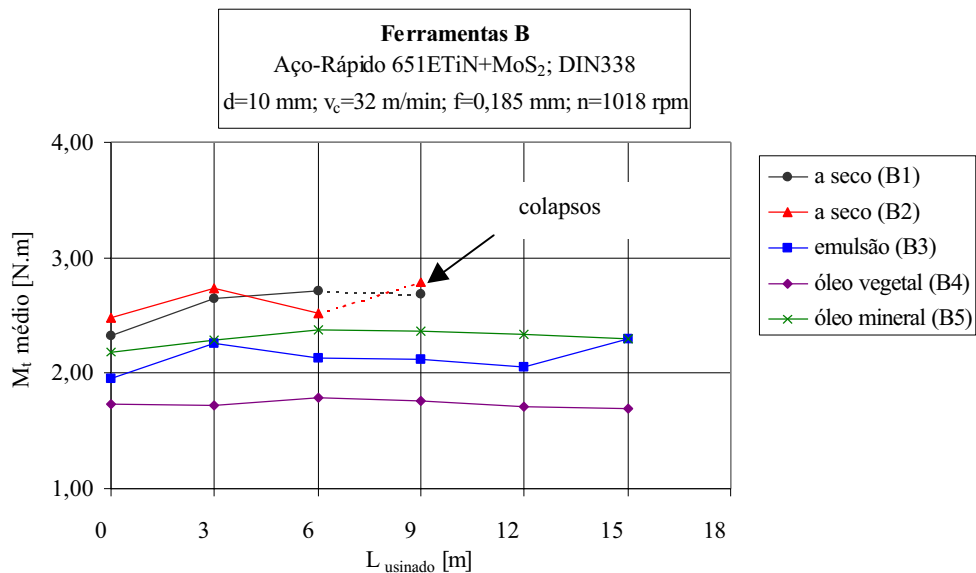


Figura 6. Tendência de evolução do momento torçor médio das brocas B nas diferentes condições de ensaio.

4.2 Medição do desgaste

A metodologia proposta por Schroeter e Teixeira (2000) foi empregada na quantificação do desgaste de flanco. Além disso foram adquiridas imagens de outras partes da brocas sujeitas ao desgaste, como a face, as guias laterais e o gume transversal, como auxílio na análise dos resultados. As imagens foram adquiridas com uma câmera CCD em intervalos pré-determinados, conforme citado anteriormente. As imagens foram gravadas e analisadas em uma etapa posterior através de um programa computacional adequado para a medição dos respectivos desgastes. As Fig. (7) e (8) demonstram o a tendência evolutiva das marcas de desgaste máximo no flanco principal (VB_{máx.}) das brocas A e B respectivamente, sendo considerado o gume com a maior marca de desgaste em cada ponto de medição como sendo o valor representativo para o desgaste da broca.

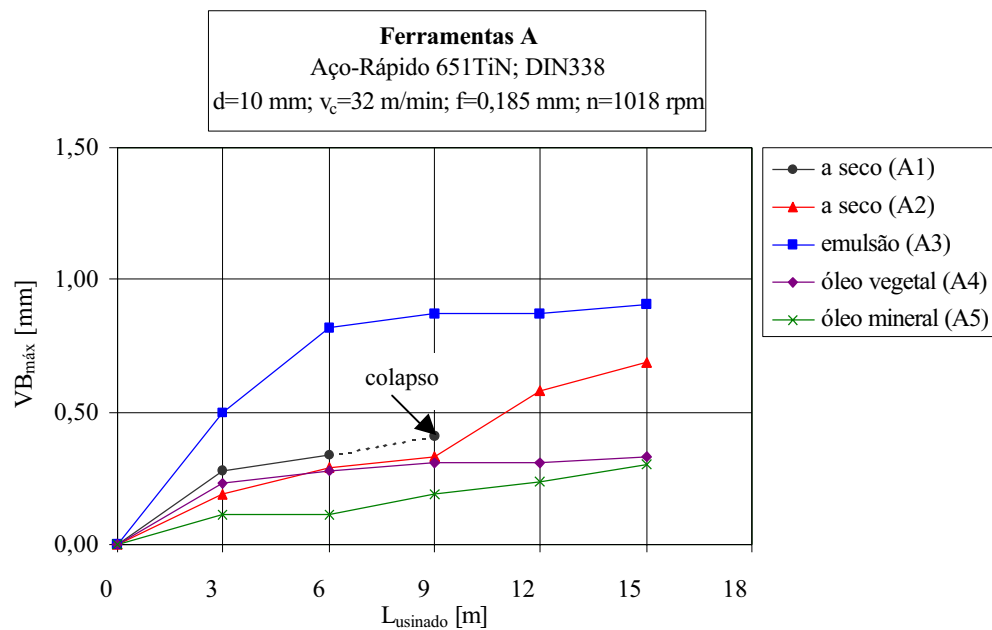


Figura 7. Tendência de evolução da marca de desgaste no flanco principal (VB_{máx.}) nas brocas A nas diferentes condições de ensaio.

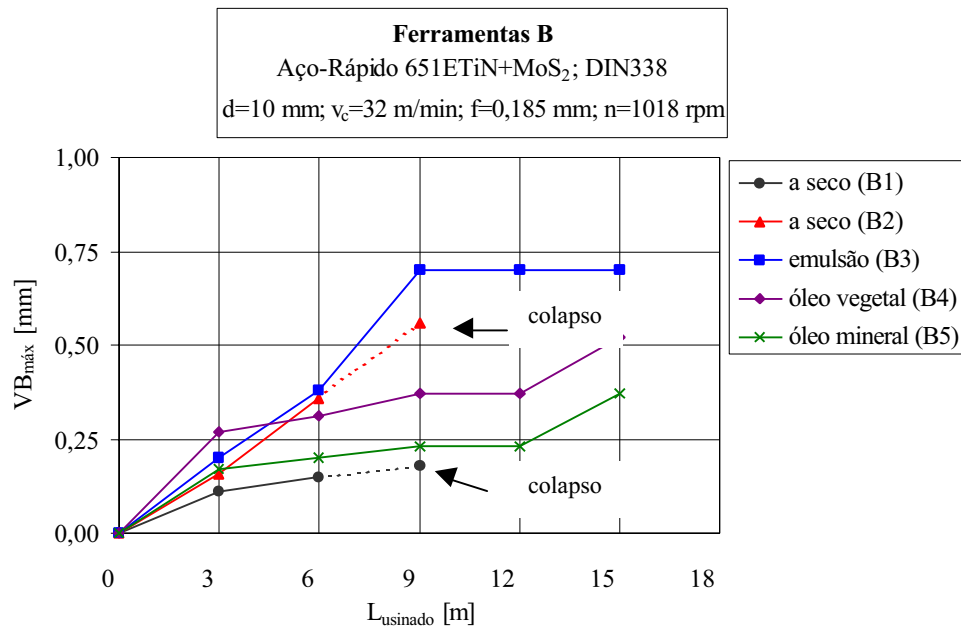


Figura 8. Tendência de evolução da marca de desgaste no flanco principal ($VB_{máx.}$) nas brocas A nas diferentes condições de ensaio.

4.3 Medição da rugosidade R_a

Neste trabalho a textura superficial foi avaliada em função do parâmetro R_a de rugosidade da parede do furo. Para a obtenção de tal valor utilizou-se o rugosímetro com apalpador mecânico de ponta de diamante com 10 μm de raio de ponta. As medições foram feitas em três diferentes posições, tendo sido considerada a rugosidade R_a do furo a média aritmética destas três medições.

As medições foram realizadas com o *cut-off* de 2,5 mm, pois na maior parte das pré-medições os valores de R_a situaram-se na faixa entre 2 e 10 μm . Com a fixação do *cut-off* os valores obtidos caracterizam sempre a mesma região do furo. A utilização deste *cut-off* resultou em um comprimento linear de medição de 17,5 mm, mas como devem ser desconsiderados o primeiro e o último intervalo de medição cada um de 2,5 mm, o comprimento efetivo de medição foi de 12,5 mm. Este intervalo efetivo de medição corresponde praticamente à região central do furo compreendida em 10 e 22,5 mm de profundidade. O comportamento de R_a resultante da furação com as brocas A e brocas B é mostrado nas Fig. (10) e (11), respectivamente.

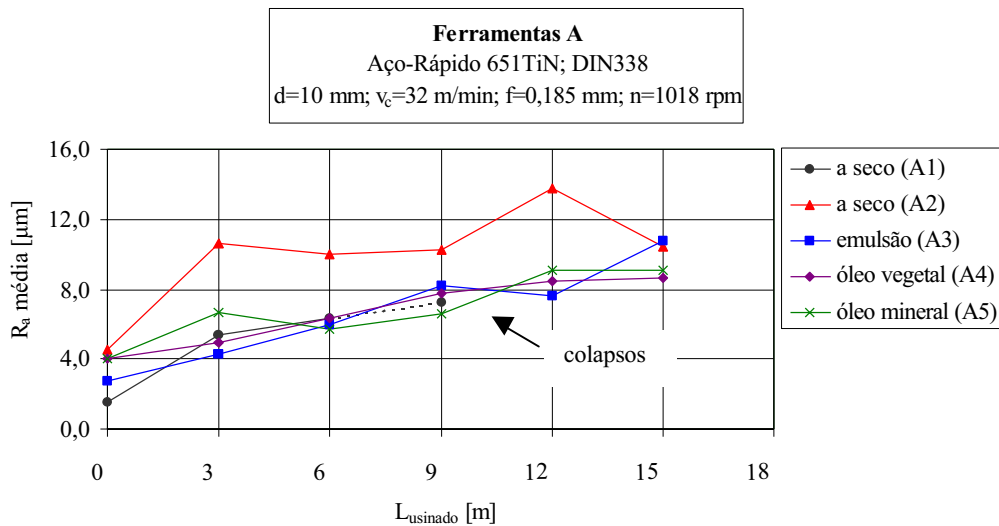


Figura 10. Tendência de evolução dos valores da rugosidade R_a para as ferramentas A nas condições ensaiadas.

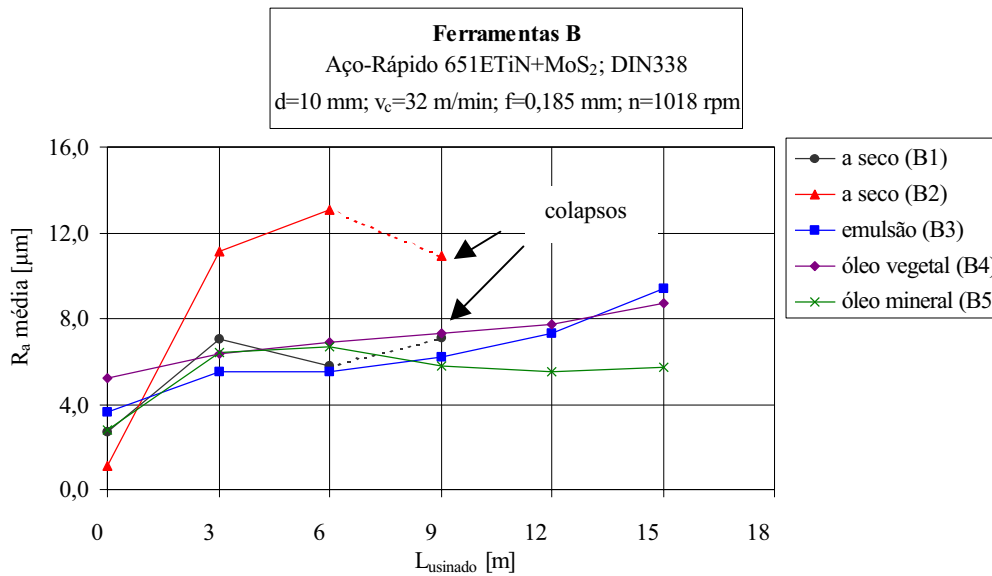


Figura 11. Tendência de evolução dos valores da rugosidade R_a para as ferramentas B nas condições ensaiadas.

5. Análise dos resultados

5.1. Ferramentas A

Dentre as ferramentas do tipo A, a broca A1 ensaiada a seco não alcançou o comprimento final de usinagem, entrando em colapso aos 9 m de usinagem após ter começado a vibrar. Analisando as fotos adquiridas, verifica-se que uma das guias laterais e a respectiva quina da ferramenta sofreram um pequeno lascamento momentos antes do início da vibração. Repetiu-se o ensaio a seco com a ferramenta A2 e esta ferramenta atingiu os 15 m de usinagem. Percebe-se através da Fig. (3) que as ferramentas A1 e A2 ensaiadas a seco apresentaram diferenças nos valores da F_x média. Isto pode ter ocorrido devido a uma falha operacional dos equipamentos no momento da aquisição dos dados de força. Deste modo deveria ter sido realizado mais um ensaio nesta condição para a confirmação de um destes valores, o que não foi possível pela indisponibilidade de ferramentas. Assim sendo, não se pode chegar à conclusões concretas sobre o comportamento da força nesta condição de usinagem. A furação com emulsão apresentou os menores valores de F_x média dentre todas as condições ensaiadas ao longo dos 15 m de usinagem, porém estes valores ficaram muito próximos dos valores resultantes das usinagens com QMFC. Se o desempenho das duas ferramentas nas quais utilizou-se a técnica da minimização for analisado, pode-se observar que a usinagem com óleo vegetal mostrou-se levemente superior no que diz respeito à redução da força axial. De um modo geral, os resultados ficaram muito próximos uns dos outros para se poder afirmar que uma das condições de lubrificação e refrigeração levou a resultados muito melhores do que as outras em termos de força.

Como comentado anteriormente, acredita-se que tenha havido uma falha operacional na aquisição dos dados das ferramentas ensaiadas a seco (A1 e A2), fato este que pode ser percebido novamente na disparidade dos valores do M_t médio adquiridos nesta condição Fig. (4). Desta maneira, mais uma vez fica difícil concluir sobre o comportamento do momento nos casos em que usinou-se a seco. A usinagem com emulsão difere-se das usinagens realizadas com QMFC por apresentar um crescimento relativamente acentuado nos primeiros 3 m de furação, mantendo-se os valores de M_t superiores a partir deste ponto até o fim dos ensaios. Nas usinagens com QMFC houve uma certa estabilidade do M_t durante os ensaios. Os valores do M_t de A4 e A5 ficaram muito próximos uns dos outros para se poder afirmar que um destes meios lubri-refrigerantes levou a melhores resultados.

Analisando a Fig. (7), percebe-se que as ferramentas que usinaram a seco apresentaram comportamento semelhante até o momento em que houve o colapso da ferramenta A1. A partir deste ponto (9 m), os valores de $VB_{máx.}$ de A2 foram menores apenas do que os valores apresentados na usinagem com emulsão (A3). Na usinagem com emulsão (A3) o desgaste de flanco apresentou desde o início os maiores valores dentre todas as condições ensaiadas, fato este que pode estar associado aos choque térmicos gerados pela aplicação deste produto. Na furação com QMFC, a broca A5 (óleo mineral) apresentou os menores valores de $VB_{máx.}$ dentre as quatro condições ensaiadas durante todo o comprimento de usinagem programado. Já a broca A4 (óleo vegetal) apresentou um comportamento semelhante ao da broca A2 (a seco) até os 9 m. Após este ponto houve uma estabilização no caso da broca A4, enquanto que para a A2 o $VB_{máx.}$ cresceu acentuadamente.

Através da análise da Fig. (10) não é possível obter uma conclusão definitiva sobre qual condição de lubrificação e refrigeração foi mais benéfica em termos de rugosidade. Mesmo assim, observa-se que a broca A2 que usinou a seco gerou valores de R_a superiores aos apresentados nas outras condições de ensaio. Entretanto, a broca A1 que também usinou a seco, até o momento do colapso vinha apresentando resultados semelhantes aos das outras condições.

5.2. Ferramentas B

Através da Fig. (5), verifica-se que as ferramentas B1 e B2 ensaiadas a seco apresentaram uma similaridade na evolução dos valores da F_x média. Estes valores são próximos aos valores verificados na usinagem com emulsão e óleo mineral até os 9 m. O valor da força adquirida com a broca B3 nova é incoerente, e pode ter sido causado por problemas operacionais que afetaram diretamente o canal 1 do amplificador, a plataforma piezelétrica ou devido à presença de alguma inclusão no material. Porém, a partir dos 3 m os dados comportaram-se de forma coerente. Percebe-se, então, que os valores estão muito próximos dos adquiridos nos ensaios a seco e com óleo mineral. Fica evidente que dentre todas as condições ensaiadas, a usinagem com óleo vegetal foi a que apresentou os maiores valores de F_x durante todo o ensaio.

Na usinagem a seco, as ferramentas B1 e B2 apresentaram valores de M_t muito próximos e superiores aos das outras condições de lubrificação e refrigeração. Este comportamento de certa forma é previsível, pois nesta condição o atrito entre as guias laterais da ferramenta e a parede do furo é muito elevado. A broca B3 que utilizou emulsão apresentou uma certa instabilidade no comportamento evolutivo da curva do M_t , havendo uma variação nos seis primeiros metros de usinagem, bem como nos três últimos. Os valores situaram-se entre os apresentados na furação com QMFC, sendo superiores aos do óleo vegetal e levemente inferiores aos do óleo mineral. Dentre todas as condições ensaiadas a que se mostrou mais eficiente na redução do M_t foi a usinagem com QMFC empregando óleo vegetal, como pode ser percebido claramente na Fig.(6).

A análise da Fig. (8) mostra que as ferramentas que usinaram a seco apresentaram um comportamento diferente na evolução do desgaste de flanco. Tal fato pode ocorrer, segundo Subramanian et. al. (1993), porque nas brocas o fenômeno de desgaste é randômico, sendo que o tamanho, a forma e a região desgastada muda constantemente. A realização de mais um ensaio nesta condição seria indicado para melhor conhecer o comportamento evolutivo de $VB_{máx.}$ na usinagem a seco. A usinagem com emulsão apresentou um crescimento da marca de desgaste de flanco muito elevado principalmente a partir dos 6 m, sendo similar ao comportamento apresentado por uma das brocas ensaiadas a seco. Dos 9 aos 15 m percebe-se uma estabilização na evolução do desgaste, porém os valores medidos possivelmente apresentam incorreções devido à dificuldade de visualização das marcas de $VB_{máx.}$ no momento da medição. Mesmo havendo a possibilidade de estabilização, é pouco provável que os valores de $VB_{máx.}$ sejam os mesmos. Nos casos onde usinou-se com QMFC, o comportamento evolutivo de $VB_{máx.}$ foi muito similar para os dois óleos empregados, porém a broca que usinou com óleo mineral (B5) permitiu a obtenção dos menores valores dentre todas as ferramentas ensaiadas. Aos 9 m o valor de $VB_{máx.}$ chegou a ser 3 vezes menor do que o apresentado na usinagem com emulsão.

Analisando o comportamento de R_a na usinagem a seco, percebe-se uma grande disparidade nos valores resultantes da furação com as brocas B1 e B2. A broca B3, B4 e B5 apresentaram valores muito semelhantes, porém pode-se destacar uma certa estabilidade de R_a na furação com a broca B4 (óleo vegetal) e a geração dos menores valores de rugosidade nos últimos seis metros de usinagem pela broca B5 (óleo mineral).

6. Conclusões

Apesar não terem sido feitas repetições nos ensaios que possibilitassem um tratamento estatístico dos dados e o processo estudado possuir características específicas, é possível apresentar conclusões que são discutidas a seguir.

Para as ferramentas do tipo A, a usinagem utilizando emulsão foi a que apresentou as maiores marcas de desgaste de flanco, provavelmente devido aos choques térmicos ocorridos durante o processo. Pode-se dizer que as marcas de desgaste apresentadas pela ferramentas A4 e A5 que usinaram com QMFC foram aproximadamente 2 vezes menores do que as verificadas na usinagem a seco (A2) e 3 vezes menores que as da usinagem com emulsão (A3). A usinagem com QMFC utilizando o óleo mineral mostrou, de certa forma, um bom desempenho, se forem consideradas as curvas de evolução de $VB_{máx.}$, F_x , M_t , R_a . A usinagem a seco deve ser investigada com mais profundidade, pois as duas brocas ensaiadas nesta condição apresentaram comportamento divergente no momento em que alguns dos parâmetros de processo foram analisados, não sendo possível obter uma conclusão definitiva sobre o desempenho destas ferramentas.

Para o lote de ferramentas do tipo B, a usinagem a seco mostrou similaridade na evolução do momento torçor e da força axial. Já os resultados referentes à qualidade do processo foram muito distintos, o que merece ser melhor investigado. Esta condição de usinagem (a seco) mostrou ser muito severa sendo necessária a otimização dos parâmetros envolvidos. Os resultados apresentados nos casos em que se usinou com emulsão e com QMFC empregando o óleo vegetal e principalmente com o óleo mineral mostraram de uma forma geral os melhores resultados e muito próximos entre si.

Do ponto de vista ecológico e econômico a usinagem com QMFC apresenta-se como uma alternativa de trabalho. No caso das ferramentas de aço-rápido revestidas com TiN e TiN+MoS₂ utilizadas neste experimento, a usinagem com QMFC apresentou melhores resultados em relação às outras condições, principalmente no que diz respeito ao desgaste e força de usinagem. A utilização de emulsão como fluido de corte é bastante difundida no meio produtivo. Pode-se observar neste trabalho que sua aplicação tende favorecer a evolução do desgaste e a deterioração do revestimento. Isto ocorre devido à alta taxa de refrigeração do produto, a qual leva a severos choques térmicos nos gumes de corte.

7. Agradecimentos

Os autores agradecem às empresas Gühring Precision Tools e I. Terstegen da Alemanha, Rubens Moreira/BARDAHL e GERDAU S.A., à CAPES, ao Labmetro-UFSC e à Fundação Certi pelo apoio na realização deste trabalho.

8. Referências

- Graham D., 2000, "Going Dry", Manufacturing Engineering, pp.72-78.
- Gühring, 1997, "Hartstoffbohrer: Schon voll Ausgereizt? Die Ratiobohrer und ihre Praxisgerechte Anwendung", Albstadt-Ebingen – Deutschland, 156 p.
- Gühring, 1996, "Precision Cutting Tools – Standard Ranges", 6th. ed., Germany, 980 p.
- Heisel, U., Lutz, M., 1998, "Pesquisa de fluidos de refrigeração e lubrificação", Revista Máquinas e Metais, pp. 40-50.
- Klocke, F., Gerschwiler, K., 1996, "Tronckenbearbeitung Grundlagen, Grezen, Perspektiven, VDI Beritche, n. 1249, pp.1-40.
- Klocke, F., Eisenblätter, G., 1997, "Dry Cutting", Annals of the CIRP, Vol.46/2/1997, pp.519-526.
- König, W., Klocke, F., 1997, "Fertigungsverfahren 1, Drehen, Fräsen, Bohren", Ed. Springer-Verlag, Berlin, Germany, 471 p.
- Kubel, E., 1998, "Coatings Crank Up Tool Performance", Manufacturing Engineering, pp.40-46.
- Novaski O., Dörr J., Usinagem sem Refrigeração", 1997, Revista Máquinas e Metais, pp. 18-27.
- Sandvik Coromant, 1994, "Modern Metal Cutting – A Pratical Handbook" 1^a Ed., p. III-1 – IV-27, Sweden.
- Schroeter, R. B., Teixeira, C. R., 2000, "Proposta de Metodologia para Medição do Desgaste em Ferramentas de Corte de Geometria Definida", CONEM 2000, 8 p.
- Stemmer, C. E., 1992, "Ferramentas de Corte II", Ed. da UFSC, Florianópolis, Brasil, 314 p.
- Subramanian C., Starfford t. p., Wilks T. P., Ward L. P., McPhee M. A., 1993, "Performance Evaluation of TiN Coated Twist Drills Using Force Measurement and Microscopy Surface", Coating Technology 62, pp. 641-648.
- Teeter, F., 1999, "Coating Takes Place of Coolants", American Machinist, pp. 50-52.
- Teixeira, C. R., 1997, "Minimização de Fluido de Corte no Processo de Usinagem com Ferramenta de Geometria Definida", Exame de Qualificação para Doutorado, UFSC, Florianópolis, Brasil, 42 p.
- Teixeira C. R., Schoroeter R. B., Weingaertner W. L., 1999, Aspectos Ecológicos nos Processos de Usinagem", Revista Metal-Mecânica, pp. 68-74.
- Weingaertner, W., Schroeter, R., Teixeira, C. R., 1999, "Minimização do Fluido de Corte – Influências Tecnológicas no Processo de Furação", X Simpósio de Engenharia Automotiva.
- Zelinski, P., 1998, "The Fast Track to High Speed Drilling", Modern Machine Shop, pp.62-71.

PERFORMANCE EVALUATION OF HIGH SPEED STEEL TWIST DRILL IN THE DRILLING WITH MINIMIZATION AND ELIMINATION OF CUTTING FLUIDS

Walter Lindolfo Weingaertner

Federal University of Santa Catarina, Mechanical Engineering Departament, Precision Engineering Laboratory, 88010-970, Florianópolis, SC, Brazil. E-mail: wlw@emc.ufsc.br

Rolf Bertrand Schroeter

Federal University of Santa Catarina, Mechanical Engineering Departament, Precision Engineering Laboratory, 88010-970, Florianópolis, SC, Brazil. E-mail: rolf@emc.ufsc.br

Cleiton Rodrigues Teixeira

Federal University of Rio Grande, Material Department, 96200-900, Rio Grande, RS, Brasil. E-mail: dmccert@super.furg.br

Pablo Ricardo Amarante de Castro

Federal University of Santa Catarina, Mechanical Engineering Departament, Precision Engineering Laboratory, 88010-970, Florianópolis, SC, Brazil. E-mail: castro@lmp.ufsc.br

Summary. The main objective of this work is to analyze the performance of high speed steel twist drills coated with titanium nitride (TiN) and titanium nitride and molybdenum disulfide (TiN+MoS₂) drilling on different conditions of lubrication and refrigeration and applying different types of lubrication and refrigeration means. For that, the behavior of the axial force, momentum and maximum flank wear (VB_{máx}) in the ABNT 1040 steel machining was evaluated. Besides that, the hole roughness was also evaluated as indicative parameter of process quality. Four different conditions of lubrication and refrigeration were tested for this study, dry machining, machining with emulsion and with minimum quantity of cutting fluid (MQCF), being this last one with vegetable and mineral oil. The generated information are good as an initial reference to make a comparison among the current production situations, machining with minimum and with elimination of cutting fluid. Among the obtained results, it is noticed the possibility of substitution of the conventional lubrication way by the machining technique with minimum quantity of cutting fluid (MQCF).

Keywords: Cutting fluids minimization, Drilling, Twist drills

TRATAMENTO SUPERFICIAL À LASER DE LIGAS METÁLICAS

Gabriel Federico Calle Sotelo

Universidade Estadual de Ponta Grossa, Universidade Estadual de Ponta Grossa, Campus Uvaranas – Bloco L, Av. Carlos Cavalcanti, 4748, gcsotelo@convoy.com.br,

Tânia Fernandes

BIAS Bremer Institut Fur Angewandte Strahlentechnik GMBH, Klagenfurter Strasse 2, D-28359 Bremen / Deutschland, thannyah@bol.com.br,

Resumo. Na fabricação de determinadas peças como pistões e turbinas deseja-se materiais que apresentem fácil fabricação e que tenha resistência ao uso e a corrosão. Geralmente aplica-se então, camadas de recobrimento com as propriedades de uso e corrosão requeridas sobre o material com as boas propriedades de fabricação. As melhores camadas de recobrimento são obtidas com o uso de cerâmicas puras, contudo podem surgir na peça fissuras e delaminações interfaciais devido a diferença de propriedades entre o metal e a cerâmica. Alternativamente pode-se utilizar combinações de partículas cerâmicas em uma matriz metálica. O problema com esta técnica é prevenir que as partículas cerâmicas sejam destruídas ou dissolvidas na matriz. Neste caso, o processo de recobrimento através de laser é uma ferramenta ideal para a geração de recobrimentos. Durante o processo dois tipos de laser podem ser utilizados Nd:YAG e CO₂. A diferença entre ambos é o comprimento de ondas. O recobrimento é obtido através da aplicação de poucas camadas de metais e cerâmicas uma sobre a outra ou através da aplicação de múltiplas camadas com o aumento da quantidade de cerâmica. Dentro desse processo, o laser traz diversas vantagens como a formação de camadas relativamente finas, permitindo a formação de até quatro camadas com espessura inferior a 1mm além de uma Zona Termicamente Afetada (ZTA) relativamente pequena.

Palavras chave: laser, recobrimento, aço, pós com composições metais-cerâmica.

1. Introdução

O maior problema encontrado na fabricação de peças como pistões ou turbinas é o desejo de fácil fabricação e ao mesmo tempo, materiais que apresentem alta resistência ao uso e a corrosão. Uma solução é o uso de uma camada de recobrimento com as propriedades de uso e de corrosão desejadas aplicada sobre o material com boas propriedades de fabricação. Algumas das camadas de recobrimento mais promissoras são alcançadas com o uso de cerâmicas puras, mas a diferença de propriedades térmicas do metal e da cerâmica, provoca o surgimento de fissuras e delaminações na interface. Outra alternativa é o uso de uma combinação de partículas cerâmicas em uma matriz metálica (liga de Ni ou Cu), com alta resistência ao aquecimento, conhecida como dispersante.

O problema com esta técnica é prevenir que as partículas cerâmicas sejam destruídas ou dissolvidas na matriz. Através das técnicas tradicionais as cerâmicas são freqüentemente dissolvidas na matriz, indicando assim, que o processo de recobrimento com laser é ideal para a geração de recobrimentos.

Os resultados avaliados (Howe, 1998; Ishoy, 1996; Mohamed, 1993 e Xiaoyan, 1993) afirmam que a escolha do material em uma mistura metal-cerâmica é um fator muito importante, pois suas propriedades físicas e químicas devem ser compatíveis. O uso de dois materiais com grande diferença de coeficiente de expansão térmica provocará fissuras, e dois materiais altamente reativos provocarão dissolução.

1.1. Cerâmicas

Os pós utilizados durante o processo de recobrimento de superfície com laser podem ser produzidos através de dois processos:

- Aglomeração e sinterização;
- Fusão seguida de trituração.

O tamanho da partícula pode ser escolhido de acordo com a espessura da camada a ser recoberta ou de acordo com as dimensões da mangueira através da qual o pó irá passar. No caso de recobrimentos de alta precisão com laser Nd:YAG, as partículas devem ser preferencialmente menores que 100µm.

1.1.1. Cr₃C₂

O Cr₃C₂ é amplamente utilizado nos compósitos de metais-cerâmica, normalmente junto com o Ni ou ligas de Ni. A cerâmica é facilmente absorvida por metais e portanto, apropriada em recobrimento de superfícies com laser, onde o tempo de interação é relativamente baixo. Em processos de recobrimentos tradicionais (onde o Cr₃C₂ tem sido largamente utilizado devido a sua excelente resistência à corrosão e ao uso), observa-se sua completa dissolução.

1.2. Metais

Nesse projeto foi utilizado principalmente liga de Ni. O Ni é bastante empregado em ambientes agressivos devido a sua boa resistência à corrosão e a altas temperaturas. Para facilitar o recobrimento, foram utilizados fluxos de Ni contendo B, Si e Cr. A adição desses elementos causa uma diminuição na energia interfacial e melhora a absorção no substrato. Além disso, esses elementos diminuem a temperatura de fusão da liga e promove um intervalo mais amplo de fusão. Isto é importante para prevenir fissuras nas camadas de recobrimento.

1.3. Recobrimento de superfícies com laser

Segundo (Bruck, 1999; Emmelmann, 1997; Marsden, 1997; Olsen, 1993 e Steen, 1988), mostraram que nos recobrimentos de superfícies, a energia do laser é utilizada para aquecer e promover a fusão de partículas, injetadas através de uma mangueira na superfície do substrato, enquanto uma camada de material é adicionada. Com os parâmetros do processo apropriado, é possível obter uma fusão do substrato relativamente pequena, assegurando fortes interações. O processo é mostrado na Fig. (1).

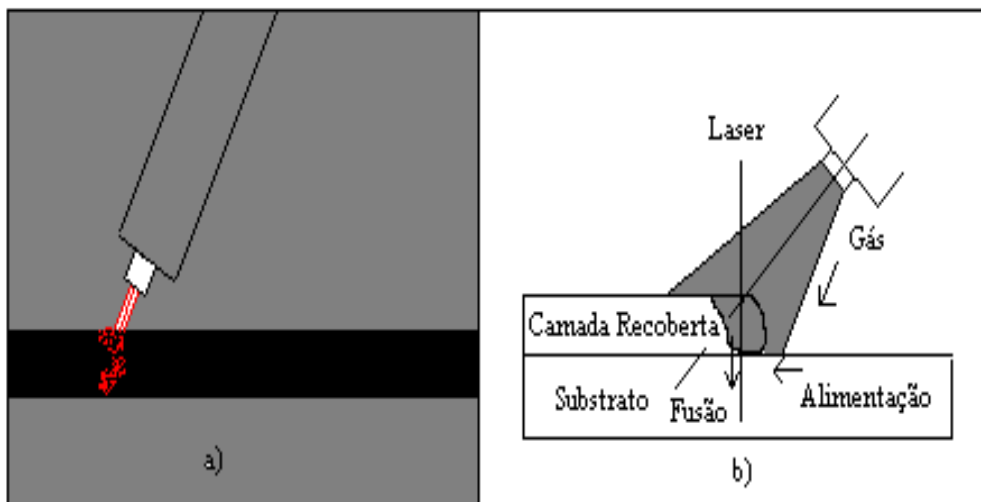


Figura 1. O processo de recobrimento com laser. a) Processo de recobrimento de superfícies com alta precisão através de laser Nd:YAG; b) Princípio do processo.

O pó é adicionado através de um mecanismo de alimentação e é conduzido até uma mangueira por meio de um fluxo de gás. Para proteger a camada fundida de oxidação, um gás de proteção é aplicado junto com o pó. Quando a área a ser recoberta é muito larga, são feitas múltiplas marcas com o laser uma ao lado da outra. O recobrimento completo é alcançado quando se obtém uma certa altura de recobrimento ou através de mudanças na composição pela aplicação de múltiplas camadas.

2. Materiais e Métodos

Os materiais utilizados para o processo de recobrimento de superfícies à laser foram:

- Laser Haas 600w CW Nd:YAG

O diâmetro do feixe de luz do laser foi medido com poder máximo e desfocalizado entre -4 e +4mm em passos de 0,3mm.

- Robô Reis NS-unit

O robô com 5 eixos foi utilizado para controlar a posição focal. Foi utilizada também uma mesa com deslocamento x-y para assegurar uma precisão de 0,01mm.

- Amostras de aço com o formato de prato com as dimensões de 60 x 130 x 10mm

A composição das amostras é mostrada na Tab. (1).

Tabela 1. Composição das amostras de aço.

| | C | Si | Cr | Mo | Mn | P | S | Fe |
|--------|-------|------|----|----|------|--------|-------|------------|
| St. 37 | ≤0,25 | ≤0,3 | — | — | ≤1,0 | <0,045 | <0,45 | balanceado |

- Pós com várias combinações metais cerâmicas

Os experimentos com laser Nd:YAG foram feitos com as composições de pó mostradas na Tab. (2).

Tabela 2. Pós com várias combinações de metais-cerâmica.

| Metal | Cerâmica | | | |
|---------|--|--------------------------------|------------------|---|
| | Cr ₃ C ₂ /Mo 70/30 | Cr ₃ C ₂ | ZrO ₂ | Al ₂ O ₃ /TiO ₂ 97/3 |
| NiBSi | | X | | |
| NiBSi | | X | | |
| NiBSi | | X | | |
| NiCrBSi | X | X | X | X |

Os equipamentos utilizados foram, microscópio de luz polarizada, durômetro Leitz Durimet 2 e microscópio de varredura digital DSM 940. As medidas geométricas das camadas e a avaliação das fissuras, poros e dissolução das cerâmicas foram feitas utilizando-se um microscópio de luz polarizada Zeiss, que permitia aumentos entre 12,5:1 e 1000:1. As amostras foram cortadas com disco especial (discotron) e a camada recoberta foi cortada na direção perpendicular para o longitudinal, e enseguida foi polida. Para a análise metalográfica usou-se uma mistura de ácido nítrico e ácido hidrofóbico.

As medidas de dureza foram feitas para cada fase e não foi feito nenhuma análise estatístico. O microscópio de varredura digital possibilitou a análise das camadas recobertas e de seus elementos através de mapeamento da superfície dos principais elementos.

3. Resultados e Discussões

3.1. Combinações Metais-cerâmica

O sucesso da formação de camadas a partir de compósitos metais-cerâmica, é bastante influenciada pela escolha do material e especialmente pelos elementos de liga. Dessa forma, os experimentos foram feitos utilizando-se três diferentes ligas de Ni, para determinar qual forma a melhor camada em combinação com Cr₃C₂. Os parâmetros utilizados para a seleção da combinação metal-cerâmica são mostrados na Tab. (3).

Tabela 3. Parâmetros utilizados para a seleção da combinação metal-cerâmica.

| Parâmetros | Símbolos | Medidas |
|---------------------------------------|----------------|--------------------------------|
| Metal | | NiBSi |
| | | NiCrBSi |
| Cerâmica | | Cr ₃ C ₂ |
| Concentração | C _v | 0,10,30,50% em volume |
| Potência do laser | P | 160,270,400W |
| Velocidade transversa | v _s | 5→40mm/min |
| Taxa de alimentação – linha do volume | V' | 0,168mm ³ /mm |
| Posição focal | z _f | +2,5mm |
| Posição das marcas feitas à laser | s | 0,25mm |
| Gás de proteção – Ar | | 10l/min |
| Gás de alimentação – Ar | | 2x3l/min |

As melhores camadas de recobrimento foram obtidas com P = 270W e v_s = 40mm/s, independentemente da quantidade de cerâmica e do tipo de liga. As camadas porém, apresentaram alguns poros que podem ser explicados de formas diferentes:

- As partículas de Cr₃C₂ têm uma superfície resistente que pode armazenar gás de proteção ou gás de alimentação e liberar esses gases durante o processo de fusão, provocando poros;
- As partículas de Cr₃C₂ são dissolvidas na matriz. O Ni pode dissolver uma grande quantidade de C que é precipitado principalmente na forma de grafite durante o resfriamento. Depois da precipitação essa grafite se funde diretamente ou quando é feita a próxima marca feita à laser, resultando em poros.

Quando o recobrimento é feito com NiCrBSi a quantidade de poros é significativamente menor, isso pode ser explicado devido as ligações de C livre pelo excedente de Cr na matriz. Além disso, a viscosidade da fusão diminui com a adição de Cr, facilitando o escape das bolhas de gases.

A frequência de fissuras também é constante, indicando que elas ocorrem devido a distribuição não uniforme de tensões – devido a contração térmica na camada. Foram feitas as medidas de dureza para cada material da matriz.

A dureza da matriz aumenta com o aumento da concentração dos elementos de liga. Ao mesmo tempo parece haver uma relação oposta entre a dureza da matriz e dos carbetos: quanto maior a dureza da matriz, menor a dureza dos carbetos. Isso pode ser explicado pela dissolução dos carbetos.

3.2. Recobrimentos com mono-camadas

Utilizando-se duas potências diferentes do laser, a linha de energia foi variada entre 4 e 18J/mm, com um aumento na linha de energia a altura das camadas alcançam um estado estável a medida que a quantidade disponível de pó é

fundida. Com a variação da linha de energia examinada aqui, a diluição não aumentou acima de 5%. Isto indica que o deslocamento do laser é tão largo, que o transporte de energia para o substrato é feito principalmente devido a transferência de calor. Uma linha de energia abaixo de 4J/mm, é insuficiente para assegurar a dissolução das partículas de Cr_3C_2 , que pode ser vista nos poros das interfaces, conforme mostra a Fig (2).



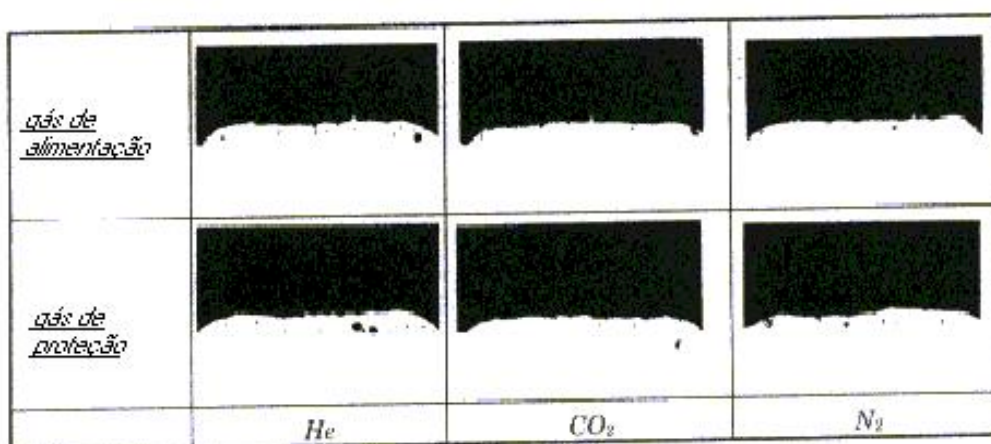
Figura 2. Uma linha de energia abaixo de 4J/mm é insuficiente para assegurar a dissolução completa das partículas de Cr_3C_2 , que pode ser vista nos poros das interfaces através de microscopia ótica. NiCrBSi/ Cr_3C_2 70/30.

Parece haver uma relação linear entre a linha de energia e quantidade de fissuras da camada. Quanto maior a linha de energia, mais alta é a temperatura de fusão e assim, maiores são os gradientes de temperatura.

3.3 Análise do gás

É muito importante a determinação da influência dos gases de proteção e de alimentação ao longo dos experimentos. Com Ar como gás de proteção foram utilizados He, CO_2 e N_2 como gás de alimentação e com Ar como gás de alimentação foram utilizados He, CO_2 e N_2 como gás de proteção. Verificou-se que o CO_2 deveria ser usado tanto como gás de proteção quanto de alimentação, conforme mostra a Fig. (3).

Figura 3. Efeito do gás de proteção e de alimentação. NiCrBSi/ Cr_3C_2 70/30.



3.4. Recobrimento com Duas Camadas

Foram realizados experimentos com 10, 30 e 50% em volume de cerâmica. Como os resultados com diferentes quantidades de cerâmica são idênticos, serão apresentados os resultados obtidos com 50% em volume de cerâmica, conforme mostra a Fig. (4).

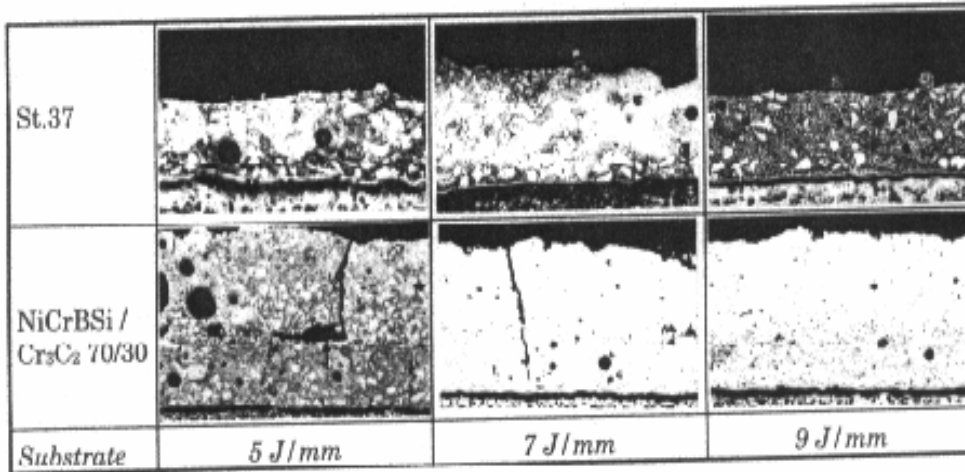


Figura 4. Microscopia eletrônica de varredura das camadas de NiCrBSi em St. 37 e em outra liga de Ni.

É visível através das figuras que as melhores camadas foram obtidas com uma linha de energia de 7J/mm independente do substrato. Como o Ni absorve menos energia que o Fe é necessário uma maior linha de energia para se obter um bom contorno. Isto também pode ser explicado pelos seguintes fatos:

- 1) A superfície da primeira camada apresenta uma maior dureza pois, as partículas de pó são apenas parcialmente absorvidas;
- 2) A quantidade de cerâmica da primeira camada tem uma melhor absorção do que o Fe, assim a diminuição da absorção de Fe para Ni é neutralizada pela adição de carbetos.
- 3) A posição focal é alta, o fluxo de energia para o substrato ocorre principalmente devido a transferência de calor do pó fundido e somente depois devido ao aquecimento direto do laser.

Não há nenhuma Zona Termicamente Afetada visível com o aumento da dissolução de carbetos na primeira camada depois do recobrimento da segunda camada.

3.5. Recobrimento com 4 Camadas

A Figura (5) mostra o melhor recobrimento feito com 4 camadas.

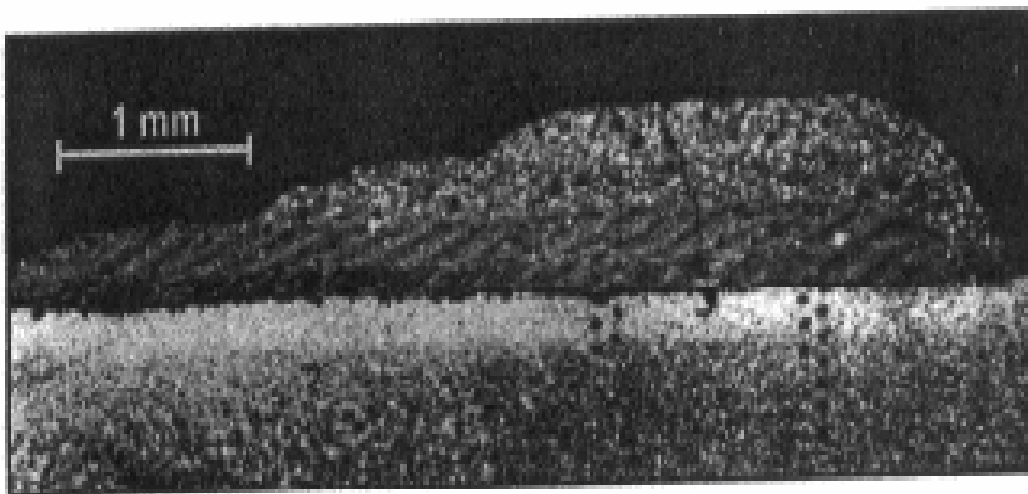
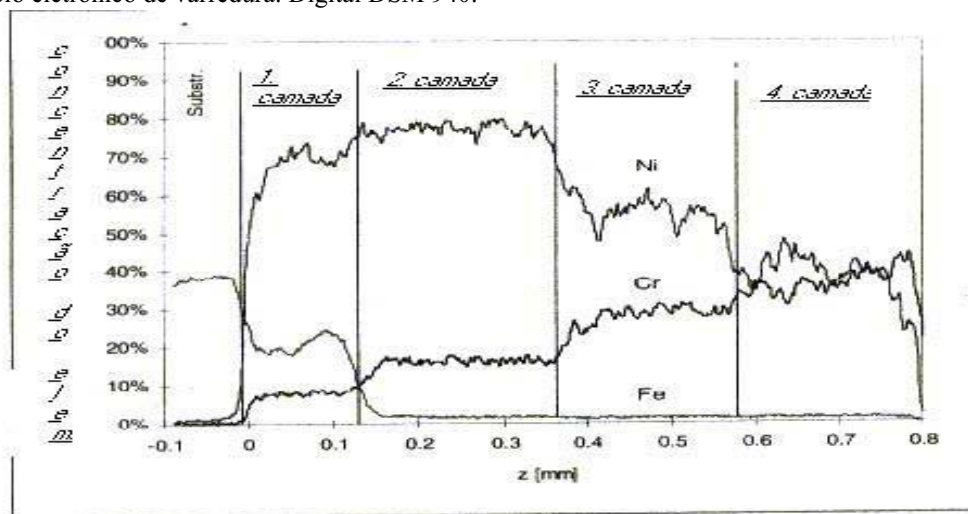


Figura 5. Microscopia ótica do melhor recobrimento feito com 4 camadas.

Para se obter uma melhor visualização da concentração dos elementos através da camada, foram feitos mapeamentos de Cr, Ni e Fé, conforme mostra a Fig. (6). Verificou-se que a quantidade de Fe diminui consideravelmente do substrato para a primeira camada e novamente para as outras camadas, onde praticamente não se observa Fe. Através do recobrimento com múltiplas camadas, a influência do substrato na composição das últimas camadas tem sido minimizado. A quantidade de Cr parece aumentar entre o substrato e a primeira camada, a primeira

camada e a segunda e novamente entre a segunda e a terceira camada. A interface entre a terceira e a quarta camada é mais contínua devido ao aumento na quantidade de carbetos re-solidificados. A medida que a quantidade de Cr aumenta a quantidade de Ni diminui naturalmente (Schusler, 1998 e Sepold, 1989).

Figura 6. Concentração relativa dos perfis de Ni, Cr e Fé para o recobrimento com 4 camadas, através de mapeamento no microscópio eletrônico de varredura. Digital DSM 940.



Foram executadas medidas de dureza e a partir daí foi obtida uma média de dureza dos carbetos e da matriz que pode ser mostrada como uma função vertical da distância da superfície do substrato z, conforme mostra a Fig. (7).

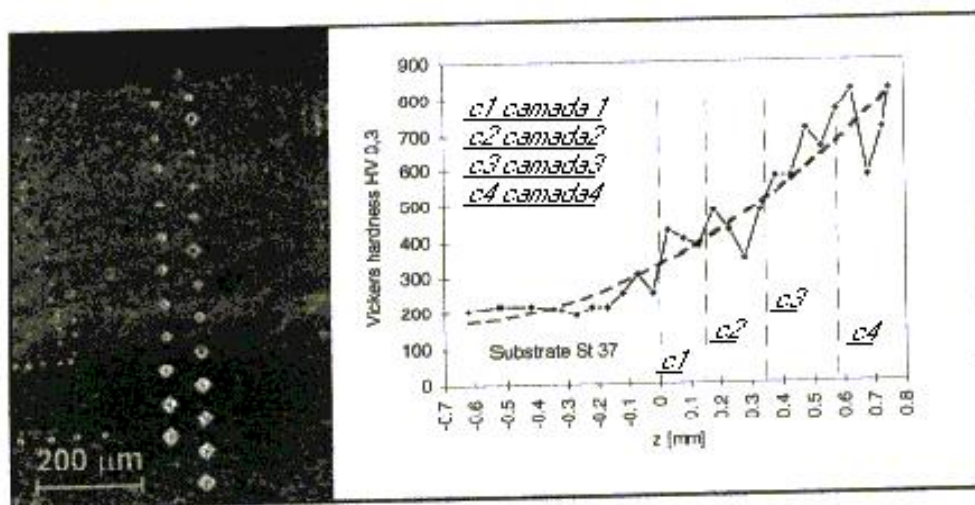


Figura 7. Perfil de dureza Vickers para o melhor recobrimento com 4 camadas.

A mudança no substrato de St. 37 para liga de Ni não tem nenhum efeito significativo no processo, mas o recobrimento com múltiplas camadas feitas uma sobre a outra pode causar fissuras. Quando é feito o recobrimento com múltiplas camadas, uma diminuição na dureza da matriz é observada na Zona Termicamente Afetada das camadas inferiores. A dureza dos carbetos não foi alterada. Os experimentos mostraram que a linha de energia deveria ser diminuída quando é aumentado a quantidade de cerâmica do pó. Medidas de micro-dureza mostraram que a espessura da camada foi constante, mas a dureza aumentou do substrato para a superfície, devido ao aumento dos carbetos. Além disso, a quantidade de material do substrato pode ser praticamente eliminada na última camada.

4. Outras cerâmicas

Para se verificar a possibilidade de uso de outras cerâmicas foram feitos experimentos com Al_2O_3 e ZrO_2 . Os parâmetros escolhidos foram: linha de energia de volume $V' = 0,168mm^3/mm$, linha de energia P' entre 4 e 18J/m e tempo de interação entre 1/70 e 1/10s/mm. NiCrBSi foi novamente escolhido como o material da matriz e foram adicionadas cerâmicas com uma concentração de 30% em volume.

A difícil absorção de umidade destas cerâmicas resultam em camadas recobertas com uma fina camada de Ni no substrato e esferas isoladas de cerâmicas na superfície, conforme mostra a Fig. (8). Todos os esforços para se conseguir

uma fusão maior (tanto em dimensão como em tempo) para permitir uma melhor absorção de umidade, resultaram em queima das partículas cerâmicas, que em alguns casos foi tão intensa que foi necessário o aumento do fluxo de gás para proteger as partes ópticas de faíscas. Com uma outra combinação metal-cerâmica pode-se observar uma camada recoberta com boas propriedades, mas estes primeiros experimentos mostraram que as cerâmicas Cr_3C_2 ou Wc devido ao baixo tempo de interação no processo de recobrimento leva a bons resultados.

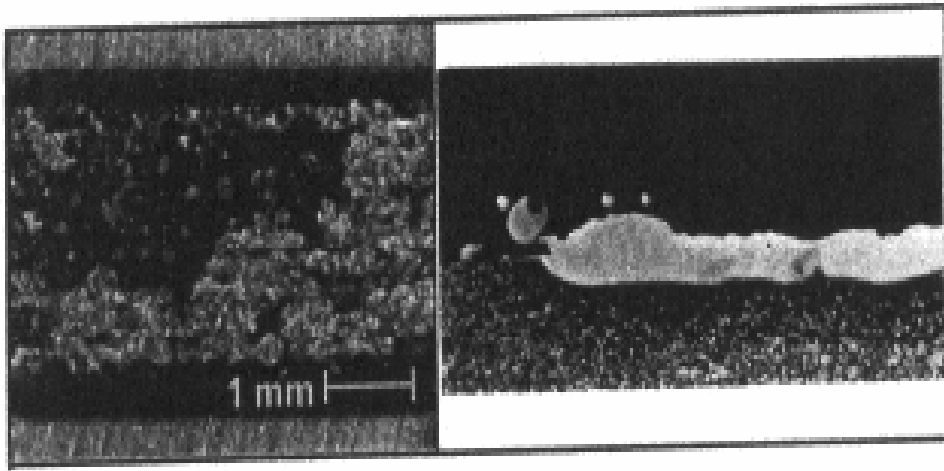


Figura 8. Microscopia ótica da superfície e seção transversal da camada recoberta com NiCrBSi/ZrO₂ em St. 37.

5. Conclusão

Através dos experimentos realizados com mono-camadas os melhores resultados foram obtidos com Cr_3C_2 em ligas de NiCrBSi. Neste caso, a quantidade de poros e fissuras foram significativamente mais baixa do que no caso de ligas sem Cr. Não foi possível a obtenção de camadas recobertas sem fissuras. Pode-se prevenir a quantidade de poros pelo uso de CO_2 como ambos: gás de proteção e de alimentação.

Através do recobrimento com 4 camadas foi possível obter uma gradação contínua de Cr, principalmente nos carbeto não dissolvidos através da camada. A dureza das camadas aumentou do substrato para a superfície. Além disso, a quantidade de material do substrato foi praticamente eliminada nas últimas camadas.

6. Referências Bibliográficas

- Bruck, G.J., 1999, "Fundamentals and Industrial Applications of High Power Laser Beam Cladding", SPIE, Hamburgo, Germany, pp. 38-43.
- Emmelmann, C., 1997, "Introduction to the Laser Materials Processing", Ecole Polytechnique de Lusanne, Lusanne, French, pp. 543.
- Howe, J.M., 1998, "Bonding Structure and Properties of Metal-Ceramic Interfaces", International Materials Reviews, Vol. 38, Ohio, EUA, pp. 67-74.
- Ishoy, C, 1996, "Generation of Graded Metal-Ceramic Functional Layers by the laser Powder Cladding Process", BIAS, Bremen, Germany, pp. 5-71.
- Marsden C.F., 1997, "Characterization of Laser Cladding Process", Editora Rofin-Sinar, Hamburgo, Germany, pp. 10-14.
- Mohammed, K., 1993, "Metal-Ceramic Functionally Gradient Material Produced by Laser Processing", Journal of Materials Science, Ohio, EUA, pp. 4-7.
- Olsen, F., 1993, "Laser Material Processing", Procesteknik Institut, Frankfurt, Germany, pp. 31-37.
- Schussler, A., 1998, "Microstructure and Properties of Laser Processed Composite Layers", ECLAT, Bremen, Germany, pp. 12-21.
- Sepold, G., 1989, "Laser Powder Coating by Multi Thin Layer Technics", BIAS, Bremen, Germany, pp. 14-24.
- Steen, W.M., 1988, "Laser Material Processing", Editora Springer; Hannover, Germany, pp. 293-316.
- Xiaoyan, Z., 1993, "Behavior Investigation of ceramic Phase in Laser Cladded Metal-ceramic Composite Coatings", Department of Materials Science and Engineering, Wuhan, China, pp. 10-16.

SUPERFICIAL TREATMENT OF METTALIC ALLOYS BY LASER

Gabriel Federico Calle Sotelo

University Stadual of Ponta Grossa, Campus Uvaranas – Bloco L, Av. Carlos Cavalcanti, 4748,

gcsotelo@convoy.com.br

Tânia Fernandes

BIAS Bremer Institut Fur Angewandte Strahlentechnik GMBH, Klagenfurter Strasse 2, D-28359 Bremen / Germany,
thannyah@bol.com.br.

Abstract. In the manufacture of some parts as pistons and turbines there is the desire of materials that have easy manufacture and good wear and corrosion resistance. Usually, put then, recovering coats with the wear and corrosion properties required on the material with good manufacture properties. The best recoverings coats are obtained with pure ceramics, but can appear some craks and pores because of the different properties between the metal and the ceramic. Alternatively, it is possible the use of ceramic particles in a mettalic matriz. The problem with this technique is prevent that the ceramic particles were destroyed or dissolved in the matriz. In this case, the process of recovering by laser is an ideal instrument for the generation of recoverings. During the process two kinds of laser can be used: Nd:YAG and CO₂. The difference between them is the wavelenght. The recovering is obtained by the application of less layers of metals and ceramics one over another one or by the application of multiple layers with the increase of ceramic quantity. In this process, the laser brings inumerous advantages as the formation of layers relatively thin, with the formation of four layers with the thickness low 1milimeter and an Heat Afected Zone (HAZ) relatively small.

Keywords: laser, recovering, steel, powders with metallic-ceramic compositions.

APLICAÇÃO DE FLUIDO DE CORTE EM FORMA DE JATO NA OPERAÇÃO DE TORNEAMENTO

Luiz E. A. Sanchez
Célio Losnak
Flávio Andrade Gusi
Luciano Leite Peruzzo

Universidade Estadual Paulista (UNESP), Av. Eng. Luiz Edmundo C. Coube, s/n, CEP 17033-360, Bauru-SP
e-mail: sanchez@feb.unesp.br; losnak@feb.unesp.br

Resumo. Na operação de torneamento pode-se identificar três principais zonas geradoras de calor na região de corte: no plano de cisalhamento entre a peça e o cavaco; na interface entre a ferramenta e o cavaco; e na interface entre a peça e a ferramenta. Ainda que as máquinas ferramentas disponham de sistema de refrigeração, muitas vezes o fluido de corte não é capaz de atingir eficientemente as zonas geradoras de calor ou, então, forma-se uma película de fluido sobre as partes quentes impedindo uma remoção de calor mais eficiente. Neste trabalho montou-se um sistema de refrigeração num torno convencional onde o fluido de corte é aplicado em forma de jato sob pressão direcionados nas três posições geradoras de calor. Para o ensaio foi utilizado uma bomba de êmbolos (pressão de 2,06 MPa), dotada de pressurizador e um bico de orifício estreito para a criação de um jato concentrado de fluido refrigerante. Para cada tipo de aplicação de fluido foram analisados a vida da ferramenta e a rugosidade da peça, sob mesmas condições de usinagem. Como resultado observa-se diferentes desgastes da ferramenta de corte, rugosidade e forma de cavacos para cada uma das distintas posições de direção do jato de fluido de corte.

Palavras chave: fluido de corte, torneamento, jato de fluido de corte, desgaste.

1. Introdução

Nos processos de usinagem ocorre intensa geração de calor durante a remoção de material através da formação do cavaco. Sabe-se que as três principais zonas de geração de calor na região de corte são: a área de contato entre a ferramenta e o cavaco; a área de contato entre a peça e a ferramenta; e o plano de cisalhamento primário, onde ocorre a mais intensa deformação plástica do material envolvendo a formação de cavaco. O calor produzido durante o processo é essencialmente prejudicial à operação de usinagem, uma vez que sob altas temperaturas o desgaste da ferramenta é mais acentuado implicando na diminuição de sua vida e tornando muito difícil a manutenção tanto das tolerâncias dimensionais especificadas para a peça quanto da rugosidade superficial (Heisel, 1998).

Segundo Kovacevic (1995), a maior parte da energia consumida na usinagem está concentrada na remoção e formação de cavaco. Quanto maior o consumo de energia maiores são as forças de atrito e temperatura na interface cavaco/ferramenta. O processo de usinagem pode ser mais eficiente em termos de aumento da vida da ferramenta e melhora do acabamento superficial se as condições na região da interface cavaco/ferramenta forem controladas.

Ainda segundo Kovacevic (1995), a remoção de calor na usinagem é o melhor modo para manter a taxa de desgaste sob controle, conseguido pela utilização do fluido de corte que atua tanto na remoção de calor quanto na lubrificação da interface cavaco/ferramenta através da redução do atrito nesta região.

Importantes autores como Cook (1973) e Shaw (1986) apontam não apenas um tipo de mecanismo de desgaste atuando sobre a ferramenta de corte mas vários deles concorrendo ao mesmo tempo, o que dificulta a identificação do desgaste. No entanto, os autores concordam que um mecanismo quase sempre prevalece sobre os demais destacando-se por uma correspondente condição de usinagem selecionada.

Segundo Cook (1973) as taxas de desgaste da ferramenta de corte, tanto de cratera quanto de flanco são devido às altas temperaturas geradas na região de corte, e não das forças de usinagem, dureza da ferramenta ou velocidade de corte.

Além da ferramenta, o excesso de calor também pode atuar sobre a peça produzindo alterações em suas camadas mais externas. Essas alterações podem incluir a mudança microestrutural, com conseqüências diretas na dureza superficial da peça, geração de trincas e em alguns casos tensões residuais em níveis suficientes para a propagação das trincas formadas. Para contornar esses problemas é comum a utilização dos fluidos de corte, os quais tem como funções a refrigeração da ferramenta, da peça usinada e, em menor escala, da máquina ferramenta (Shaw, 1986).

Outras funções do fluido de corte se verificam: na aglutinação de cavacos em forma de pequenas partículas (pó), geradas na usinagem de alguns materiais; e no acabamento da peça pela remoção de cavaco da região de corte e pela prevenção da formação de aresta postiça de corte (Momper, 2000).

O desempenho do sistema de refrigeração na usinagem é frequentemente avaliado em função da força de corte, acabamento superficial, desgaste da ferramenta e forma do cavaco. No entanto, Machado & Wallbank (1994) não constataram diferenças significativas no comportamento das forças de usinagem entre diferentes tipos de aplicação de fluido de corte, tal como entre a convencional e na forma de jato.

Diversos autores, como Machado & Wallbank (1994), Seah et al (1995) e Li (1996a,1996b), relatam que a vazão e a direção da aplicação do fluido de corte podem determinar a eficiência das funções de refrigeração e redução de atrito. A maneira mais comum de aplicação do fluido de corte é a convencional, por inundação (também chamada de abundante ou úmida), atuando nas costas do cavaco. Neste caso o calor gerado pelo contato da ferramenta com a peça é extraído via cavaco. Entretanto sob altas velocidades de corte constata-se que os fluidos de corte tem sua eficiência diminuída. Este fato pode ser atribuído à maior taxa de geração de calor, a incapacidade do fluido alcançar as regiões a serem refrigeradas e a tendência do cavaco em movimento expulsar o fluido para fora da região de corte.

Com o intuito de aumentar o desempenho das condições de refrigeração na usinagem, Pigott & Colwell (1952), utilizaram a aplicação do fluido de corte sob altas pressões, de aproximadamente 2,5 MPa, onde constatou-se um aumento da vida da ferramenta de 7 a 8 vezes, além da melhora do acabamento superficial e eliminação da formação da aresta postiça de corte.

Neste contexto Machado & Wallbank (1994) empregaram fluido de corte à alta pressão dirigido especificamente entre o cavaco e a ferramenta, obtendo com esse procedimento resultados satisfatórios em relação ao desgaste de cratera e a minimização da formação da aresta postiça de corte. De maneira análoga Li (1995) usou fluido de corte à alta velocidade dirigido entre o cavaco e a peça a fim de remover o calor gerado no plano de cisalhamento de maneira mais eficiente que no sistema convencional, em abundância, o qual originalmente equipa a máquina ferramenta.

Tanto nos trabalhos de Pigott & Colwell (1952) e Mazurkiewicz et al (1989), que posicionaram o bico de aplicação do jato de fluido distante da ferramenta de corte, quanto nos trabalhos de Machado & Wallbank (1994) e Lindek (1991), que aplicaram o fluido através da confecção de um orifício na ferramenta em posição mais próxima à região de corte, observa-se um significativo aumento da vida da ferramenta quando comparado ao método convencional de refrigeração.

Este trabalho tem como objetivo estudar o comportamento da usinagem quando se aplica o fluido de corte sob diferentes posições e maneiras: jato de fluido de corte sob pressão dirigido entre peça/cavaco; cavaco/ferramenta; peça/ferramenta; e refrigeração abundante (refrigeração convencional da máquina). Para auxiliar o entendimento da operação de torneamento sob estas diferentes formas de aplicação de fluido de corte são avaliados a rugosidade da peça e a vida da ferramenta em cada situação.

2. Materiais e métodos

Para a realização dos ensaios utilizou-se um torno convencional da marca Romi, modelo Tormax 30 ao qual foi incorporado um sistema de refrigeração de funcionamento à alta pressão, em relação ao sistema de refrigeração original da máquina ferramenta, constituído basicamente de uma bomba de êmbolos com vazão de 15 l/min, pressão de 2,06 MPa (21 kgf/cm²), e bico com orifício de 1 mm de diâmetro. Ao redor da máquina ferramenta foi construído uma proteção para impedir que o excesso de fluido de corte se espalhasse para fora da máquina e para o interior da caixa de engrenagens, além da instalação de um sistema de reaproveitamento do fluido da máquina ferramenta para a bomba de êmbolos. O fluido de corte utilizado trata-se de uma emulsão de óleo solúvel com 5% de concentração.

Vários corpos de prova em aço ABNT 1045 laminado, com duas polegadas de diâmetro (25,4 mm) e 300 mm de comprimento, foram torneados sob a aplicação de fluido de corte em forma de jato concentrado e dirigido especificamente em cada uma das três principais zonas geradoras de calor na região de corte da ferramenta. Em adição à estas três posições de aplicação do fluido, empregou-se também o fluido de maneira abundante utilizando-se o sistema convencional existente na máquina ferramenta. O modelo do bico capaz de produzir o jato concentrado de fluido foi previamente escolhido em catálogo da empresa Spraying Systems, especializada em sistemas de pulverização e resfriamento de materiais.

Os parâmetros de usinagem como a velocidade de corte, avanço e profundidade de corte foram constantes ao longo de todos os ensaios e escolhidos conforme indicação do fabricante da ferramenta de corte baseado na máxima vida da ferramenta, descritos no "Modern Metal Cutting" (Sandvik, 1994). A velocidade de corte adotada foi de aproximadamente 250 m/min, avanço de 0,433 mm/rot, e profundidade de corte de 1 mm.

A ferramenta utilizada para o ensaio é uma pastilha de metal duro revestida, de especificação ISO CNMG 120408-PM, e a rugosidade (Ra) da peça medida com um rugosímetro portátil da marca Mitutoyo.

O procedimento das medições de rugosidade foram efetuadas a cada intervalo de 90 segundos de usinagem, enquanto que a cada 154 segundos a pastilha de metal duro foi fotografada em microscópio, com aumento de 25 vezes, para a medição do seu desgaste. Antes do início de cada novo ensaio deu-se um passe de regularização da superfície da peça deixando-as com uma rugosidade superficial inicial bastante próxima uma da outra, em torno de 5µm. O critério de fim de vida adotado nos ensaios foi baseado no desgaste de flanco médio da ferramenta (V_B) estipulado em 0,4 mm.

A montagem do sistema empregado nos ensaios é esquematicamente mostrado na Fig. (1).

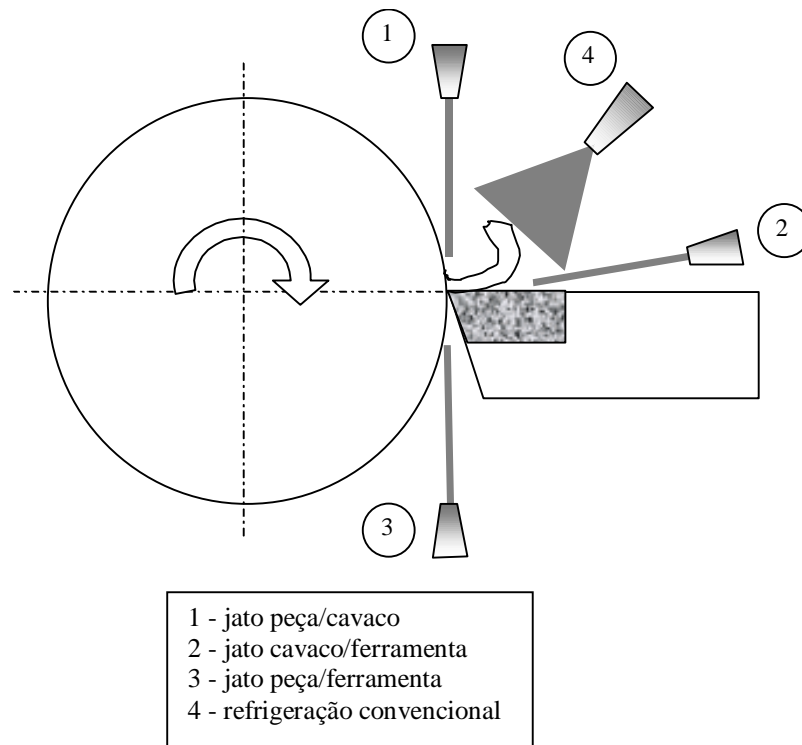


Figura 1. Esquema da montagem dos ensaios.

3. Resultados e discussões

De uma maneira geral os resultados dos ensaios podem ser visualizados através dos gráficos da Fig. (2) e Fig. (3), onde são mostrados os comportamentos da rugosidade da peça e do desgaste da ferramenta em função do tempo, respectivamente.

No gráfico da Fig. (2) pode-se observar que duas das quatro posições de aplicação do fluido de corte, na direção entre cavaco/ferramenta e peça/ferramenta, tiveram sua vida diminuída acentuadamente em relação às duas outras. Uma delas em especial, a posição cavaco/ferramenta, vinha apresentando desgaste de flanco (V_B) inferior às demais constituindo-se no modo de aplicação mais promissor até seu colapso ocasionado, como sugere seu aspecto, por mecanismos de fratura. Seu pequeno desgaste até este ponto pode ser atribuído à maior capacidade do fluido de corte em alcançar a ponta da ferramenta, onde ocorre a mais intensa geração de calor e neste caso preservada pela ação refrigerante do fluido, além do efeito lubrificante da redução do atrito entre a interface do cavaco e a ferramenta minimizando o desgaste e a temperatura na região de contato entre o cavaco e a ferramenta. No entanto, a refrigeração deu-se numa pequena porção da aresta de corte, em torno do raio de ponta, podendo ter provocado um grande gradiente de temperatura em relação às outras regiões da ferramenta o que pode ter levado à fratura, uma vez que a dilatação térmica na região resfriada é bastante diferente de outras regiões, mesmo imediatamente próximas.

A posição de aplicação do fluido de corte entre a peça/ferramenta apresentou fratura semelhante àquela da posição cavaco/ferramenta, fato que pode ser creditado ao mesmo fenômeno provocado pelo acentuado gradiente de temperatura, uma vez que a região atingida pelo fluido refrigerante é igualmente reduzida frente às outras regiões sob altas temperaturas. Aqui a superfície de saída da ferramenta sofre aquecimento tanto pela ação do calor gerado pela zona de cisalhamento primária quanto pelo atrito provocado pelo contato com o cavaco, ao passo que a região da superfície de folga encontra-se refrigerada pelo jato de fluido.

Quanto a posição de aplicação do jato de fluido de corte entre peça/cavaco, cujo jato atinge as costas do cavaco na região de cisalhamento, nota-se um desgaste tão baixo quanto aquele verificado na posição cavaco/ferramenta com a vantagem da ferramenta não ter sofrido fratura prematuramente abrupta. Neste caso a remoção de calor da zona de cisalhamento parece ter sido eficiente na maior parte do tempo do ensaio (até cerca de 700 s), impedindo a transferência de calor da zona de cisalhamento para a ferramenta e consequentemente minimizando o seu desgaste. Após este ponto (cerca de 700 s) o desgaste de flanco aumenta acentuadamente, isto pode ser explicado pelo crescente desgaste da ponta da ferramenta e o correspondente aumento da área de contato com a peça, contudo devido a pobre refrigeração nesta região a ferramenta acaba por deteriorar-se rapidamente, como pode ser visto na fotografia da Fig. (2). O fato desta posição ser a única aplicada por jato sem que ocorra fratura abrupta da ferramenta pode ser creditado à refrigeração do cavaco e não da ferramenta, o que deixa-a livre de gradientes acentuados de temperatura.

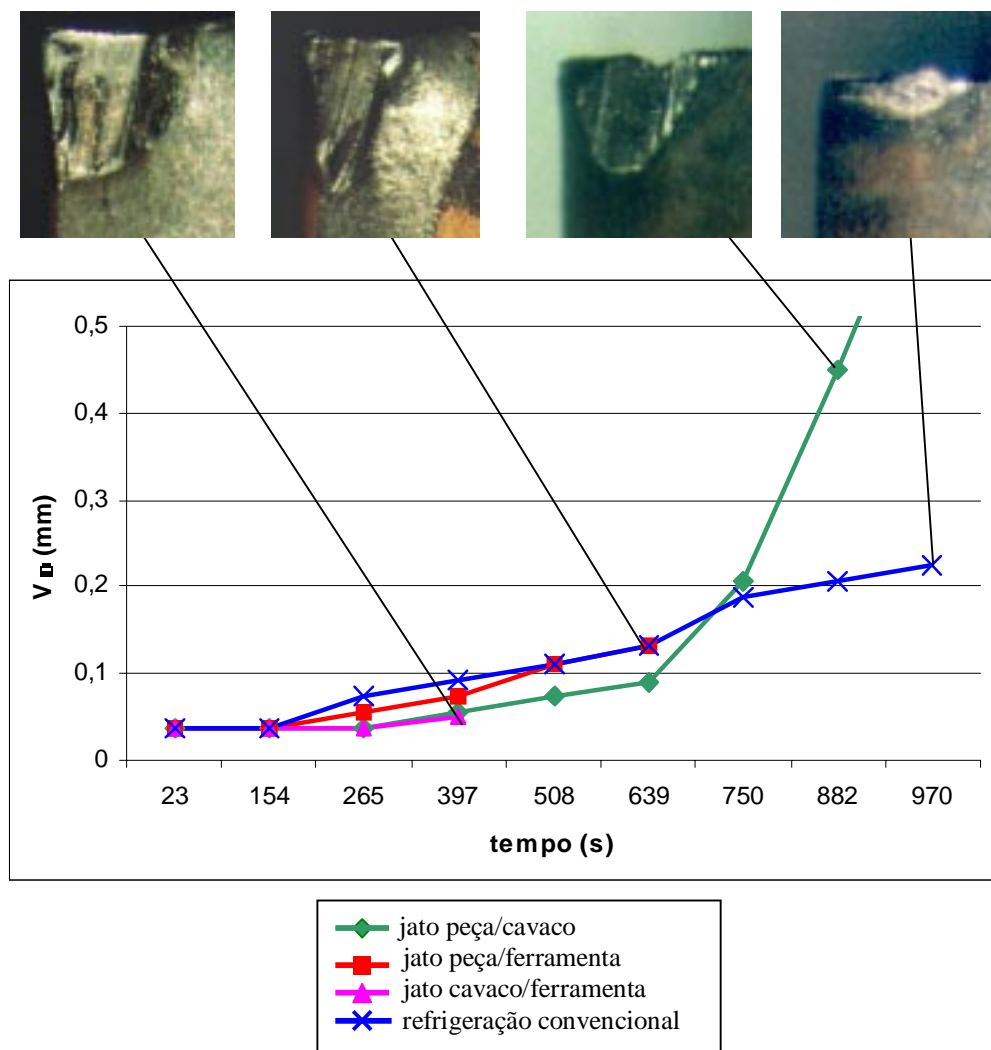


Figura 2. Desgaste da ferramenta sob diferentes aplicações de fluido de corte em função do tempo de usinagem.

Dentre todos os tipos de aplicação de fluido refrigerante o método convencional é aquela que produz o maior desgaste inicial, no entanto é o mais previsível ao longo do ensaio, sem que ocorra aumentos bruscos e fraturas da ferramenta. A fotografia da Fig. (2), relativa ao desgaste da ferramenta ao final do ensaio, mostra um desgaste de flanco tipicamente dominado por mecanismos de desgaste abrasivo associado com deformação plástica, notando-se inclusive a formação de uma leve aresta postiça de corte.

A ação moderada do desgaste de flanco propiciada pelo método convencional de refrigeração pode ser creditada ao grande volume de fluido de corte que envolve toda a região de corte, inclusive parte da peça, reduzindo o gradiente de temperatura no corpo da ferramenta. Entretanto, por este método o fluido de corte não é capaz de atingir importantes fontes geradoras de calor como a ponta da ferramenta e a interface cavaco/ferramenta.

Quanto ao acabamento superficial da peça usinada, pode-se observar pelo gráfico da Fig. (3) que a aplicação do fluido de corte pelo método convencional produz os menores valores de rugosidade ao lado daqueles obtidos pela aplicação do jato de fluido na direção da interface cavaco/ferramenta, antes da ferramenta entrar em colapso prematuro. Este resultado pode ser creditado a mais longa manutenção da geometria da ferramenta, em relação aos outros métodos, refletindo diretamente no acabamento superficial da peça.

Em um nível mais elevado dos valores de rugosidade, encontram-se aqueles oriundos das aplicações do fluido pelos métodos de jato dirigido entre peça/cavaco e peça/ferramenta, conforme mostra o gráfico da Fig. (3). No entanto, neste último método, observa-se que os valores da rugosidade sofrem maiores variações em relação aos demais, fato que pode ser comprovado pela produção de cavacos de forma mista (helicoidal curto e fragmentado) como é mostrado na Fig. (4 b).

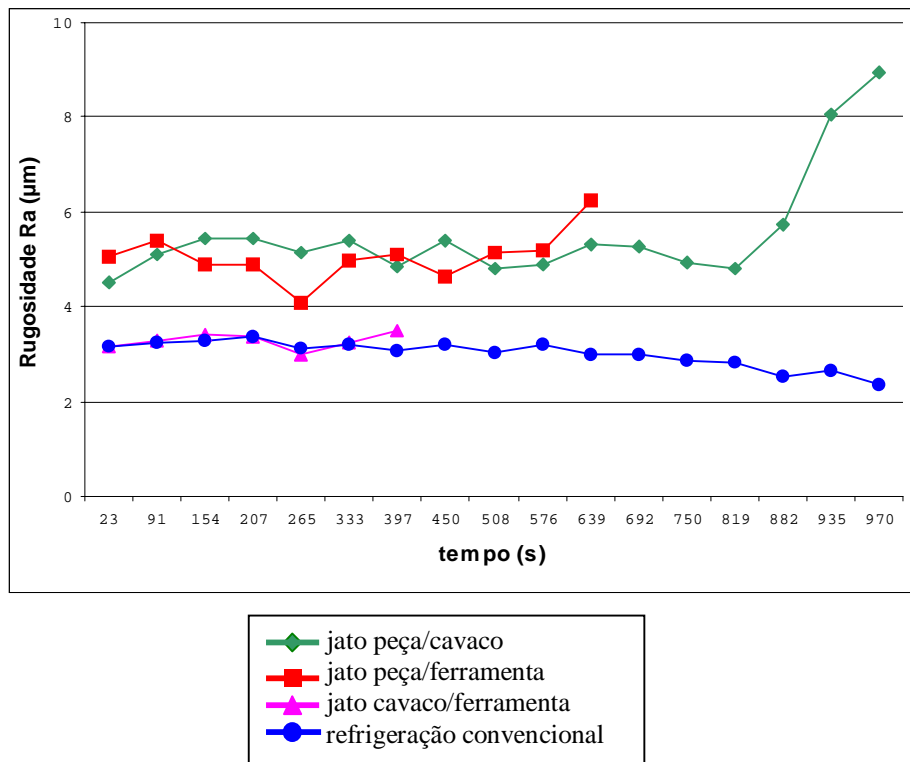


Figura 3. Rugosidade das peças usinadas sob diferentes maneiras de aplicação de fluido de corte.

Como resultado das diferentes maneiras de aplicação do fluido de corte, além de desgastes diferentes da ferramenta de corte, tem-se a correspondente produção de cavacos de formas distintas, como pode-se observar na Fig. (4). Entre os quatro tipos de cavacos produzidos, nota-se que tanto o cavaco da Fig. (4a) quanto da Fig. (4d) são fragmentados, no entanto o cavaco da Fig. (4a) mostra-se mais claro que o da Fig. (4d). Já a Fig. (4b) mostra cavacos tanto de forma fragmentada quanto de forma helicoidal e na Fig.(4c) somente cavacos de forma helicoidal.

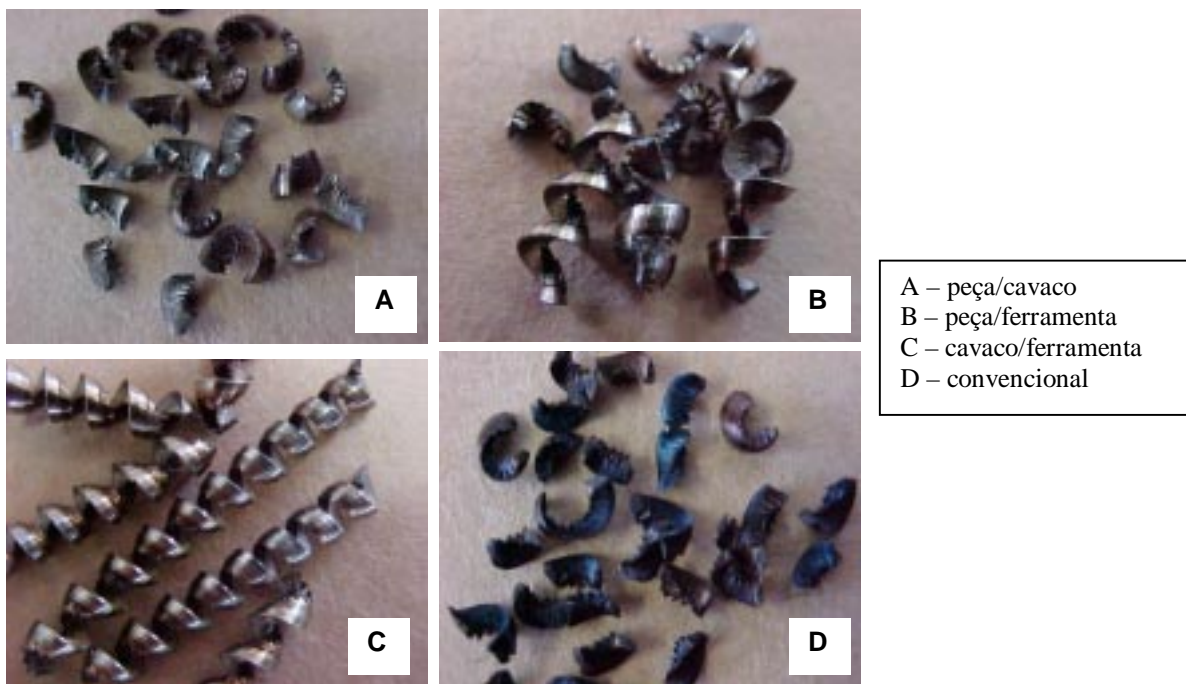


Figura 4. Formas de cavacos gerados por diferentes meios de aplicação de fluido de corte.

4. Conclusões

Pelos resultados obtidos neste trabalho, pode-se resumidamente apresentar as seguintes conclusões:

- A aplicação do fluido refrigerante em forma de jato dirigido em diferentes locais da região de corte produz diferentes resultados no desgaste de flanco da ferramenta (V_B) e na rugosidade das peças;
- A aplicação do fluido de corte através do sistema convencional, original da máquina ferramenta, minimiza o problema de gradiente de temperatura em toda a ferramenta evitando-se o seu colapso por fadiga térmica associada à fadiga mecânica;
- O modo de aplicação de jato de fluido de corte dirigido à interface cavaco/ferramenta inicialmente produz o menor desgaste entre todos os métodos empregados neste trabalho, até atingir à fratura abrupta da ferramenta de corte;
- Como consequência das conclusões acima, pode-se inferir que um sistema de refrigeração misto, utilizando-se o método convencional de aplicação de fluido de corte junto com o jato dirigido à interface cavaco/ferramenta, proporcionaria boas possibilidades de melhora no desempenho da refrigeração no torneamento, devendo ser objeto de trabalhos futuros.

5. Agradecimentos

À FAPESP – Fundação de Amparo à Pesquisa do Estado de São Paulo.

À empresa *Spraying Systems do Brasil Ltda*, na pessoa do Sr. Edson Franceli e Oldair F. Sasso, pela doação dos bicos utilizados neste trabalho.

6. Referências Bibliográficas

- Cook, N. H., 1973, "Tool wear and toll life. Journal of Engineering for Industry", nov., p. 931-338.
- Heisel, U., Lutz, M., 1998, "Pesquisa de fluidos de refrigeração e de lubrificação", Máquinas e metais, maio, pp. 40-49.
- Kovacevic, R., 1995, "Improving milling performance with high pressure waterjet assisted cooling/lubrication", Journal of Engineering for Industry, vol. 117, pp. 331-339.
- Li, X., 1996, "Study of the jet-flow rate of cooling in machining. Part 1. Theoretical analysis", Journal of Materials Processing Technology, vol. 62, pp. 149-156.
- Li, X., 1996, "Study of the jet-flow rate of cooling in machining. Part 2. Simulation study", Journal of Materials Processing Technology, vol. 62, pp. 157-165.
- Lindeke, R. R.; Schoening, Jr. F. C.; Khan, A. K.; Haddad, J., 1991, "Machining of α - β titanium with ultra-high pressure through the insert lubrication/cooling". transactions of NAMRI/SME, pp. 154-161.
- Machado, A. R.; Wallbank, 1994, J. "The effects of a high-pressure coolant jet on machining", Imech, vol. 208, pp. 29-38.
- Mazurkiewicz, M.; Kubala, Z.; Chow, J., 1989, "Metal machining with high-pressure water-jet cooling assistance - a new possibility", ASME Journal of engineering for industry, vol. III, p. 7-12.
- Momper, F. J., 2000, "Usinagem a seco e de materiais endurecidos" Máquinas e metais, n.º 410, pp. 30-37.
- Modern Metal Cutting - A practical Handbook, 1994, Ed. AB Sandvik Coromant, Sweden, (ISBN 91 - 97 22 99 - 0 - 3).
- Pigott, R. J. S.; Colwell, A. T., 1952, "Hi-Jet System for increasing tool life", SAE Quarterly Transactions, vol. 6, n.º. 3, p-p. 547-564.

Seah, K. H. W.; Li, X.; Lee, K. S., 1995, "The effect of applying coolant on tool wear in metal machining", Journal of Materials Processing Technology, vol. 48, p. 495-501.

Shaw, M. "Metal cutting principles", 1986, Ed. Oxford Press, New York, USA, (ISBN 0 - 19 - 859002 - 4).

EFFECT OF COOLING JET IN DIFFERENT POSITIONS IN TURNING

Luiz E. A. Sanchez

Célio Losnak

Flávio Andrade Gusi

Luciano Leite Peruzzo

Universidade Estadual Paulista (UNESP), Av. Eng. Luiz Edmundo C. Coube, s/n, CEP 17033-360, Bauru-SP

e-mail: sanchez@feb.unesp.br; losnak@feb.unesp.br

Abstract. In turning it's possible to identify three heating land in the cutting land: shear plane; workpiece/chip interface; tool/chip interface; and tool/workpiece contact. Even the machining tools have a cooling system, sometimes the cutting fluid not is possible to reach the heat land, or it's produced a fluid film on the heated parts that obstruct a efficient heat removal. In this works is made a set up with a cooling system which the cutting fluid is applied under high pressure jet. It's used a convencional turn, piston pump (2,06 MPa), a nozzle of orifice thin and workpiece material in SAE 1045. The jet is directioned on the three heating land more important in the cutting land. As result is showed a different tool wear, roughness and chip form for each mode of cutting fluid application.

Keywords: *cutting fluid, turning, cooling jet, wear.*

UTILIZAÇÃO DO PLANEJAMENTO FATORIAL 2^k PARA DEFINIR PARÂMETROS DA RETIFICAÇÃO ELETROQUÍMICA

João Cirilo da Silva Neto

Universidade Federal de Uberlândia, Faculdade de Engenharia Mecânica, Av. João Naves de Ávila, 2160, Campus Santa Mônica, Bloco 1M, CEP: 38400-902, Uberlândia, MG, Brasil. E-mail: jcirilos@mecanica.ufu.br.

Carlos Alberto Domingos Ramos

Universidade Federal de Uberlândia, Faculdade de Engenharia Mecânica, Av. João Naves de Ávila, 2160, Campus Santa Mônica, Bloco 1M, CEP: 38400-902, Uberlândia, MG, Brasil. E-mail: cadram@mecanica.ufu.br.

Marcelo Bacci da Silva

Universidade Federal de Uberlândia, Faculdade de Engenharia Mecânica, Av. João Naves de Ávila, 2160, Campus Santa Mônica, Bloco 1M, CEP: 38400-902, Uberlândia, MG, Brasil. E-mail: mbsilva@mecanica.ufu.br.

Marcio Bacci da Silva

Universidade Federal de Uberlândia, Faculdade de Engenharia Mecânica, Av. João Naves de Ávila, 2160, Campus Santa Mônica, Bloco 1M, CEP: 38400-902, Uberlândia, MG, Brasil. E-mail: mbacci@mecanica.ufu.br.

Resumo. Este trabalho apresenta a influência das principais variáveis na determinação dos parâmetros de usinagem do processo de retificação eletroquímica, *ElectroChemical Grinding (ECG)*, que é a combinação da retificação convencional com a usinagem eletroquímica. A retificadora eletroquímica foi desenvolvida a partir de uma retificadora convencional. Para o estudo das variáveis foi utilizado o planejamento fatorial 2^3 , que é uma técnica de otimização de experimentos, em que as variáveis de entrada ou fatores escolhidos são a velocidade de avanço do rebolo (v_f), a vazão do eletrólito (Q) e a tensão da fonte de potência (U). A rugosidade média (R_a) e a taxa de remoção de material (TRM) são as variáveis de saída ou respostas do sistema. Com a utilização do planejamento fatorial concluiu-se que a taxa de remoção de material sofreu influência significativa apenas da tensão da fonte e pouca influência das demais variáveis. Em relação à rugosidade média, a variável que mais influenciou foi a tensão da fonte, seguida pela vazão do eletrólito. Nota-se também que houve pequena influência da velocidade de avanço. Estes resultados permitiram a otimização dos parâmetros de usinagem do processo de retificação eletroquímica a partir do protótipo anteriormente desenvolvido.

Palavras-chave: Retificação Eletroquímica, Planejamento Fatorial, Otimização, Aço Rápido.

1. Introdução

A retificação eletroquímica é um processo de usinagem não tradicional, que utiliza um rebolo condutor de eletricidade, combinado com a ação eletrolítica para a remoção do material, que também deve ser condutor.

Sendo a retificação eletroquímica um processo híbrido de usinagem, este processo é utilizado na retificação de materiais muito duros e resistentes, mais frequentemente em aplicações como instrumentação aeroespacial, indústrias de automóvel, industriais têxteis e médicas, entre outros, em que tais materiais necessitam de altas taxas de energia para a sua remoção, que podem causar altas temperaturas durante a remoção do material.

De acordo com Shaw (1997), na retificação convencional a maior parte da energia é transmitida para a peça, que pode causar danos térmicos à mesma. No entanto, durante a retificação eletroquímica estes danos são minimizados, pois a combinação da ação eletroquímica com a ação abrasiva propicia a redução do efeito térmico, devido a remoção do material ser feita átomo por átomo, principalmente quando materiais muito resistentes, como o aço rápido, por exemplo, são retificados.

A idéia de combinar ação abrasiva com ação eletroquímica não é nova. No início da década de 50, os russos iniciaram o processo, que atualmente é dominado por algumas empresas no mundo para aplicações especiais e por centros de pesquisa que investigam a maior aplicabilidade do processo.

Pela natureza de combinação de processos, a definição dos parâmetros da retificação eletroquímica nem sempre é uma tarefa fácil, pois há a possibilidade de se dar muita ênfase a variáveis que têm pouca influência nos resultados ou desprezar aquelas que têm maior importância na pesquisa.

O objetivo principal deste trabalho é utilizar o planejamento fatorial 2^3 , que estuda a interação entre variáveis que são mais importantes no processo de retificação eletroquímica. As variáveis estudadas são a vazão do eletrólito, a velocidade de avanço do rebolo, a tensão da fonte, a taxa de remoção do material e a rugosidade média. Com a utilização do planejamento fatorial concluiu-se que a taxa de remoção de material sofreu influência significativa apenas da tensão da fonte e pouca influência das demais variáveis. Em relação à rugosidade média, em ordem decrescente de importância, a variável que mais influenciou também foi a tensão da fonte, seguida pela vazão do eletrólito. Nota-se

também que houve pequena influência da velocidade de avanço isoladamente, mas a sua interação com a tensão aumentou a rugosidade.

A partir destes resultados foi possível otimizar os parâmetros de usinagem do processo de retificação eletroquímica, anteriormente definidos sem a utilização de um modelo estatístico. Tal modelo contribuiu para a escolha das variáveis que tinham maior influência nas respostas bem como suas interações, pois haverá sequência da pesquisa utilizando a referida retificadora eletroquímica.

2. Metodologia

2.1. Desenvolvimento da retificadora eletroquímica

As retificadoras eletroquímicas são semelhantes às retificadoras convencionais, por isso foi possível desenvolver tal equipamento a partir de uma retificadora cilíndrica universal, que foi reformada e adaptada para a realização da pesquisa, Silva Neto (1999). Apesar da semelhança há diferenças fundamentais entre elas, como por exemplo, os rebolos da retificadora eletroquímica se parecem com os da convencional, contudo, usa aglomerantes condutores de eletricidade e o abrasivo deve possuir baixa condutibilidade elétrica, neste caso foi utilizado um rebolo de nitreto de boro cúbico (CBN). O fluido de corte é substituído pelo fluido eletrolítico, que pode ser solução aquosa de cloreto de sódio (NaCl), nitrato de sódio (NaNO₃), entre outros.

Inicialmente, o desenvolvimento do experimento consistiu na construção de uma cuba eletrolítica, que é o local onde ocorre a usinagem. Sendo o ambiente dentro desta cuba muito corrosivo, pois o eletrólito é uma solução de água e sal, a mesma foi feita de chapas de acrílico transparente.

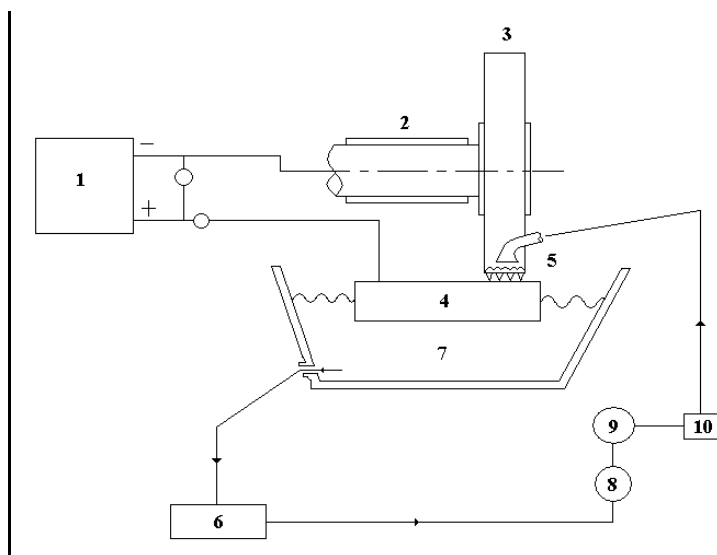
A conexão elétrica do eixo do rebolo, que funciona como catodo, foi feita através de escovas coletoras de cobre, que possuíam uma capacidade de 200 A. Para conexão elétrica da peça (anodo) foi construído um suporte de cobre. Além disso, foi feito o isolamento elétrico destes componentes, pois este procedimento é de fundamental importância para viabilização do processo e para evitar curto-circuito.

Foi incorporada à retificadora uma fonte de potência com a seguinte especificação:

- Entrada: 220 volts, 167 A, 3 fases e frequência de 60 Hz;
- Saída: 0 a 25 volts, 0 a 2000 A com corrente pulsada.

Também incorporou-se à retificadora um circuito eletrolítico, cuja função é o suprimento de eletrólito para a cuba com a finalidade de remover o material, Malaquias (1996).

Após a construção e incorporação de componentes foram executados testes preliminares e ensaios definitivos com a retificadora desenvolvida, cujo princípio de funcionamento pode ser observado na Fig. (1).



- | | |
|-------------------------|--------------------------|
| 1-Fonte de potência | 6-Depósito de eletrólito |
| 2-Isolamento do rebolo | 7-Cuba eletrolítica |
| 3-Rebolo condutor | 8- Filtro |
| 4-Peça a ser retificada | 9-Bomba centrífuga |
| 5-Bocal de alimentação | 10-Medidor de vazão |

Figura 1. Princípio de funcionamento do processo de retificação eletroquímica, Benedict (1987).

Nesta figura, (3) representa o rebolo condutor ligado ao pólo negativo da fonte, (4) representa a peça ligada ao pólo positivo da mesma. A fonte de potência (1) de baixa tensão e alta corrente elétrica (contínua ou pulsada) provoca na interface rebolo-peça reações de dissociação anódica nas regiões da peça e formação de gases no rebolo. O fluido

eletrolítico é conduzido do reservatório (6) pela bomba (9), passando através do filtro (8) e medidor de vazão (10) até ser introduzido na área de trabalho, preenchendo um pequeno volume entre a ferramenta e a peça, permitindo a ação eletrolítica combinada com a ação abrasiva e processando a remoção do material. Tal remoção obedece a lei de Faraday da eletrólise, McGeough (1988).

A escolha das variáveis nesta fase foi feita considerando a capacidade do equipamento desenvolvido e de acordo com valores especificados na literatura. Apesar da originalidade da pesquisa no cenário nacional e das limitações do equipamento convencional foi possível encontrar resultados satisfatórios quando comparados com os previstos na literatura, porém após uma análise da interação das variáveis utilizando o planejamento fatorial concluiu-se que alguns parâmetros divergiram dos resultados especificados na literatura.

2.2. Planejamento Fatorial

Um dos problemas mais comuns em um trabalho experimental é determinação da influência de uma ou mais variáveis sobre uma variável de interesse, pois há possibilidade de valorizar as menos importantes e desprezar as variáveis principais. Neste sentido as variáveis de entrada são consideradas como os fatores e as de saída como as respostas. Portanto, deve-se determinar quais são os fatores e as respostas de interesse para o sistema que se deseja estudar, Barros Neto et al (1995).

O planejamento fatorial 2^k , onde k representa os fatores ou variáveis controladas e 2 representa os níveis máximo e mínimo, é de grande utilidade quando se deseja investigar se determinados fatores têm ou não influência sobre a resposta. Portanto, entre os métodos de planejamento experimental disponíveis na literatura este é um dos mais recomendados, pois sua idéia básica é de executar um conjunto de experimentos de modo a considerar todas as possíveis variações dos fatores em estudo, utilizando um número mínimo de experimentos.

Para implementar o planejamento fatorial, após a determinação dos fatores e respostas, deve-se calcular os efeitos de cada variável do processo em função das interações. Os ensaios devem ser feitos em dois níveis para que se possa avaliar o significado estatístico dos efeitos. Devem ser ainda comparados os valores numéricos dos efeitos para verificar quais são significativos e se existem efeitos de interação importantes. Tendo obtido experimental estas respostas faz-se uma análise das variáveis mais importantes e escolhe-se aquelas que justifiquem e identifiquem com clareza os resultados encontrados.

3. Procedimento Experimental

As variáveis foram levantadas da operação da retificadora eletroquímica mostrada na Fig. (2), onde tal operação foi executada com a peça já montada no cabeçote porta-peça. Aproximava-se dela o rebolo através do movimento de avanço rápido do cabeçote porta-rebolo. Neste ponto, desligava-se o avanço automático do rebolo, deixando uma distância de aproximadamente 1 mm para ajustar a operação. A seguir, liga-se o eletrólito e a fonte de potência. Acionava-se o avanço automático do rebolo. No momento em que o multímetro **M** começava a registrar corrente elétrica fornecida pela fonte de potência através do *shunt*, começava-se a cronometrar o tempo. Após 5 voltas completas do anel graduado do avanço automático do cabeçote porta-rebolo (que corresponde a 5 mm de comprimento de retificação), desliga-se a fonte de potência e a alimentação do eletrólito, recuava-se o rebolo. Retirava-se, então a peça para limpeza e proteção em banho de óleo para minimizar os possíveis efeitos da corrosão causada pelo eletrólito.

As variáveis de interesse foram selecionadas em dois níveis para estabelecer a influência da velocidade de avanço do rebolo, da vazão do eletrólito e da tensão na rugosidade média e na taxa de remoção de material quando se usinou o aço rápido ABNT M2, conforme a Tab. (1), Box et al (1978). Pode-se observar que nessa tabela as variáveis foram escolhidos em dois níveis, sendo o valor máximo positivo e o valor mínimo negativo.

A Tabela (2) mostra os coeficientes de contraste para o planejamento fatorial 2^3 , ou seja, esta tabela foi elaborada para estudar a interação entre as variáveis de entrada e saída, onde os sinais positivo e negativo representam os níveis máximo e mínimo das variáveis respectivamente.

A Tabela (3) foi elaborada em função dos resultados experimentais obtidos da operação de retificação eletroquímica em dois níveis. A forma dessa tabela justifica a utilização do modelo aplicável ao planejamento fatorial 2^3 .

Tabela 1. Variáveis de interesse em dois níveis para o planejamento fatorial 2^3 .

| VARIÁVEIS | NÍVEL (+) | NÍVEL (-) |
|---|-----------|-----------|
| X_1 : v_f (Velocidade de Avanço) [mm/min] | 1,0 | 0,5 |
| X_2 : Q (Vazão do Eletrólito) [l/h] | 600 | 400 |
| X_3 : U (Tensão da Fonte de Potência) [V] | 12 | 8 |

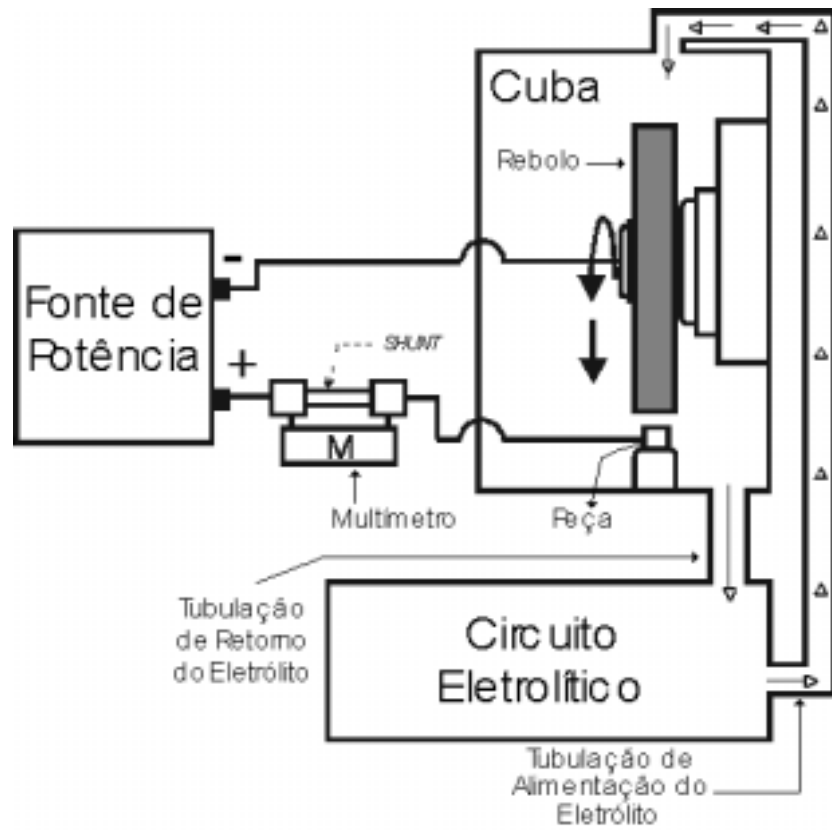


Figura 2. Esquema simplificado da retificadora eletroquímica para execução da operação de retificação, Silva Neto (1999).

Tabela 2. Coeficientes de contraste para o planejamento fatorial 2³.

| ENSAIO | X ₁ | X ₂ | X ₃ |
|--------|----------------|----------------|----------------|
| 1 | - | - | - |
| 2 | + | - | - |
| 3 | - | + | - |
| 4 | + | + | - |
| 5 | - | - | + |
| 6 | + | - | + |
| 7 | - | + | + |
| 8 | + | + | + |

Tabela 3. Resultados da retificação eletroquímica do aço rápido, Ramos and Cruz (2000).

| ENSAIO | FATORES | | | RESPOSTAS | |
|--------|-------------------------|-------|---------|-----------|----------------------------|
| | V _f (mm/min) | U (V) | Q (l/h) | Ra (µm) | TRM (cm ³ /min) |
| 1 | 0,5 | 8 | 600 | 0,7 | 0,18 |
| 2 | 0,5 | 8 | 400 | 0,9 | 0,16 |
| 3 | 0,5 | 12 | 600 | 0,6 | 0,18 |
| 4 | 0,5 | 12 | 400 | 0,6 | 0,19 |
| 5 | 1 | 8 | 600 | 0,7 | 0,15 |
| 6 | 1 | 8 | 400 | 0,4 | 0,18 |
| 7 | 1 | 12 | 600 | 0,6 | 0,16 |
| 8 | 1 | 12 | 400 | 0,5 | 0,17 |

4. Resultados e Discussão

Os resultados obtidos com o planejamento experimental efetuado são apresentados na Tab. (4). Tais resultados foram obtidos utilizando o software do programa Statistic, opção: "Experimental Design" que calcula a interação entre as variáveis e identifica os efeitos principais.

Tabela 4. Efeitos para análise da relevância dos fatores.

| FATORES | Ra | TRM |
|--|--------|---------|
| Média | 0,625 | 0,1712 |
| X ₁ | -0,050 | 0,0075 |
| X ₂ | -0,100 | 0,0075 |
| X ₃ | -0,150 | -0,0125 |
| X ₁ X ₂ | 0,0 | 0,0025 |
| X ₁ X ₃ | -0,150 | 0,0125 |
| X ₂ X ₃ | 0,10 | -0,0075 |
| X ₁ X ₂ X ₃ | 0,10 | -0,0125 |

Nota-se pouca influência da variável velocidade de avanço do rebolo (X₁) isoladamente sobre as respostas, mas a sua interação com a tensão influenciou na rugosidade média de maneira satisfatória, ou seja, esta interação diminuiu a rugosidade. Já a interação da velocidade de avanço do rebolo com a tensão aumentou a rugosidade. O mesmo ocorreu na interação das três variáveis.

A taxa de remoção de material, TRM, sofreu influência significativa apenas da variável tensão da fonte (X₃), enquanto as demais variáveis não influenciam o valor de TRM nos níveis experimentais deste trabalho. Nota-se ainda que a interação das três variáveis influenciou negativamente a TRM.

Quanto aos valores reais dos efeitos das variáveis nas respostas, a análise estatística mostra que a tensão da fonte de potência (X₃) causa um efeito inverso na rugosidade média, ou seja, um aumento na tensão causa uma diminuição na rugosidade. Isto pode ser explicado por Benedict (1987), tipicamente, a tensão é ajustada pela presença do faiscamento entre a peça e o rebolo. Seu limite máximo não deve ser tão alto de modo que possa afetar a qualidade da peça a ser retificada e que venha danificar o rebolo.

Neste trabalho foi verificado experimentalmente que o aumento da tensão também provocou o faiscamento, ou seja, houve predominância do processo eletroquímico sobre o processo abrasivo durante o contato do rebolo com a peça, eliminando os átomos periféricos da superfície do material, conseqüentemente melhorando a rugosidade média. Mas vale ressaltar que o aumento da tensão deve ser limitado, porque um aumento expressivo da tensão pode provocar curto-circuito, que aliás ficou comprovado em um teste com tensão de 15 V que acarretou a queima da superfície da peça e de uma pequena região na face do rebolo.

A tensão da fonte de potência (X₃) também influenciou inversamente a taxa de remoção de material, aumentando-se X₃ verifica-se uma diminuição na TRM. Neste caso o planejamento fatorial apresentou discordância em relação aos parâmetros idealizados pela literatura. De acordo com Phillips (1989) e Benedict (1987), um aumento da tensão acarreta em aumento da corrente elétrica e o aumento da corrente, por sua vez, aumenta a TRM.

Esta discordância pode ser explicada pelas particularidades do processo, que é a combinação da retificação convencional com a usinagem eletroquímica, visto que a eficiência do processo depende de vários parâmetros, que não foram analisados neste trabalho, entre quais destacam o tipo de eletrólito utilizado, a velocidade da peça, a densidade da corrente e a superfície de contato entre a peça e o rebolo, Bhattacharyya (1973).

Os efeitos das variáveis X₁ e X₂ tiveram influências menos significativas nas respostas, nos níveis analisados experimentalmente neste trabalho. Para que esses efeitos possam ser melhor compreendidos é recomendado aumentar o planejamento para 3 níveis diferentes.

Os gráficos das Figs. 3 e 4 representam os efeitos das variáveis analisadas, ou seja, a rugosidade média, em (µm) e a taxa de remoção de material, em (cm³/min). Conforme observa-se nestas figuras, os efeitos das variáveis analisadas apresentam um comportamento que se aproxima da curva normal.

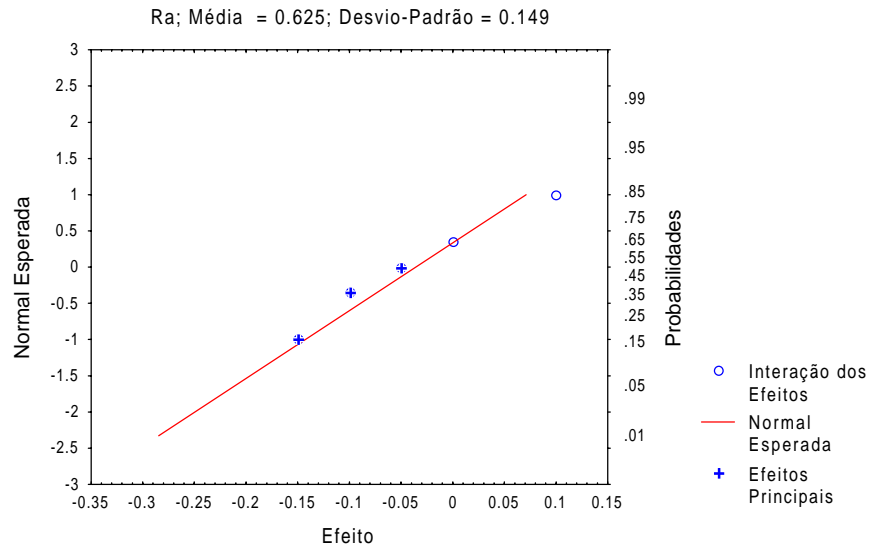


Figura 3. Resultados dos efeitos da rugosidade média (Ra), em (µm).

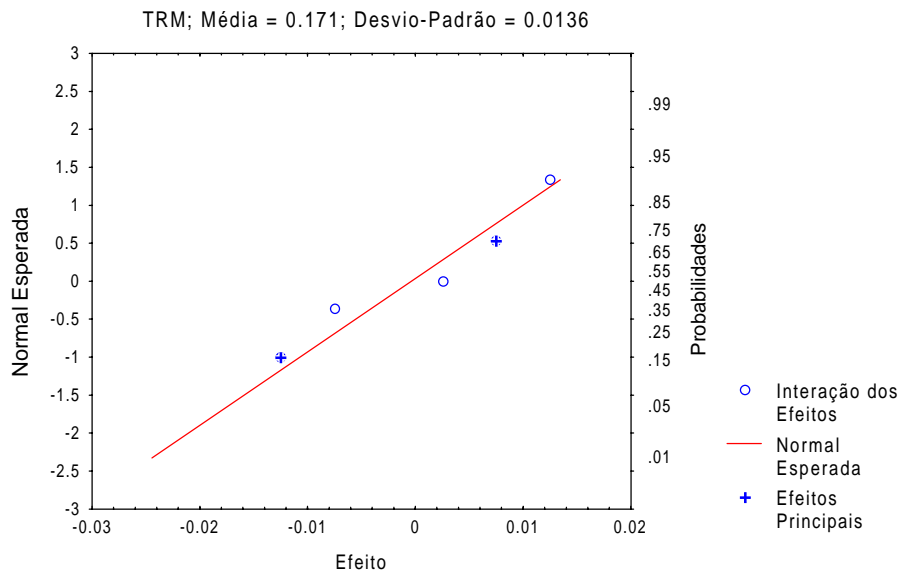


Figura 4. Resultados dos efeitos da taxa de remoção de material (TRM), em (cm³/min).

5. Conclusões

A variável que mais influenciou na rugosidade média e na taxa de remoção de material foi a tensão da fonte, as demais variáveis tiveram pouca significância nos resultados isoladamente, mas a interação da tensão com a velocidade de avanço do rebolo diminuiu a rugosidade média. Enquanto que a interação das três variáveis afetou a TRM.

As discrepâncias de alguns resultados podem ser atribuídas também às limitações da retificadora convencional utilizada para o desenvolvimento do protótipo.

Pela complexidade do processo, sugere-se estudar um número maior de interações e selecionar os parâmetros de usinagem em níveis mais altos de modo a promover menor Ra e maior TRM. Neste caso poderia ser realizado um planejamento 3^K, ou seja, utilizar 3 níveis diferentes para as variáveis, nível (+), nível (-) e nível (0), intermediário ou valor médio, para garantir maiores informações relacionadas às interações entre as variáveis, como por exemplo na interação entre X₁X₃.

Através dos gráficos das variáveis analisadas, nota-se que as curvas esperadas tanto da rugosidade média como da taxa de remoção de material aproximaram da curva normal esperada.

Os resultados obtidos contribuíram na escolha das variáveis que têm maior influência no processo, com isso foi possível dar ênfase àquelas que realmente podem contribuir no desenvolvimento da pesquisa.

6. Referências

- Barros Neto, B., Scarminio, I. S. and Bruns, R. E., 1995, "Planejamento e Otimização de Experimentos", São Paulo, Campinas, Editora da UNICAMP, pp. 61-100.
- Bhattacharyya, A., 1973, "New Technology", The Institution of Engineers India, India, pp. 133-137.
- Benedict, G. F., 1987, "Nontraditional Manufacturing Processes", New York, Marcel Dekker, pp.153-164.
- Box, G. E. P., Hunter, W. G. and Hunter, J. S., 1978, "Statistics for Experimenters", N.Y., John Wiley & Sons, Inc.
- Malaquias, E., 1996; Contribuição para o Desenvolvimento de um Protótipo de um Equipamento de Usinagem Eletroquímica, Dissertação de Mestrado, EDUFU, Uberlândia, 79 pp.
- McGeough, J. A., 1988, "Advanced Machining Processes", London, Chapman and Hall, pp. 82-83.
- Phillips, R. E., 1989, "Electrochemical Grinding", Metal's Handbook, Volume 16, Everite Machine Products Company, pp. 542-547.
- Ramos, C. A. D. and Cruz, C., 2000, "Estudo do Desempenho do Processo de Retificação Eletroquímica na Usinagem do Aço Rápido ABNT M2", Uberlândia, UFU, Anais do IV POSMEC, pp. 207-212.
- Shaw, M. C., 1997 "Energy Conversion in Cutting and Grinding", Arizona State University, Tempe, Annals of the CIRP, vol. 46.
- Silva Neto, J. C., 1999, "Desenvolvimento de Uma Retificadora Eletroquímica a Partir de Uma Retificadora Cilíndrica Universal", Uberlândia, Dissertação de Mestrado, UFU, 79 p.

Utilization of the 2^k factorial planning to define electrochemical grinding parameters

João Cirilo da Silva Neto

Federal University of Uberlândia, School of Mechanical Engineering, Av. João Naves de Ávila, 2160, Campus Santa Mônica, Building 1M, PO Box 38400-902, Uberlândia, MG, Brazil.

E-mail: jcirilos@mecanica.ufu.br.

Carlos Alberto Domingos Ramos

Federal University of Uberlândia, School of Mechanical Engineering, Av. João Naves de Ávila, 2160, Campus Santa Mônica, Building 1M, PO Box 38400-902, Uberlândia, MG, Brazil.

E-mail: cadram@mecanica.ufu.br.

Marcelo Bacci da Silva

Federal University of Uberlândia, School of Mechanical Engineering, Av. João Naves de Ávila, 2160, Campus Santa Mônica, Building 1M, PO Box 38400-902, Uberlândia, MG, Brazil.

E-mail: mbsilva@mecanica.ufu.br.

Marcio Bacci da Silva

Federal University of Uberlândia, School of Mechanical Engineering, Av. João Naves de Ávila, 2160, Campus Santa Mônica, Building 1M, PO Box 38400-902, Uberlândia, MG, Brazil.

E-mail: mbacci@mecanica.ufu.br.

Abstract. The propose of this work is to show the influence of the main variables in the determination of the machining parameters in ElectroChemical Grinding (ECG) process, a combination of conventional grinding and electrochemical machining,. The 2^3 factorial planning was used for the study of these variables. The entrance variables or chosen factors are feed rate (v_f), flow rate of electrolyte (Q) and electrical tension (U). Roughness (R_a) and material removal rate (MRR) are machining parameters or answers of the system. With the use of factorial planning it was observed that the material removal rate suffered significant influence of the tension and a little effect of the other variables. In relation to the roughness, the variable that had more effect it was the tension, followed by the flow of electrolyte. It is also noticed that there was small influence of the feed. These results allowed the optimization of machining parameters of electrochemical grinding process.

Keywords. *Electrochemical grinding, factorial planning, optimization, high speed steel.*

PROCEDIMENTOS DE CALIBRAÇÃO DE MÁQUINAS DE MEDIR E MÁQUINAS FERRAMENTAS

Prof. Benedito Di Giacomo

Eng. Mec. M.Sc. PhD. Professor Doutor

Universidade de São Paulo - Escola de Engenharia de São Carlos - Departamento de Engenharia Mecânica

e-mail: bgiacomo@sc.usp.br tel: (0xx16)2739420

Rosenda Valdés Arencibia

Eng. Mecânico. M.Sc. Doutoranda

Universidade de São Paulo - Escola de Engenharia de São Carlos - Departamento de Engenharia Mecânica

e-mail: arvaldes@sc.usp.br tel: (0xx16)2739420

Denise Pizarro Vieira Sato

Lic. Matemática. M.Sc. PhD. Pos-Doutoranda

Universidade de São Paulo - Escola de Engenharia de São Carlos - Departamento de Engenharia Mecânica

e-mail: denips@terra.com.br tel: (0xx16)2739420

Resumo: *As Máquinas Ferramentas e as Máquinas de Medir a Três Coordenadas estão sujeitas a erros, que comprometem a qualidade dos produtos. Conseqüentemente torna-se de importância impar o levantamento destes erros bem como, para efeito de diagnóstico, o estudo de suas fontes. As fontes, as características e grandezas dos erros são levantadas através de procedimentos de calibração. Assim sendo é possível concluir que o tema “Calibração” constitui-se num dos mais importantes da ciência das medições, estes procedimentos tem papel fundamental na avaliação do desempenho das MMCs e das Máquinas Ferramentas. Mesmo sendo o tema bastante explorado nota-se que os trabalhos sobre calibração, em geral, visam a solução de um problema específico e às vezes não muito úteis. O objetivo deste trabalho é reunir numa única peça os principais procedimentos de calibração de Máquinas Ferramentas e Máquinas de Medir destacando suas vantagens e desvantagens e discutindo as principais normas existentes.*

Palavras Chaves: *volume dividido, artefatos mecânicos, método de sintetização, calibração.*

1. Introdução

O desempenho metrológico de uma máquina (máquina de medir e/ou máquina ferramenta) está relacionado com a sua capacidade de executar precisamente a tarefa planejada. Na busca da melhoria do seu desempenho, a análise dos erros, que são inerentes aos sistemas que compõem a máquina, é um fator extremamente importante. O valor e o comportamento dos erros das máquinas podem ser determinados através de um procedimento de calibração. Um procedimento de calibração permite atribuir à máquina a categoria de “apta” ou “não apta”.

A norma ANSI/ASME B 89.4.1 (1995) define a calibração como sendo a determinação da diferença entre o valor indicado por um instrumento de medição e o valor nominal ou verdadeiro. A calibração deve ser válida para todas as condições de operação sob as quais pode ser utilizado o instrumento calibrado.

Além disso, a calibração deve ser efetuada através de instrumentos, ou padrões de referência, com precisão de uma ordem de grandeza maior que a da máquina. Para se ter maior confiabilidade nas medições, esses artefatos padrões devem, por sua vez, também ser calibrados com instrumentos ainda mais precisos.

Segundo De Luca (1992) os primeiros trabalhos com procedimentos e recomendações para verificação em Máquinas Ferramentas foram desenvolvidos por Schlesinger e datam do início do século XX. Em 1927, o mesmo autor apresenta, pela primeira vez, uma série de testes de aceitação em Máquinas Ferramentas, através de ensaios geométricos.

Pierre Salmon (1937) editou um livro onde, além dos ensaios geométricos, apresenta a verificação metrológica de um certo número de peças padronizadas, usinadas pela máquina.

Com o decorrer do tempo, novas técnicas foram sendo introduzidas e novos equipamentos, desenvolvidos. Tlusty (1959) descreveu o uso do nível eletrônico e de sensores indutivos para verificação da precisão de rotação de eixos árvores.

Em 1966, Ericson, introduziu o conceito de “zona de trabalho” aplicado em Máquinas Ferramentas controladas numericamente. Bryan e Pearson (1968) propuseram medições sistemáticas baseadas na definição de retilinearidade e incluem os efeitos angulares, “Pitch”, “Yaw” e “Roll” sobre os erros de posição e retilinearidade.

Um simples modelo de erro volumétrico, para verificação de Máquinas Ferramentas, foi introduzido por Love e Scarr no ano de 1973. Em 1979 foi desenvolvido um modelo mais sofisticado, usando análise vetorial. Novos conhecimentos na área foram sendo desenvolvidos em diversos países, permitindo o aparecimento de normas técnicas tais como: DIN (na Alemanha), BSI (na Inglaterra), ISO (Internacional), ABNT (sínteses de normas adotadas em vários

países), etc. Estas normas descrevem métodos de verificação da precisão geométrica de Máquinas Ferramentas através de ensaios práticos. Elas também estabelecem definições, tolerâncias e apresentação de instrumentos de medição (Weck, 1984).

Para máquinas de medir muitas pesquisas têm sido desenvolvidas com o objetivo de definir os métodos mais apropriados para sua calibração, mas, segundo Trapet e Wäldele do PTB (1991) não existe ainda um método universalmente aceito pelos fabricantes e usuários. Dentre as normas para avaliação de erros de medição pode-se citar: VDI/VDE 2617 (1986-1989); JIS B 7440 (1987); CMM (1989); BS 6808 (1989); ISO/CD 10360-2 (1993); ANSI/ASME B 89.4.1 (1995). Todas propõem a medição de artefatos padrões em um número limitado de posições dentro do volume de trabalho da máquina, oferecendo uma idéia geral da capacidade da máquina de medir. Tais medições estão, geralmente, caracterizadas por uma sobrestimação dos erros.

Devido ao grande número de trabalhos desenvolvidos e publicados sobre calibração de erros por autores de renome internacional, pode-se dizer que a mesma constitui um dos mais importantes temas dentro da Ciência das Medições.

Burdekin e Voutsadopoulos (1981) dividem os métodos de avaliação de erros em três grupos: método dos artefatos padrões; método do volume dividido e o método de sintetização de erros.

2. Métodos dos Artefatos Padrões

Os métodos que usam artefatos padrões têm como característica avaliar os erros das máquinas por intermédio de análise metrológica de peças padronizadas, usinadas sob condições de usinagem específica ou através de medição de artefatos pré-calibrados. Ou seja, a calibração indireta é realizada através do uso de peças padrões, cujas dimensões e erros são conhecidos (Knapp et al, 1991).

Estes artefatos podem apresentar as mais diversas formas e dimensões, desde as mais simples como os blocos padrões, as barras de esferas, até estruturas volumétricas complexas. A maioria dos artefatos e/ou peças padronizadas são desenvolvidos em laboratórios especializados em conjunto com associações nacionais e internacionais de normas técnicas.

Durante uma calibração pela aplicação de um método indireto a máquina, objeto de calibração, mede as dimensões padrões de um artefato pré-calibrado em determinadas posições e orientações dentro do volume de trabalho. Neste caso, o erro é definido como sendo a diferença entre as dimensões padrões já conhecidas e as dimensões medidas com a máquina. O erro obtido deste modo leva em consideração todas as fontes possíveis, entretanto, este método não oferece detalhes dos erros, permitindo que se tenha somente uma idéia geral da acuracidade da máquina.

Nas Máquinas Ferramentas, quando possível, é adaptada uma sonda do tipo "touch-trigger" no cabeçote ou eixo árvore (Pereira, 1995). Devido à dificuldade de adaptação correta da sonda o uso desta técnica de calibração fica limitado, em tais máquinas.

Devido à grande diversidade quanto à forma das peças a serem medidas, assim como dos artefatos padrões a escolha dos mesmos é baseada na quantidade de movimentos possíveis que o posicionamento da sonda permita à máquina.

Peggs (1989), classifica os artefatos padrões segundo o número de coordenadas espaciais associadas a suas características calibradas em: artefatos unidimensionais, dentre eles os blocos padrões e o padrão passo-a-passo, que são fáceis de calibrar com grande acuracidade; artefatos bidimensionais, como por exemplo, os padrões de círculos e artefatos tridimensionais, aqueles que apresentam configurações mais complexas, como por exemplo as estruturas tetraédricas. A seguir estão apresentadas as características de alguns destes artefatos.

2.1. Padrão Barra de Esferas

A barra de esferas é um dispositivo simples. Ela tem sido objeto dos mais variados estudos, existindo diferentes configurações da mesma. De forma geral, consiste de uma barra rígida conectando duas esferas. É um dos artefatos mais utilizados para determinação dos erros em MM3Cs e Máquinas Ferramentas de modo simples e econômico. A norma ANSI/ASME B 89.1.12 M (1990) especifica que a distância entre os centros das esferas não deve ser superior a 900 mm e que o comprimento das mesmas seja 100 mm menor que o maior eixo da máquina.

Os artefatos utilizados como referência devem possuir grande estabilidade dimensional. Eles são construídos com materiais especiais, muito estáveis térmica e dimensionalmente. Dentre os materiais utilizados para fabricação da barra tem-se: ligas de cromo-níquel, fibra de carbono, Invar e Zerodur. Os quais apresentam determinadas características, tais como: baixa densidade e elevada resistência à corrosão e à esforços de atrito, além de baixa sensibilidade a mudanças de temperatura. As esferas por sua vez devem apresentar bom acabamento superficial e erros de esfericidade muito pequenos.

O manuseio de uma barra de esferas deve ser feito sem contato físico direto com a mão do operador. O calor transferido pelo contato proporciona a dilatação da barra e leva a erros na avaliação (Piratelli, 1997).

Diversos são os métodos de calibração com barras de esferas que foram desenvolvidos como testes de aceitação de máquinas e para a verificação periódica de sua incerteza.

O procedimento de calibração com a barra de esferas consiste em posicionar e orientar a barra estrategicamente no volume de trabalho. Em seguida, executam-se medições da distância entre os centros das esferas. O erro é determinado como sendo a diferença entre a distância medida e a distância padrão já conhecida.

Em máquinas com comando numérico, uma das esferas pode ser presa a um soquete acoplado ao desempenho, enquanto a outra fica livre. As medições devem ser feitas segundo uma trajetória circular em diferentes planos, sendo que o apalpador da sonda deve tocar a esfera da extremidade livre em vários pontos (Knapp et al., 1991).

Em máquinas operadas manualmente, as duas esferas da barra podem ser fixadas em soquetes magnéticos, uma no desempenho e outra no sistema de sondagem, de forma que a sonda em movimento descreva trajetórias circulares (Knapp et al., 1991).

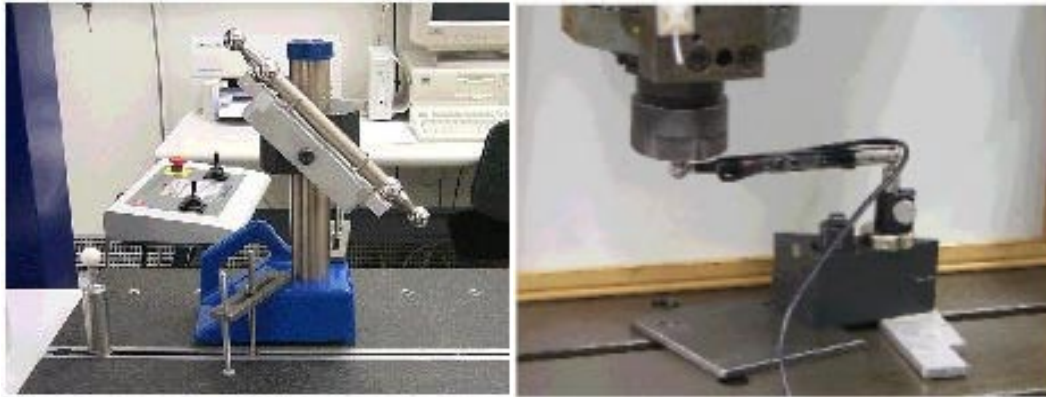


Figura 1: Montagem do Padrão Barra de Esferas Durante a Calibração.

Bryan (1982) descreveu sobre duas versões de barras de esferas magnéticas para serem usadas na determinação rápida da acuracidade bi e tridimensional de MM3Cs ou de Máquinas Ferramentas, principalmente os centros de usinagem. Elas são denominadas de Barra de Esferas Magnética Fixa e Barra de Esferas Telescópica. O autor mostra as vantagens e desvantagens de cada tipo de barra nos testes desenvolvidos. A Barra de Esferas Magnética permite fazer um teste rápido, proporcionando o levantamento da acuracidade bi ou tridimensional da máquina. Entretanto, este teste não é completo pois não permite a separação dos erros nem o diagnóstico preciso das fontes.

Kunzmann e Wäldele (1983) apresentaram um procedimento de avaliação de MM3C usando estes dois padrões.

As Barras de Esferas Telescópicas foram utilizadas por Kakino et al., em 1987, para medição dos erros de Máquinas Ferramentas controladas numericamente e determinar a origem destes erros. Elas também foram alvos de estudos que envolviam a sua aplicação no teste do desempenho de Máquinas Ferramentas, segundo uma proposta de Normas publicada pela American Machinist em 1991 (Martínez Orrego, 1995).

Ziegert e Mize (1994) desenvolveram uma barra de esferas com um Interferômetro Laser interno. A Barra de Esferas a Laser consiste de um interferômetro alinhado, dentro de um tubo telescópico entre os centros de duas esferas padrões, para medir deslocamentos entre elas. Os autores afirmam que, com este artefato, é possível obter erros quase-estáticos de posicionamento em todo o volume de trabalho de forma quase automática.

Srinivasa et al., (1996) apresentaram um método para medir “drift” térmicos de eixos em Máquinas Ferramentas usando a Barra de Esferas a Laser como instrumento de calibração.

Zhang (1985) apresentou um método para determinar os 21 erros geométricos das MM3Cs mediante o uso de esferas alinhadas num mesmo eixo. Estas esferas, igualmente espaçadas, permanecem fixas a uma barra rígida. O procedimento de calibração é efetuado com baixo custo e alta eficiência.

Os testes com barras de esferas são rápidos, mas não completos. Portanto, dependendo do tipo de máquina são necessários, ainda, testes de retilinearidade, ortogonalidade e paralelismo. Este método permite obter informações sobre possíveis erros sistemáticos e sobre a repetibilidade da máquina, proporcionando ainda um diagnóstico subjetivo das fontes de erros.

A norma ANSI/ASME B.89 4.1 (1995) recomenda a utilização de uma barra de esferas não calibrada para verificar o efeito da geometria da estrutura da MM3C sobre o seu comportamento metrológico. Para máquinas com o volume de trabalho aproximadamente cúbico, o padrão deve ser colocado em 20 posições e orientações diferentes, conforme estabelecido pela citada norma. Para volumes de trabalho com razão de comprimento dos eixos 2:1:2 e 2:2:1, são requeridas 30 e 35 posições, respectivamente.

Os erros angulares de “Pitch” e “Yaw” podem ser determinados com uma barra de esferas telescópica, medindo dois círculos por plano de coordenadas, com diferentes braços de Abbè para os eixos. O erro de ortogonalidade pode ser encontrado com a barra de esferas telescópica, descrevendo trajetórias circulares a 45 graus nos planos dos eixos de coordenadas, ou ainda uma barra de esferas simples orientada a 45 graus em relação a estes planos. O erro angular de “Roll” está associado a desvios da trajetória circular, de ordem elevada, no caso do uso da barra de esferas telescópica, ou como um erro de ortogonalidade dependendo do braço de Abbè (Knapp et al, 1991).

Lingard, et. al. (1991) utilizaram uma barra de esferas para determinar a susceptibilidade de uma MMC Leitz PMM – 866 de alta precisão às mudanças de temperatura ambiente, especificamente o efeito na repetibilidade da sonda.

2.2. Padrão Placa de Esferas

Este artefato apresenta elevado custo de construção e calibração. Consiste de um conjunto de esferas padrões de igual diâmetro nominal, colocadas simetricamente sobre uma base que determina um plano de referência. As distâncias entre os centros das esferas são pré-calibradas.

A calibração, usando uma placa de esferas, consiste em posicionar o artefato no volume de trabalho da máquina com a posterior medição da distância entre centros das esferas. Este procedimento é repetido para uma nova posição. As diferenças entre os resultados das medições e a distância padrão são os erros da máquina.

Trapet e Wäldele (1991) propuseram um padrão placa de esferas para avaliação de MM3Cs. Num esforço para disseminar o uso destes padrões, foi feita uma comparação de calibrações executadas em 15 laboratórios, e a incerteza foi muito pequena, apesar da reduzida instrução fornecida com relação ao seu manuseio (Kunzmann e Wäldele, 1995).



Figura 2: Padrão Placa de Esferas.

Kunzmann, et al. (1993) propõem uma Máquina Virtual que utiliza a medição de uma placa de esferas para determinar o mapa de erros. A placa deve ser medida pela máquina em várias posições dentro do seu volume, a combinação dos resultados permite obter os erros geométrico, incluindo os efeitos dos erros do sistema de medição ou sonda (Kunzmann, et al., 1995).

A placa de esferas pode ser medida fácil e rapidamente. Em máquinas de médio e grande porte existe a necessidade de medições sobrepostas para atingir o volume efetivo das mesmas. Com isto aumenta o número de posições de medição, tornando mais complexa e difícil a geração do mapa de erros. Deve-se destacar que estes padrões apresentam elevado custo de construção e de calibração.

O erro de posição pode ser medido com o padrão alinhado aos eixos. O erro de retilineidade pode ser levantado com o padrão inclinado 45° com relação aos eixos coordenados. Os erros angulares, “Pitch” e “Yaw” podem ser levantados com a medição do padrão em diferentes braços de Abbé. Os erros de ortogonalidade podem ser levantados medindo o padrão inclinado a 45 graus em relação aos eixos observados (Kanpp et al., 1991).

2.3. Padrão Volumétrico Tetraédrico

Artefato mecânico construído com esferas de carbetto de tungstênio acopladas umas às outras através de barras reforçadas com fibra de carbono, formando a figura geométrica de um tetraedro (Sosa Cardoza, 1995).

O padrão pode ainda ser construído com esferas de aço (Harvie, 1986). O uso deste tipo de artefato permite a avaliação conjunta de vários erros geométricos das MM3Cs. A medição do padrão em algumas posições no volume de trabalho da máquina permite uma estimativa da média e do desvio padrão dos erros. A relação encontrada entre estes parâmetros estatísticos fornece subsídios para determinação de problemas da MM3C (Harvie, 1986).

Este artefato apresenta elevado custo de fabricação e calibração, por tal motivo seu uso fica restrito aos casos onde se busca avaliar as condições de medição de peças de geometria complexa (Peggs, 1990).

2.4. Outros Artefatos Padrões

No decorrer dos anos outros padrões têm sido desenvolvidos. Dentre eles o círculo padrão, padrão de círculos, padrão passo a passo e o padrão barra de furos.

Os padrões passo a passo permitem executar a calibração em um período de tempo bastante curto, fazendo que eles sejam muito utilizados pelos usuários, principalmente, para avaliar a acuracidade linear das máquinas. Por sua vez o procedimento de medição utilizando a barra de furos permite a determinação dos erros individuais com maior facilidade que outros artefatos. Cabe ressaltar que a mesma possui um baixo custo de fabricação.

Di Giacomo e Zironi (1999) utilizaram uma barra de furos e a técnica da reversão para calibrar as componentes do erro volumétrico de uma MM3C.

Todos os artefatos citados foram objeto de estudo por muitos pesquisadores, com o objetivo de se obter um novo padrão, que reúna as principais vantagens dos já existentes. Em geral, os métodos indiretos de calibração são os mais indicados para inspeção periódica feita pelo usuário, pois exigem um tempo relativamente pequeno para sua realização, e são de baixo custo quando comparados com a calibração direta. Uma das limitações dos procedimentos de calibração que usam artefatos padrões é a impossibilidade de analisar quantitativamente o desempenho das máquinas e

principalmente poder diagnosticar fontes de erros e fatores de influência. Com o objetivo de superar esta limitação foram desenvolvidos outros procedimentos que visam avaliar os erros individuais em cada eixo preferencial da máquina analisada.



Figura 4: Outros Artefatos Padrões (Padrão Passo a Passo e Padrão Placa de Furos).

Dentre destes métodos podem ser citados o método do volume dividido, método de sintetização e método do volume dividido parcial. De forma geral, pode-se dizer que estes métodos possuem grande poder de diagnóstico, permitindo a identificação das fontes de erros e das imperfeições geométricas da máquina. Os dados, resultados da calibração são confiáveis, apropriados para uma correção de erros através de programas computacionais, permitindo a redução dos mesmos e a melhora do projeto das máquinas.

Eles oferecem maior quantidade de informação sobre o desempenho das máquinas que os métodos utilizando artefatos padrões. A principal desvantagem, porém, é o tempo necessário para sua realização, que junto à necessidade de pessoal treinado e sofisticados equipamentos, tornam estes procedimentos muito caros, razão pela qual o uso dos mesmos fica limitado nas normas a situações especiais. Eles não aparecem especificados como testes de calibração.

3. Método do Volume Dividido

O método do volume dividido consiste na medição dos erros de posição de uma máquina, ao longo de linhas retas paralelas às direções preferenciais, formando uma rede por todo o volume de trabalho (Burdekin et al., 1984). As distâncias reais entre pontos sucessivos são medidas usando um comprimento padrão como referência, o interferômetro laser. Depois, cada medição é relacionada a um sistema de coordenadas de referência. As coordenadas reais de cada ponto da rede são comparadas com as nominais. Além do erro de posição, este método permite coletar os dados de “Roll” e de retilidade dos eixos individuais e de ortogonalidade entre os eixos. As calibrações são, então, combinadas e o mapa dos erros volumétricos pode ser determinado.

Valdés Arencibia (1999) aplicando o método do volume dividido, levantou as grandezas das componentes E_x , E_y e E_z do erro volumétrico de uma MM3C do tipo Ponte Móvel. Os dados resultados da calibração foram utilizados para equacionar tais componentes e assim poder calcular o erro volumétrico. A metodologia utilizando técnicas de regressão permite o cálculo do erro volumétrico para um ponto qualquer do volume de trabalho da máquina e pode ser estendida à totalidade das máquinas.

Este método é considerado como uma excelente técnica de calibração para fins de diagnóstico e para a construção de sistemas de compensação de erros (Burdekin et al., 1984; Di Giacomo, 1986). Entretanto, ele apresenta limitações, pois como consome um longo tempo para sua realização, os dados são expostos a incertezas causadas por variação de temperatura, além de outros fatores de influência que ocorrem durante o período de ensaio, que podem afetar a acuracidade das medições.

O método do volume dividido é o método de calibração mais rigoroso que existe, não precisando da suposição do comportamento da estrutura em termos da cinemática do corpo rígido.

4. Método de Sintetização

Na aplicação do método de sintetização ou paramétrico, a estrutura da máquina é representada através de um modelo matemático baseado nos princípios da análise do corpo rígido. Este modelo combina e propaga todos os efeitos dos erros individuais até qualquer ponto coordenado pertencente ao volume de trabalho. Cada erro paramétrico é medido de maneira individual, utilizando-se instrumentos convencionais (tais como, réguas, esquadros, níveis, relógios comparadores, etc.) e/ou instrumentos mais sofisticados (Herreman et al., 1980; Weck, 1984; Estler, 1985; Ni e Wu, 1983).

Muitos trabalhos foram desenvolvidos envolvendo modelos de erros e diferentes técnicas tem sido utilizadas para expressar o erro volumétrico de máquinas.

As componentes do erro volumétrico podem ser equacionadas a partir de uma análise geométrica que determine a contribuição de cada um dos erros geométricos em cada direção preferencial (Love e Scarr, 1973; Di Giacomo, 1986). Os dados obtidos através da calibração são substituídos nestas equações, permitindo calcular para cada ponto dentro do volume de trabalho o erro volumétrico.

Se efetuada uma análise vetorial, o erro volumétrico pode ser calculado através da diferença entre os vetores que descrevem a trajetória da máquina com erros (real) e da máquina sem erros (ideal) (Hocken et al., 1977; Reschetov e Portman, 1988).

Outra possibilidade é a modelagem do comportamento da estrutura da máquina através de sistemas de coordenadas associadas a cada um de seus elementos. Neste caso, utiliza-se matrizes de transformação homogênea para descrever os erros e os movimentos de um sistema com relação à outro. Através da manipulação dessas matrizes o erro volumétrico é determinado (Donmez, et al., 1988; Sosa Cardoza, 1995; Vieira Sato, 1998).

A principal desvantagem do método de sintetização com relação ao método do volume dividido é a necessidade de montagens e, eventualmente, instrumentos diferentes para levantar cada um dos erros geométricos. Em compensação ele requer um número menor de testes, menos tempo de calibração (Burdekin e Voutsadopoulos, 1981) sem perder a propriedade de diagnóstico.

Na seqüência estão apresentados alguns trabalhos desenvolvidos envolvendo modelos de erros, utilizando as diversas técnicas existentes.

Guye (1978) propôs um método para avaliar os erros de medição de uma MM3C. O método consiste na construção de histogramas a partir dos valores dos erros de posição que foram levantados utilizando um interferômetro laser.

Hocken (1980) apresentaram uma análise completa dos erros quase-estáticos para Máquinas Ferramentas e Máquinas de Medir a Três Coordenadas. Neste trabalho, a calibração paramétrica foi definida como a melhor aproximação desenvolvida, até então, para determinar a acuracidade das máquinas.

Burdekin e Voutsadopoulos (1981) usaram o método de sintetização para a calibração de uma MM3C. Os dados dos erros individuais foram obtidos de forma "on the fly". Segundo os autores, o vetor algébrico utilizado no desenvolvimento do modelo pode ser aplicado de forma universal a todos os tipos de MM3Cs e Máquinas Ferramentas.

Zhang et al. (1985) através da análise vetorial e baseados na teoria do corpo rígido descreveram matematicamente os erros em uma MM3C do tipo "Ponte Móvel". Este modelo tinha a finalidade de compensar os erros e o efeito da dilatação térmica das escalas de medição.

Balsamo (1990) desenvolveu um modelo, chamado de "modelo térmico", para expressar a temperatura em função das coordenadas dos pontos medidos. No caso um polinômio de grau 2, em três coordenadas, com 10 coeficientes, que são os parâmetros do modelo. Durante a modelagem foram considerados os gradientes constantes e os que apresentavam uma variação linear.

Um modelo de erros generalizado para máquinas multi-eixos de qualquer configuração é apresentado por Soons et al. (1992). Este modelo leva em consideração os erros geométricos, dinâmicos e deformações térmicas. Técnicas estatísticas foram utilizadas para obter funções polinomiais que representassem os erros individuais. Estes polinômios, em conjunto com uma escolha de parâmetros utilizando mínimos quadrados, resultaram num modelo para cada erro individual. O modelo proposto foi aplicado em uma fresadora de cinco eixos e em uma máquina de medir a três coordenadas.

Sosa Cardoza (1995) a partir do levantamento dos erros geométricos com um interferômetro laser e de sua combinação através de um modelo de sintetização implementou uma Máquina Virtual de Medir a Três Coordenadas.

Bicudo (1997) utilizou-se da técnica de redes neurais para modelar os erros de uma máquina ferramenta, especificamente uma retificadora CNC cilíndrica, permitindo fazer o treinamento iterativo, com dados obtidos na própria máquina.

Vieira Sato (1998) apresentou um modelo matemático para levantar os erros térmicos de uma retificadora cilíndrica CNC, utilizando a técnica das transformações homogêneas. A autora propôs que erros paramétricos, que aparecem nas expressões de sintetização, fossem expressos através de uma soma de duas parcelas de erros: o erro paramétrico propriamente dito e a sua variação que é causada pelos erros térmicos que podem atuar, de forma diferenciada, nos diversos pontos do volume de trabalho da máquina. O erro paramétrico foi levantado em vários pontos do domínio de trabalho da máquina à temperatura ambiente.

O levantamento de dados para expressar a variação do erro, por outro lado, foi efetuado observando a variação do erro e do gradiente de temperatura em 4 posições, em cada eixo de movimentação da máquina, até a estabilização do erro. A partir dos dados levantados a autora equacionou o erro paramétrico em função da posição dos carros de movimentação, enquanto a variação deste erro foi dada em função da posição e da variação de temperatura. Segundo a autora o número de posições observadas para expressar a variação do erro paramétrico pode ainda ser menor dependendo da estrutura da máquina avaliada (diminuindo assim significativamente o tempo de máquina parada para a calibração e o volume de dados a serem tratados estatisticamente), o equacionamento é simples e pode ser facilmente incorporado ao sistema de controle para compensação.

Outros modelos matemáticos foram também utilizados para descrição de erros térmicos de máquinas. Dentre eles aqueles que utilizam análise de regressão multi-variáveis (Donmez et al., 1986; Chen et al., 1993) e modelos empíricos baseados em redes neurais (Srinivasa e Ziegert, 1995; Chen e Ling, 1996).

5. Volume Dividido Parcial

Dentre os métodos de calibração pode-se ainda falar do “grid parcial”. Este método de calibração consiste na medição das componentes do erro volumétrico E_x , E_y e E_z em três planos (XY, XZ e YZ) ortogonais entre si e paralelos a seus eixos. Estes planos se cruzam num ponto que deve estar situado no centro do volume de trabalho da máquina ou muito próximo dele. A escolha desta posição leva em consideração as posições dentro do volume de trabalho, onde são medidas com mais frequência as peças manufaturadas. Cada plano, por sua vez, é dividido com geratrizes espaçadas em duas direções. O erro de posição é medido varias vezes ao longo destas geratrizes para os sentidos de ida e volta. Posteriormente, calcula-se o erro volumétrico usando duas componentes do erro medidas em um dos três planos escolhidos. A terceira componente é calculada a partir da equação definida no modelo de sintetização, (Martínez Orrego, 1999).

A grande vantagem deste método de calibração quando comparado com o método do volume dividido total consiste na redução do tempo de calibração em aproximadamente 80%. Isto implica uma diminuição do custo de calibração e do número de dados experimentais. Quando se compara com o método de sintetização de erros a vantagem principal está dada pela simplicidade matemática das equações do modelo de sintetização reduzido, além de não precisar da calibração dos 21 erros geométricos. Cada um dos métodos de calibração estudados apresenta vantagens e desvantagens. Por isso, na atualidade fala-se de métodos híbridos, conhecidos também como sistemas universais de calibração, que tentam combinar simplicidade, rapidez e baixo custo com análise quantitativa (Martínez Orrego, 1997).

6. Conclusões

Neste artigo, foi apresentado um estudo sobre procedimentos de calibração em MM3Cs e Máquinas Ferramentas, no intuito de reunir informação sobre o assunto. Após o estudo dos principais métodos de calibração podem ser feitas as seguintes conclusões.

Pôde-se observar, através do levantamento bibliográfico, que os diferentes métodos de calibração possuem vantagens e desvantagens e que por isso busca-se um método que combine as melhores características de cada método.

Ressalta-se a necessidade de publicar trabalhos deste tipo, pois a partir do reconhecimento do estado da arte sobre o assunto de interesse é possível planejar o desenvolvimento de pesquisas relevantes para o avanço tecnológico.

Dentre os artefatos padrões existentes as Barras de Esferas são as mais comercializadas, sendo muito utilizadas pelos usuários.

A placa de esferas e a placa de furos são artefatos caros e necessitam de um espaço relativamente grande para a armazenagem. Estes artefatos apresentam problemas de flexão e peso elevado que introduzem erros nas medições.

O padrão volumétrico tetraédrico apresenta elevado custo de fabricação e calibração, sendo recomendado somente quando requer-se avaliar as condições de medição de peças complexas.

O método do Volume Dividido oferece a maior quantidade de informação sobre o desempenho das máquinas, seus erros e fontes. Porém, o longo tempo necessário para a calibração faz que este método seja pouco usado.

O método do Volume Dividido Parcial se apresenta como uma alternativa às desvantagens do Volume Dividido.

Deve-se continuar trabalhando no sentido de diminuir o tempo de calibração e o número de dados levantados. Assim sendo será possível diminuir o tempo de máquina parada e o custo de calibração.

7. Referências

- ANSI/ASME B 89.1.12M, 1990, “Methods for Performance Evaluation of Coordinate Measuring Machines”.
- ANSI/ASME B 89.4.1, 1995, “Methods for Performance Evaluation of Coordinate Measuring Machines”.
- Balsamo A., Marques D. Sartori S. 1990, “A Method for Thermal-Deformation Corrections of CMMs”. pp. 557-560. Annals of the CIRP. Vol. 39 No. 3.
- Bicudo, L.A.M.C., 1997, “Compensação de Erros Dimensionais para Retificadoras Cilíndricas Utilizando Redes Neurais”. São Carlos. Tese (Doutorado). Escola de Engenharia de São Carlos, Universidade de São Paulo.
- Bryan, J.B. & Pearson, J.W. 1968, “Machine tools metrology”. Lawrence Livermore laboratory. Livermore. CA. UCRL 71164, apud De Luca, C.J.G., 1992, “Calibração de erros geométricos em centros de usinagem assistida por computador. Dissertação (Mestrado) EESC – USP.

- Bryan, J.B. 1982. "A Simple Method for Testing Measuring Machines and Machine Tools", part 1, Principles and Applications. Precision Engineering, Vol. 4, No. 2.
- Burdekin, M.S.; Voutsadopoulos, C., 1981, "Computer Aided Calibration of the Geometric Errors of Multi-axis Coordinate Measuring Machines", Proc. Instn. Mech. Engrs., Vol. 195, pp. 231-239.
- Burdekin, M.S., Di Giacomo, B., Xijing, Z., 1984, "Calibration Software and Application to Coordinate Measuring Machines", Department of Mechanical Engineering, U.M.I.S.T., Manchester, pp. 01-07.
- Chen J.S., Yuan J.X., Ni J. & Wu S.M., 1993, "Real-time Compensation for Time-variant Volumetric Errors on a Machining". Center Transactions of the ASME, Journal of Engineering for Industry, Vol. 115, pp. 472-479.
- Chen, J.S. & Ling, C.C., 1996, "Improving the Machine Accuracy Through Machine Tool Metrology and Error Correction". Int. J. Adv. Manuf. Technol., Vol. 1, No. 3, pp. 198-205.
- De Luca, C.J.G., 1992, "Calibração de erros geométricos em centros de usinagem assistida por computador", Dissertação de Mestrado – Escola de Engenharia de São Paulo. Universidade de São Paulo.
- Di Giacomo, B., 1986, "Computer Aided Calibration and Hybrid Compensation of Geometric Errors in Coordinate Measuring Machines". PhD Thesis – THE VICTORIA UNIVERSITY OF MANCHESTER. 418 p.
- Di Giacomo, B.; Martinez, R. M. & Vieira Sato, D.P., 1997, "Calibração de Máquinas de Medir a Três Coordenadas. EESC-USP.
- Di Giacomo, B.; Zironi, R.B., 1999, "Measurement of the Positioning Error of a Three Coordinate Measuring Machine Using a Reversal Technique with Hole Bar". Precision Engineering Nanotechnology. Vol. 2. pp. 363-366. EUSPEN'99.
- Donmez, M.A. et al., 1986, "A general methodology for machine tool accuracy enhancement by error compensation". Precision Engineering, Vol. 8. No. 4. pp.187-196.
- Donmez, M.A. Et al., 1988, "A generalized mathematical model for machine tool errors". Modeling, Sensing, and Control os Manufacturing Processes – 1986 ASME Winter Annual Meeting, PED Vol. 23/DSC.
- DRAFT BRITISH STANDARD., 1987, "Coordinate Measuring Machines". Parte 1, Glossary of terms. BSI.
- Estler, W.T., 1985, "Calibration and use of optical straightedges in the metrology of precision machines". Optical Engineering, Vol. 24, No. 3, pp. 372-379.
- Guye, J.J, 1978, "Metrological inspection of machining centres, jig boring machines and measuring machines through a statistical approach". Société Genevoise d'Instruments de Physique, Geneva, pp. 141-145.
- Harvie, A., 1986, "Factors affecting component measurement on coordinate measuring machines". Precision Engineering, Vol. 8, No. 1 pp. 13-18.
- Herreman, G.O, Berry, F. & Dowdy, C., 1980, "Laser measurement systems for machine tool errors". Technology of Machine Tools – Machine Tool Accuracy – M.T.T.F., Vol. 5, pp. 9.8.1-14.
- Hocken, R.J., 1977, "Three Dimensional Metrology" Annals of the CIRP. Vol. 36, pp. 403-408.
- Hocken, R.J., 1980, "Technology of Machine Tools", vol. 5: Machine Tools Accuracy Lawrence Livermore Laboratory, Report n. UCRL-52960-5, pp. 1-85.
- Kakino, Y. et al., 1987, "The mesurement of motions errors of NC machine tools and diagnosis of their origins by using telescoping magnetic ball barr method". Annals of the CIRP, Vol. 36, No. 1, pp. 377-380, apud Martínez Orrego, R., 1995, Avaliação e Qualificação de Máquinas de Medir por Coordenadas, Relatório Fapesp, No. 2.
- Knapp, W., Tschudi, U. & Bucher, A., 1991, "Comparison of different artefacts for interim coordinate-measuring machine checking: a report form the swiss standards committee". Journal of the American Society for Precision Engineering, Vol. 13, No. 4, pp. 278-291.
- Kunzmann, H. & Wäldele, F., 1983, "On Testing Coordinate Measuring Machines (CMM) With Kinematic Reference Standards (krs)". Annals of the CIRP, Vol. 32, No 1, pp. 465-468.
- Kunzmann, H. Trapet, E. & Wäldele, F., 1993, "Concept for the traceability of measurements with coordinate measuring machines". Proceedings of the 7th International Precision Engineering Seminar, Kobe, Japan, pp. 40-52.
- Kunzmann, H. & Wäldele, F., 1995, "Results of the international comparison of ball plate measurements in CIRP and WECC. Annals of the CIRP, Vol. 44, No 1, pp. 479-482.
- Lingard, P.S.; Purss, M. E.; Sona, C. M.; Thwaite, E. G. And Mariasson, G. H., 1991, "Temperature Perturbation Effects in a High Precision CMM". Precision Engineering.
- Love, W.J. & Scarr, A.J., 1973, "The determination of the volumetric accuracy of multi axis machines". Proceedings of 14th. MTDR Conference, pp 307-315.
- Martínez Orrego, R., 1995, "Avaliação e Qualificação de Máquinas de Medir por Coordenadas", Relatório Fapesp, No. 2.
- Martínez Orrego, R., 1999, "Método de Calibração Direta de Máquinas de Medir por Coordenadas", Tese de Doutorado, EESC-USP.
- Ni, J. & Wu, S.M., 1983, "An on-line Mesurement Technique for Machine Volumetric Error Compensation". Journal of Engineering for Industry, Vol. 115, pp. 85-92.
- Peggs, G.N., 1989, "Creating a Standard Infrastructure for Co-ordinate Measurement Technology in the UK", Annals of the CIRP, Vol. 38, No. 1, pp. 521-523.
- Peggs, G.N., 1990, "Traceability for Co-ordinate Measurement Technology", 27th International. MATADOR Conference, Manchester, pp. 463-468.
- Pereira, P.H., 1995, "Levantamento e modelamento dos erros térmicos de uma retificadora cilíndrica CNC". Dissertação de Mestrado – EESC - USP.

- Phillips, S.D., Borchardt, B., Doiron, T. & Henry, J., 1993, Properties of free-standing ball bar systems. *International Journal of the Japan Society for Precision Engineering*, Vol. 15, No. 1, pp.16-24.
- Piratelli, A Filho., 1997, “Método para Avaliação do Desempenho de Máquinas de Medir a Três Coordenadas através do Planejamento de Experimentos”. Tese de Doutorado, EESC-USP.
- Poole, A.B., 1983, “The calibration of co-ordinate measuring machines by statistical method”. *Quality Assurance*, Vol. 9. No.2 pp. 47-50.
- Reschetov, D.N. & Portman, V.T., 1988, “Accuracy of machine tools” Seg. E. *The American Society of Mechanical Engineers*.
- Schlesinger, G., 1992, “Testing Machine Tools”. *The Machinery Publishing Co. Ltd*, 7th Edition, 1970 apud De Luca, C.J.G. “Calibração de Erros Geométricos em Centros de Usinagem Assistida por Computador”. Dissertação de Mestrado – EESC-USP.
- Soons, J.A. et al., 1992, “Modeling The Errors of Multi-Axis Machines: A General Methodology”. *Precision Engineering*, Vol.14, No. 1, pp. 5-19.
- Sosa Cardoza, J.A.S., 1995, “Máquinas Virtuais de Medir a Três Coordenadas”, Tese (Doutorado), EESC-USP.
- Srinivasa, N. & Ziegert, J.C., 1995, “Modeling And Prediction of Thermally Induced Error Maps In Machine Tools Using a Laser Ball Bar and a Neural Network”. *American Society for Precision Engineering*, Vol.12, pp. 404-407.
- Srinivasa, N.; Ziegert, J.C. & Mise, C.D., 1996, “Spindle Thermal Drift Measurement Using The Laser Ball Bar”. *Precision Engineering*, Vol. 18, No. 2/3, pp. 118-128.
- Trapet, E. & Wäldele, F., 1991, “Aseguramiento de la calidad para máquinas de medir por coordenadas”. PTB – Physikalisch Technische Bundesanstalt. Seminario en el Centro Español de Metrología, 17 al 21 de junio.
- Valdés Arencibia, R., 1999, “Equacionamento das Componentes do erro Volumétrico em Máquinas de Medir a Três Coordenadas”, Dissertação de Mestrado, EESC-USP.
- Vieira Sato, D.P., 1998, “Uma Contribuição ao Modelo de Sintetização de Erros em Máquinas Ferramentas”, Tese (Doutorado), EESC-USP.
- Weck, M., 1984, “Handbook of Machine Tools – Metrological Analysis And Performance Test”. London, John Wiley & Sons, Vol. 4.
- Zhang, G.; Veale, R.; Chorlton, T.; Borchard, T.B.; Hocken, R., 1985, “Error Compensation of Coordinate Measuring Machines”. *Annals of the CIRP*, Vol. 34, No. 1, pp. 445-448.
- Ziegert, J.C.& Mise, C.D., 1994, “The Laser Ball Bar: A New Instrument for Machine Tool Metrology”. *Precision Engineering*, Vol. 16, No. 4, pp. 259-267.

CALIBRATION PROCEDURES IN MACHINE TOOL AND THREE COORDINATES MEASURING MACHINES

Prof. Benedito Di Giacomo

Eng. Mec. M.Sc. PhD. Professor Doutor

Engineer School of São Carlos – USP. Avenue of Trabalhador São-Carlense, 400. Center, São Carlos, SP, Brazil.

e-mail: bgiacomo@sc.usp.br tel: (0xx16)2739420

Rosenda Valdés Arencibia

Eng. Mec. M.Sc. Doutoranda

Engineer School of São Carlos – USP. Avenue of Trabalhador São-Carlense, 400. Center, São Carlos, SP, Brazil.

e-mail: arvaldes@sc.usp.br tel: (0xx16)2739420

Denise Pizarro Vieira Sato

Lic. Matemática. M.Sc. PhD. Pos-Doutoranda

Engineer School of São Carlos – USP. Avenue of Trabalhador São-Carlense, 400. Center, São Carlos, SP, Brazil.

e-mail: denips@terra.com.br tel: (0xx16)2739420

***Abstract:** Machine tools and three-coordinate measuring machines as much as any other mechanical instruments are subject to errors, which jeopardize production quality and therefore, a study of their sources and behaviour, become indispensable. Characteristics and magnitude of errors can be evaluated by means of calibration procedures. Calibration techniques play a distinctive role in the evaluation of metrological performance of CMMs and machine tools though it is a quite explored theme one can say that text on calibration procedures are in general written about a specific problem and sometimes not very helpful. This objective of this work is to gather together in only one piece the main calibration procedures of machine tools and measuring machines, highlighting advantages, disadvantages and discussing the main existent standards.*

Keywords: space grid, mechanics artefacts, synthetization methods, calibration.

Form – Form Comparison Strategy for Form Error Measurement

Oswaldo Horikawa

Department of Mechatronics and Mechanical Systems Engineering, Escola Politécnica, University of São Paulo
Av. Prof. Mello Moraes, 2231, CEP05508-900, São Paulo, Brazil.

e-mail: ohorikaw@usp.br

Newton Maruyama

Department of Mechatronics and Mechanical Systems Engineering, Escola Politécnica, University of São Paulo
Av. Prof. Mello Moraes, 2231, CEP05508-900, São Paulo, Brazil.

e-mail: maruyama@usp.br

Traditionally, form error measuring machines, such as roundness measurement machines, are based on the comparison of the object form with a precise linear or rotary motion generated by a precision bearing. As an alternative strategy, this paper presents a strategy based on the comparison of the object form with the form of a second object. This makes the measurement accuracy independent of the motion accuracy of the measuring machine, opening possibilities for keeping conventional measurement accuracy but using bearings of lower accuracy – this means measuring machines of lower cost. A roundness measuring system based on this new strategy is presented. Even using a ball-bearing with non-repetitive motion errors larger than $2\mu\text{m}$, the presented system, shows a final measurement repeatability better than $0.3\mu\text{m}$, proving the effectiveness of the proposed strategy.

Keywords: form measurement, roundness measurement, reversal method, error separation technique

1. Introduction

Traditionally, form error measuring machines like roundness measuring machine (RMMs) or straightness measuring machine (SMMs) are based on a rotary or linear bearing having a motion accuracy superior to that of the measurement to be executed. Motion errors present in such bearing are assumed to be small enough and the reading of a displacement sensor, that measures the object surface, is directly treated as the roundness or straightness error of the object (see for example Scarr, 1987).

However, analyzing the structure of conventional measuring machines (Fig.1), one can observe that the measurement accuracy is affected by the form error present in the parts that compose the bearing. This form error gives rise to motion errors in the bearing, resulting in systematic repetitive measurement errors. The accuracy is also affected by disturbances like vibration and friction force that give rise to accidental non-repetitive motion and measurement errors. Thus, in conventional measurement machines, high measurement accuracy is assured by: using precise components, adopting a bearing system suitable for obtaining high motion accuracy (oil-film and air-film bearings), assuring high stiffness and vibration damping capability in the bearing and isolating the machine from external disturbance sources.

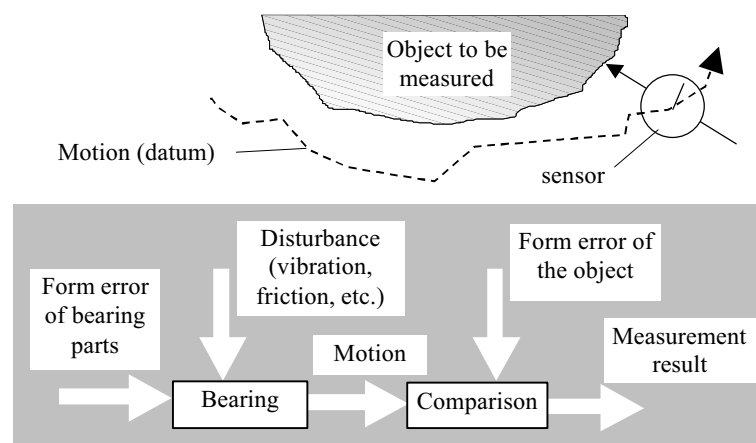


Figure 1 Conventional measurement machine.

In recent years, as the use of the computer became more accessible, a sort of techniques was developed to compensate measurement error of systematic nature, caused by form error in the bearing components. In these techniques, the motion error is measured by comparing it to an external datum and then, the measurement result of the object is compensated. The external datum can be a masterpiece like a straight edge, in the case of straightness measurement, or a master sphere, in the case of roundness measurement (Biffano, 1985 and Bryan, 1985). If the masterpiece contains significant form error, methods such as the reversal method (Chetwynd, 1976 and Whitehouse, 1976; for straightness and roundness measurement) or the multi-orientation method (Chetwynd, 1976 and Whitehouse, 1976; for roundness method) can be used to compensate the error. In other cases, non-material datum like the gravity (precision level) or a light beam (autocolimator and laser interferometer) can be used instead a masterpiece.

This strategy has been effectively applied to improve the measurement accuracy of RMMs or CMMs. Recent generations of coordinate measuring machines are constructed using linear bearings of an accuracy, therefore a cost, lower than the conventional. However, a same level of measurement accuracy is assured by measuring and compensating effects of the systematic motion error on the measurement accuracy.

However this strategy is effective only to reduce systematic repetitive measurement errors.

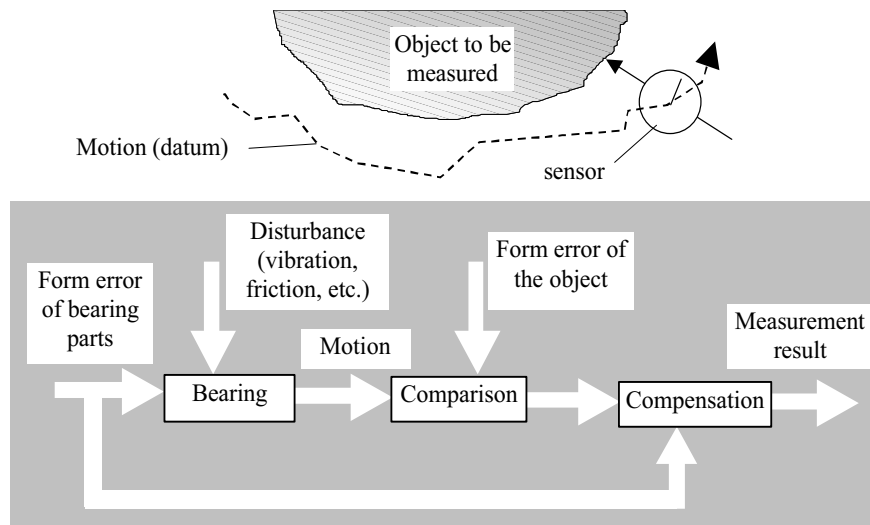


Figure 2 Measurement machine with compensation for repetitive motion errors

2. The FFC (Form-Form Comparison) Strategy

Facing the limitations of the conventional strategy, this work identifies a strategy to compensate measurement repetitive errors and minimize non-repetitive measurement errors induced by motion errors. While in the previously described strategy, the form of the object was compared to a motion, in this strategy, the form of an object is measured by comparing it to the form of a second object, i.e. an auxiliary reference, as illustrated in Fig 3.

This method is equivalent to suppress in Figs 2 and 3 the conversion of form error of bearing parts into motion error. Since the bearing is the entrance of factors that causes non-repetitive measurement error, the comparison between forms will result in a more robust measurement in terms of non-repetitive error. This strategy is referred here as FFC, Form – Form Comparison, strategy.

Some measurement methods follow FFC strategy, making the measuring accuracy independent of the motion accuracy of the bearing. In the multi point (probe) method (Obi, 1988; Kato, 1990 and Gao, 1997), the object is measured simultaneously by two or more sensors. By processing reading of the sensors, influences of motion errors are removed from sensor readings, resulting in the form error of the object. This method does not require an auxiliary reference and it can be understood as a comparison of the form of the object with its own form. An another method consists on the direct comparison of the object with a masterpiece: a sphere or a straight edge, for example.

However these methods has some problems. The multi point method has the problem of different gain for each harmonic existent in the form of the object. In critical cases, the method completely suppresses some harmonic components. The direct comparison with a masterpiece has a serious practical problem on maintaining the original profile of the masterpiece. The profile of a masterpiece may change when fixed to the machine or when its surface suffers some damages. At least in the case of roundness measurement, the problems are minimized by the Improved Reversal Method – IRM (Horikawa, 1991 and Horikawa, 1992), to be described later.

In order to demonstrate the effectiveness of the presented FFC strategy, this paper presents an example of a roundness measurement system that was designed according to the strategy and uses the IRM to measure the roundness of objects.

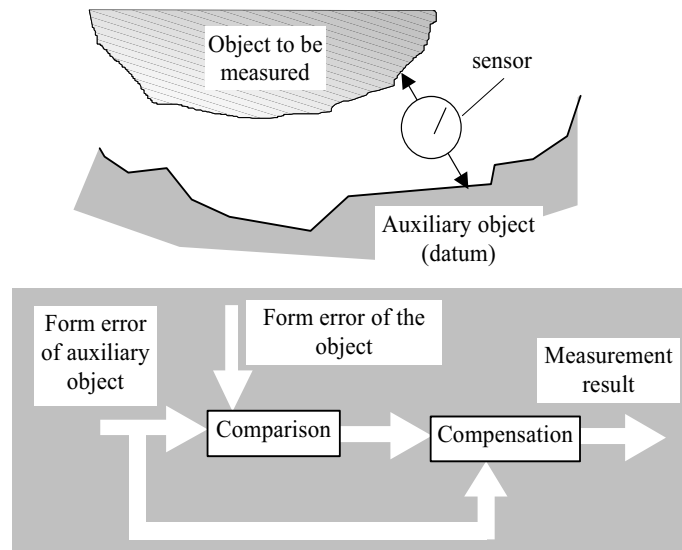


Figure 3 Measuring machine with compensation for repetitive and non-repetitive motion errors.

3. The Improved Reversal Method –IRM (Horikawa, 1991 and Horikawa, 1992)

In the IRM, the object is firstly set on a second round object, which works as an auxiliary reference (see Fig 4(a)). Then, both objects are rotated and measured simultaneously resulting in the following sensor readings:

$$s_1(\theta) = h(\theta) + t(\theta) \quad (1)$$

$$s_2(\theta) = q(\theta) + t(\theta) \quad (2)$$

Where, θ is the angular position, $s_1(\theta)$ is the reading of sensor 1, $s_2(\theta)$ is the reading of sensor 2, $h(\theta)$ is the object roundness error, $q(\theta)$ is the roundness error of the auxiliary reference and $t(\theta)$ is the radial motion error of the table.

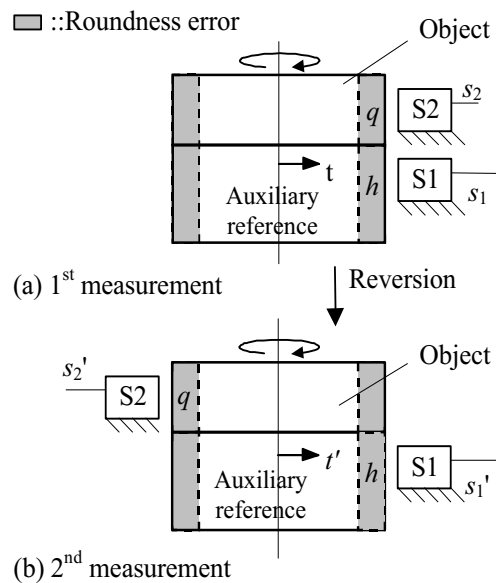


Figure 4 The Improved Reversal Method

In the next step, the object is reverted with respect to the auxiliary reference and the sensor installed in the opposite side (Fig 4(b)). Then, both elements are rotated and measured again resulting in the following sensor readings:

$$s'_1(\theta) = h(\theta) + t'(\theta) \quad (3)$$

$$s'_2(\theta) = q(\theta) - t'(\theta) \quad (4)$$

$s'_1(\theta)$ and $s'_2(\theta)$ are new readings respectively of the sensors 1 and 2. $t'(\theta)$ is the motion error during the second measurement executed after the reversion. $t'(\theta)$ is not necessarily equal to the motion error $t(\theta)$.

Finally, using all sensor readings (Eq (1) to (4)), the roundness error of the object is obtained by processing the sensor readings as follows.

$$h(\theta) = [(s_1(\theta) - s_2(\theta)) + (s'_1(\theta) + s'_2(\theta))] / 2 \quad (5)$$

If necessary, the roundness error of the auxiliary reference as well as the motion error before and after the reversion can be obtained as follows:

$$q(\theta) = [(s_1(\theta) - s_2(\theta)) - (s'_1(\theta) + s'_2(\theta))] / 2 \quad (6)$$

$$t(\theta) = [(s_1(\theta) + s_2(\theta)) - (s'_1(\theta) - s'_2(\theta))] / 2 \quad (7)$$

$$t'(\theta) = [(s'_1(\theta) - s'_2(\theta)) - (s_1(\theta) - s_2(\theta))] / 2 \quad (8)$$

This is the description of the IRM as it was proposed. One can notice that operations $(s_1(\theta) - s_2(\theta))$ and $(s'_1(\theta) + s'_2(\theta))$ executed in Eq.(5) represent a comparison between the profile of the object and of the auxiliary reference. The comparison is executed twice, before and after the reversion, in order to eliminate the influence of the form error of the auxiliary reference on measurement results. The IRM follows the proposal of this work, i.e. the comparison between forms.

The IRM is a variation of the well-known Reversal Method (RM) for roundness measurement (Chetwynd, 1976 and Whitehouse, 1976). In the RM, the auxiliary reference is not used and only one sensor is used (sensor 2 of Fig 4). Once a first measurement is executed, the object and the sensor are reverted and a second measurement is executed. The same sensor readings given by Eqs (1 and 3) are obtained. However, in the RM, it is assumed that the motion error has enough repeatability ($t(\theta) = t'(\theta)$) and the roundness error of the object is calculated as follows:

$$h(\theta) = (s_2(\theta) + s'_2(\theta)) / 2. \quad (9)$$

The fundamental difference of the IRM from the described RM is that the IRM does not require high repeatability of the motion error.

However, the IRM also presents a limitation. The IRM assumes that two sensors, each one set in a different height, measure the same motion error. As a consequence, the accuracy of measurements executed by the IRM is affected by the tilting motion errors of the table. Therefore, the rotary mechanism must be designed so as to minimize the tilting motion errors.

4. The prototype

According to the presented FFC strategy and assuming the use of the IRM, a prototype of a roundness measuring system is developed. Figure 5 illustrates the architecture for the roundness measuring system. At a first glance, the architecture is identical to that of conventional RMMs. It consists of a rotary table, displacement sensors and a computer system. The object under analysis, which is set on the table, is rotated and the sensor fixed to the base measures the object lateral surface. Sensor readings, which are recorded by a data acquisition system, are collected for analysis. The most significant difference with respect to conventional RMMs is related to the motion accuracy of the table. The conventional RMM requires high accuracy bearings such as aerostatics bearings, but in this system, this requirement might be removed. The use of ball bearings is presented here as an example, although a sort of less expensive bearing could be used. The use of

ball bearings is particularly interesting since they are low cost elements that can ensure reasonable motion accuracy (on the order of μm), also, they are robust, easily maintainable and largely available in the market.

If traditional measurement strategy of roundness measurement (a RMM) is considered, the use of a lower accuracy bearing implies in larger motion error effects on measurement results. However, here, effects of motion errors are removed out by applying the IRM. In order to apply the IRM, the measurement system uses two sensors: one that measures the object (sensor 2) and an additional sensor (sensor 1) that measures the table. The table is used as the auxiliary reference. The use of an additional sensor does not represent an economical disadvantage with respect to a conventional RMM because a sort of sensors of low cost and high accuracy are nowadays available in the market. The same does not occur with respect to a high accuracy bearing mainly because it is not object of massive production.

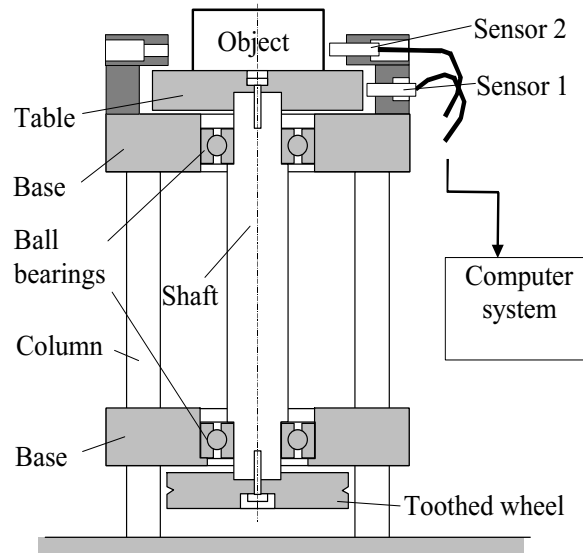


Figure 5 The prototype.

A lathe finished table of $\phi 150\text{mm}$ of diameter is fixed to a shaft and the shaft is suspended by a pair of ball bearings (NSK/6305Z, d_{int} : 25mm, d_{ext} : 62mm, h: 17mm, radial run-out measured by the maker: less than $1\mu\text{m}$). The shaft is equipped in its lower extremity with a wheel having 128 square shape tooth. During the rotation of the table, the passage of the edges of each tooth is detected by a photo-switch. Thus at each interval of $360/256$ degrees, a pulse signal is generated. Another photo-switch and a dark target, which is bonded to the same toothed wheel, generate a reference pulse at a fixed angular position of the table. By using these signals for synchronization, signals from two non-contact capacitive gap sensors (ADE3800, gain: $0.4\text{V}/\mu\text{m}$, resolution $0.05\mu\text{m}$) is sampled by a 12bit A/D converter and the data is stored in the computer for posterior processing. During measurements, the table is rotated manually at a speed of approximately 5rpm.

As already mentioned, the IRM is not capable of compensating effects of tilting motions errors of the table. Therefore the roundness measurement is affected by such errors. Thus, the distance between ball bearings is set as larger as possible while observing limitations of the machine shop. A distance of 330mm is adopted. In the worst case, the shaft displaces $1\mu\text{m}$ in the radial direction at the upper bearing, and $1\mu\text{m}$ in the opposite radial direction, at the lower bearing. In this case, if a distance of 30mm is kept between sensors, the tilting motion induces a difference of $2 \times 30/330 = 0.18\mu\text{m}$ between readings of the two sensors. Since this difference is almost ten times smaller than the radial motion error, it is considered admissible to test the effectiveness of the FFC strategy.

5. Measurement results

Figures 6 and 7 show respectively the readings of sensor 2 and sensor 1. The sensor readings of twenty successive rotations are plotted in the same graph. In each rotation, the readings of both sensors are sampled simultaneously. In all readings, the 0^{th} and the 1^{st} order harmonics are eliminated by using FFT (Fast Fourier Transform) and IFFT (Inverse FFT) process. This is done since the 0^{th} harmonic (dc component) represents the mean radius of the object profile and the 1^{st} order harmonic, the eccentricity of the object profile with respect to the center of rotation. Therefore, both harmonics do not represent roundness error.

Experimental results of Figs 6 and 7 indicate the presence of non-repetitive motion errors with a peak-to-peak value of approximately $2\mu\text{m}$. These errors are mainly consequence of the clearance existent in the ball bearings. Besides these non-repetitive motion errors, it is expected that the above mentioned results also include repetitive motion errors caused by form

errors of the bearing raceways. If the equipment presented in Fig 5 is used in the conventional strategy, comparing form with motion (using as a RMM), the reading of sensor 2 is used directly as the object roundness error. Even assuming that the table does not have repetitive motion errors, the presence of non-repetitive motion errors implies that the measurement accuracy cannot be better than $2\mu\text{m}$.

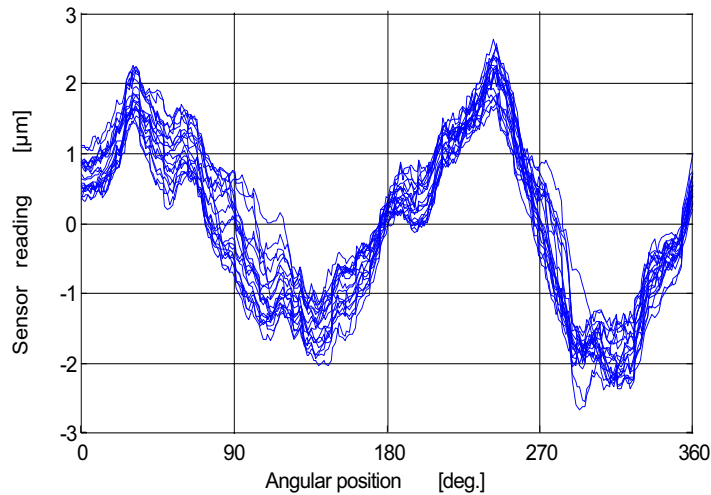


Figure 6 The readings of sensor 2.

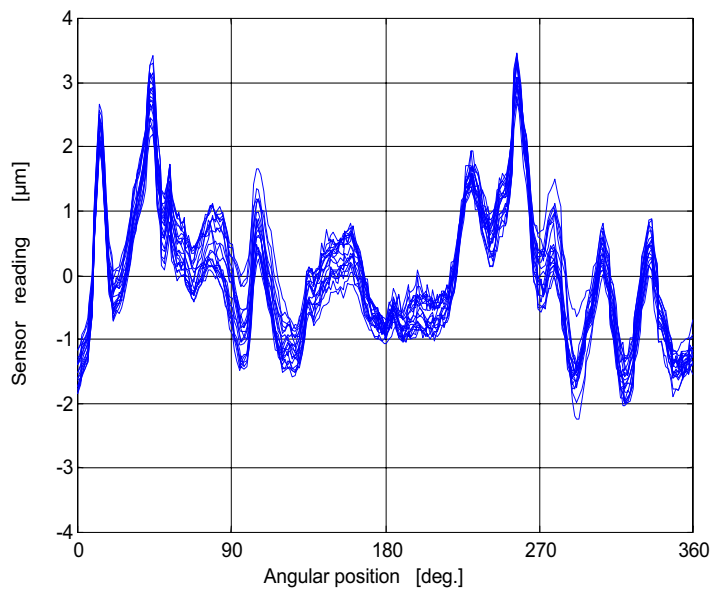


Figure 7 The readings of sensor 1.

The peak-to-peak value of oscillations from one rotation to another is similar in both sensor readings. This suggests that both sensors have detected similar motion errors and that the tilting motion errors of the table are small when compared to errors in the radial direction.

Figure 8 illustrates the results that correspond to a set of readings from sensors 1 and 2, which are sampled before and after the reversion and processed according to the IRM (Eq (5)). Twenty successive readings are taken from both sensors before and after the reversion. The set of readings (readings of the sensor 1 and 2) of the 1st rotation before the reversion are combined to that of the 1st rotation after the reversion; the set of the 2nd rotation before reversion, with that of the 2nd rotation after the reversion, and so forth. Many other possible combinations between set of readings could be used. However these are not being presented here since these additional data does not change the conclusions presented later.

The peak-to-peak value of the measurement repeatability using the IRM is about $0.3\mu\text{m}$, which is almost ten times better than the direct measurements presented in Fig 6. The largest standard deviation (σ) along twenty measurements is $0.084\mu\text{m}$. These results, show that a measurement accuracy superior to that of the motion accuracy is obtained by the IRM, showing the effectiveness of the FFC (Form-Form Comparison) strategy.

Also, the IRM allows the estimation of the roundness error of the auxiliary reference. The experimental results illustrated at Fig 8 are obtained through the combination of various sets of readings in the same staff. Twenty measurements of the auxiliary reference profile errors are obtained. Results are illustrated at Fig 9. A roundness error of $4\mu\text{m}$ is observed in the auxiliary reference. Like in Fig 8, the peak-to-peak value of the measurement repeatability is approximately $0.3\mu\text{m}$ and the largest standard deviation is $0.085\mu\text{m}$.

The measurement of the auxiliary reference is of particularly importance since it simplifies the measurement process. Instead of measuring each new object twice, reversing the object and the sensor, the roundness error of the object can be obtained, from only one measurement simply by using the procedure given by Eq (10). The difference given by $s_1(\theta) - s_2(\theta)$ eliminates table motion errors. The posterior subtraction of $q(\theta)$ eliminates the roundness error of the auxiliary reference and therefore, only the roundness error of the object, $h(\theta)$ remains.

$$h(\theta) = s_1(\theta) - s_2(\theta) - q(\theta) \quad (10)$$

Since non-contact gap sensors are used, the possibility of changes in the profile of the auxiliary reference is minimal. If necessary, a structure can be used to protect the sensor and the auxiliary reference against dust and collision with some objects like tools for example.

Although it is not a relevant result in practical applications, the IRM can isolate motion error of the table before and after the reversion of the object. The motion errors before the reversion are presented in Fig 10 and those after the reversion, in Fig 11. Similar motion errors are observed before and after the reversion suggesting the presence of motion error components of repetitive nature. One of these components is the predominant 2nd order harmonic of $2\mu\text{m}$ of amplitude observed in all results. The repeatability of the motion error in terms of peak-to-peak value is close to $2\mu\text{m}$.

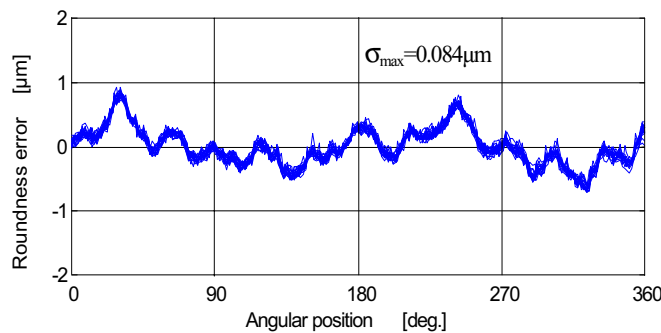


Figure 8 The roundness error of the object (IRM).

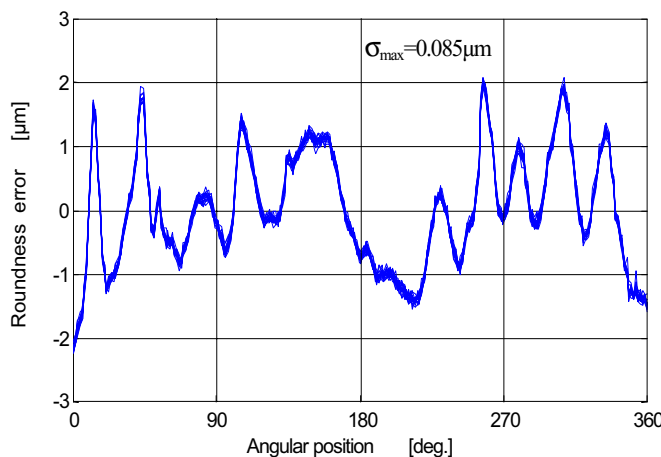


Figure 9 The roundness error of the auxiliary reference (IRM).

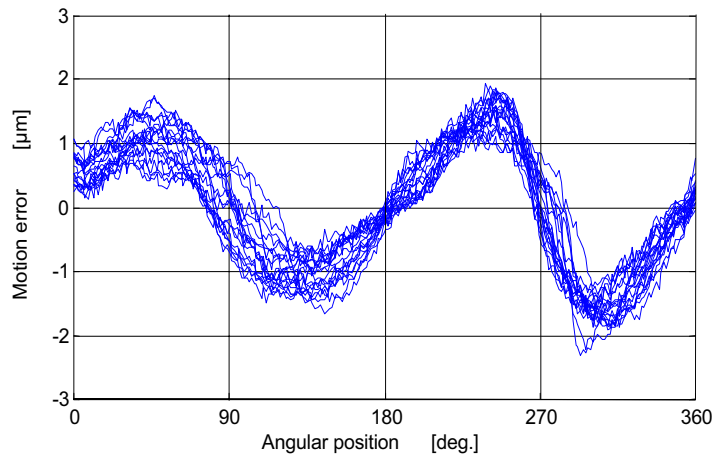


Figure 10 The motion errors before reversion (IRM).

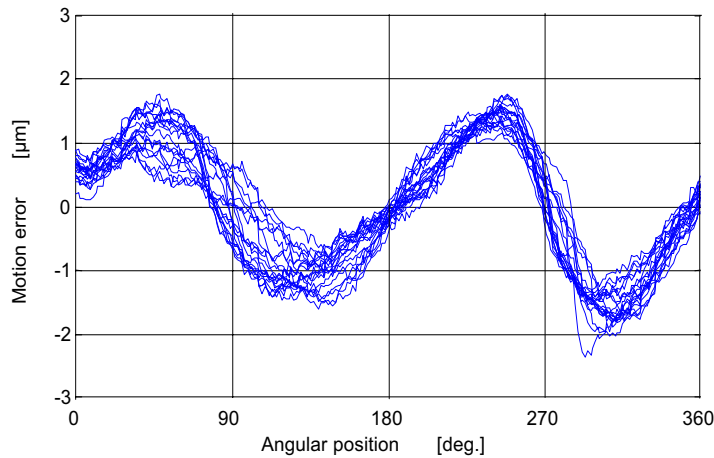


Figure 11 The motion errors after reversion (IRM).

As mentioned before, repetitive motion errors can be eliminated from sensor readings by using the conventional Reversal Method (RM). Using the same readings of sensor 2 that are used for the results illustrated in Figs 8 and 9, twenty object roundness errors are obtained using the RM. The results are shown in Fig 12.

The results illustrated in Fig 12 are very similar to that of obtained using the IRM (Fig 8), suggesting the validation of the measurements executed by the IRM. The difference between the two procedures is on the repeatability issue. While in the IRM, the peak-to-peak repeatability is $0.3\mu\text{m}$, in the RM, the same value is larger than $1\mu\text{m}$. The poor repeatability in the measurements by the RM is due to the presence of non-repetitive motion errors of considerable magnitude.

A better comparison between measurements by the IRM and by the RM is possible in Fig 13. Here, the average of 20 roundness measurements obtained using the IRM (shown in Fig 8) is superimposed to that obtained using the RM (shown in Fig 12). The average process removed the influence of non-repetitive motion errors from measurement results.

Both results are in good conformity and the maximum difference is smaller than $0.067\mu\text{m}$. Good conformity with the measurement by a well-established roundness measurement method, the RM, demonstrates the effectiveness of the roundness measurement using the IRM.

The measurement by the IRM is also compared to that by a conventional Roundness Measuring Machine (RMM, Taylor-Hobson, Talyrond 200). Fig 14 shows the results by the RMM (continuous line) together with the result by the IRM (circles). The maximum deviation between results is around $0.2\mu\text{m}$. The deviation is in part explained by the difference in the sensor used in the measurement. The IRM uses non-contact sensor with a circular sensitive area of approximately 5mm diameter while the RMM uses a stylus type contact sensor, resulting in measurements with different lateral resolution. Despite the deviation, the measurement by the IRM is in good conformity with that obtained by the RMM.

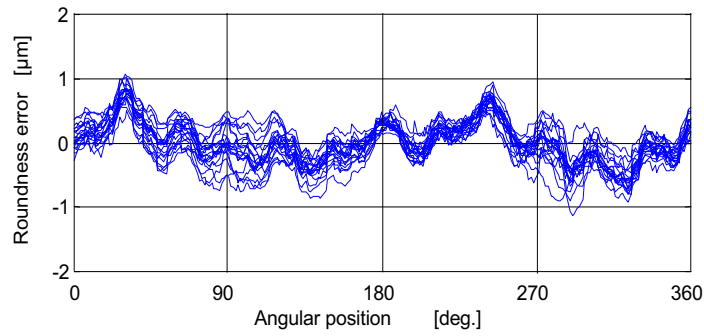


Figure 12 The roundness error of the object (RM).

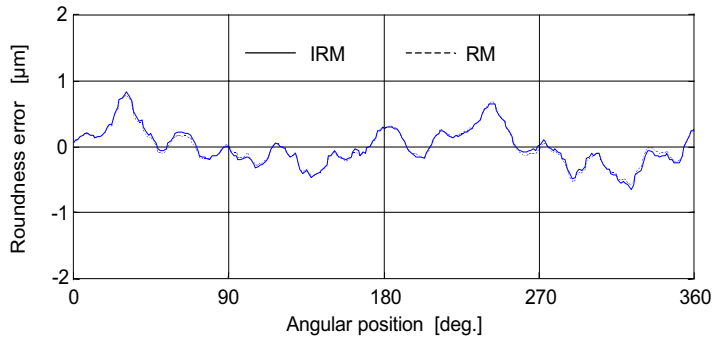


Figure 13 The mean values of 20 measurements using the IRM and the RM.

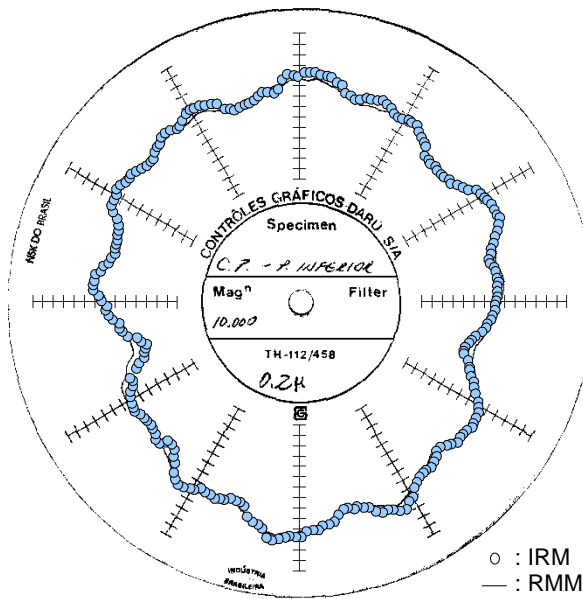


Figure 14 Measurement of the object by a RMM.

6. Conclusions

The conventional strategy for measuring form errors is based on the comparison of the form of the object with the motion generated by precise bearings. As an alternative, this paper identifies the FFC (Form-Form Comparison) strategy that is based on the comparison of the form of the object to the form of a second object. By the strategy, the measuring

accuracy becomes independent of the repetitive and non-repetitive motion errors of the motion mechanism used in the measurement. Consequently, the FFC strategy opens possibilities for developing form error measuring machines with an accuracy similar to the traditional ones, but of lower cost because of the use of bearing of lower accuracy. This is the most interesting aspect of this strategy.

The effectiveness of the FFC strategy is shown by a roundness measuring system, in which the object is measured by applying the Improved Reversal Method (IRM), a roundness measuring method that follows the FFC strategy. The prototype of the measuring system consists of: a rotary table that supports and rotates the object, non-contact gap sensors, that measure the object and the table, and a computer system that collects and processes sensor readings. Experimental results have shown that even using ball bearings with non-repetitive motion error larger than $2\mu\text{m}$, the final measurement repeatability is better than $0.3\mu\text{m}$ in terms of peak-to-peak value or $0.08\mu\text{m}$ in terms of the standard deviation (σ). Measurement accuracy almost 10 times better than the motion accuracy is achieved. Moreover, it is observed that measurements by the IRM agree well with those obtained by the well-established Reversal Method and by a commercial Roundness Measuring Machine.

Now authors are engaged in the development of a straightness measurement method that follows the FFC strategy.

7. Acknowledgements

The authors acknowledge the Conselho Nacional de Pesquisa e Desenvolvimento Tecnológico – CNPq for the financial support (“Produtividade em Pesquisa” / No. 300747/1994-2), and the NSK do Brasil for the support, supplying the bearings and executing measurements.

8. References

- Bifano, T. G. and Dow, T. A., “Real Time Control of Spindle Runout”, *Opt Eng*, 24(5), 1985, 888.
- Bryan, J. B. A, “New Instrument for Axis Rotation Metrology”, *Annals of the CIRP*, 34(1), 1985, 439.
- Chetwynd and Siddall, G., “Improving the Accuracy of Roundness Measurement”, *J Physics E: Scientific Instruments*, 9, 1976, 537.
- Gao, W., Kiyono, S. and Sugawara, T., “High - accuracy roundness measurement by a new error separation method”, *Prec Eng*, 21(2/3), 1997, 123.
- Horikawa, O., Sato, K. , Osada, H. and Shimokohbe, A., “Roundness and Absolute Radial Motion Accuracy Measured by an Improved Reversal Method”, *J Japan Soc Prec Eng*, JSPE, 57(12), 1991, p.151.
- Horikawa, O., Sato, K. and Shimokohbe, A. An Active Air Journal Bearing, *Nanotechnology*, 3, 1992, 84.
- Kato, H., Nakano, Y. and Nomura, Y., “Development of In-Situ Measuring System of Circularity in Precision Cylindrical Grinding”, *J Japan Soc Prec Eng*, 56(5), 1990, 861.
- Obi, M., Kobayashi, T. and Furukawa, S., “On a New Method of Roundness Measurement Based on the Sequential-Three-Points Method”, *Trans Japan Soc Mech Eng, Part C*, 54 (506), 1988, 2475.
- Scarr, A. J. T., *Metrology and Precision Engineering*, Mc Graw-Hill, UK, 1967,
- Whitehouse, D.J., “Some Theoretical Aspects of Error Separation Techniques in Surface Metrology”, *J Physics E: Scientific Instruments*, 9, 1976, 531.

A MULTI-VIEWPOINT IN DESIGN FOR MANUFACTURE OF INJECTION MOULDING PRODUCTS

Osiris Canciglieri Junior

Pontifícia Universidade Católica do Paraná (PUCPR) – Laboratório de Automação e Sistemas (LAS)
Rua Imaculada Conceição, 1155 – Prado Velho – Curitiba – PR – CEP 80215-030 - osiris@rla01.pucpr.br

Young, R. I. M.

Loughborough University – Wolfson School of Mechanical and Manufacturing Engineering -
Loughborough University Leicestershire - Leics. - LE11 3TU - England – UK - R.I.Young@lboro.ac.uk

Resumo. Simultaneous engineering is an important philosophy in achieving better time to market in new product development. While the use of design teams is achieving some success there is a need for modern software tools which support the design process to be radically improved. This paper provides a contribution in the area of decision support systems based on the use of product and manufacturing models to provide appropriate information. Typically design for manufacture systems provide only support for one process e.g. design for assembly, design for machining. However, when the full breadth of design for manufacture is considered there are many aspects which must be addressed. This leads to the need for information systems to be able to support multiple views of a product, where each view provides the appropriate representation to support one manufacturing perspective. This paper discusses the requirements of a reasoning system which is able to provide multiple views of a product and which can provide mechanisms to move from one viewpoint to another. The research focuses on injection moulding and considers viewpoints such as product functionality, product mouldability, mould design elements and mould manufacturing viewpoints. A case study product is discussed to illustrate the approach being used.

Keywords: Simultaneous Engineering, Features Technology, Machining, Product Modelling and Product Mouldability.

1 - Introduction

A crucial problem in the development of new products is to reduce the time required for their design and manufacture while still maintaining high quality and minimum development cost. To achieve this inputs are needed from experts in a multitude of disciplines as well as from customers and suppliers. The overall design process must be well orchestrated and integrated. Hence the interest in recent years in Simultaneous Engineering.

Simultaneous engineering is an important philosophy in achieving better time to market in new product development. However, while the use of design teams is achieving some success, there is a need for the software tools which support the design process to be radically improved. One important aspect of Simultaneous Engineering is Design For Manufacture (DFM). This recognises that a company cannot meet quality and cost objectives with isolated design and manufacturing engineering operations. Thus, the DFM approach embodies underlying manufacturing imperatives that help to maintain communication between all components of the manufacturing system and enables the design to be adapted during each stage of product realisation (Boothroyd *et al.* 1993). Other imperatives include a general attitude that resists making irreversible design decisions before they absolutely must be made and a commitment to the continuous optimisation of products and their manufacturing processes. Therefore, the objectives of the design for manufacture approach are to identify product concepts that are inherently easy to manufacture, to focus on component design for ease of manufacture and assembly, and to integrate manufacturing process design and product design to ensure the best matching of needs and requirements.

Design systems should integrate Design, Manufacturing, database and expert systems tools (Willems *et al.* 1995). Such systems should aim to assist simultaneous engineering teams by providing access to consistent sources of product and manufacturing information, and providing applications that support decision making.

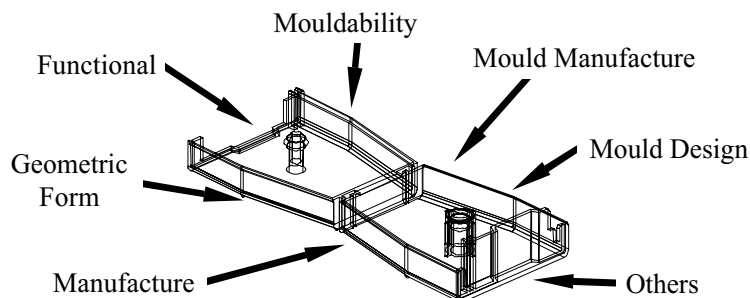


Figure 1 - Different Viewpoints of the Product.

Feature technology has been expected to provide a better approach to the integration of design and the manufacturing activities following design such as engineering analysis, process planning, machining, fixturing, etc. (Salomons *et.al.* 1993) (Bronsvoort *et.al.* 1997). However, researchers have explored the use of features technology with only limited success. Typically, features have been used to represent one design or manufacturing viewpoint e.g. form, machining, assembly, etc. To be successful, integrated software systems must link a range of different views of products e.g. geometric view, functionality view, mouldability view, manufacturing view and so on as illustrated in figure 1. Current approaches are incapable of meeting these needs (Allada, and Anand 1995).

This paper explores the potential of utilising features based approaches in combination with information modelling techniques to provide comprehensive sets of information which can support a range of manufacturing viewpoints. Each information set can be seen as supporting one aspect of decision making and will refer to aspects of form or other attributes of a part. These sets can be used in reasoning about the design, or performance in manufacturing the part. This paper provides a contribution in the area of decision support systems based on the use of product and manufacturing models to provide appropriate information. Also, It proposes a reasoning system structure which can cope with the interactions between different views of the product i.e. product manufacture, product design, product mouldability, mould design and mould manufacture.

2 - Information System To Support Design And Manufacturing

2.1 - MOSES Project

The MOSES “Model Oriented Simultaneous Engineering Systems”, as depicted in figure 2, is focused on a computer based system that provides product and manufacturing information, enables decision support based on these information sources and is coordinated in a manner that makes it suitable for operation in a simultaneous engineering environment (Molina *et.al.* 1994). Information is stored into two data models, namely the Product Model and Manufacturing Model. Both data models are implemented as object oriented databases, and form the core elements of the MOSES simultaneous engineering environment. They provide the information required to perform the design, manufacture and production functions that occur during the realisation of a product.

The Product Model contains all data related to a products' life cycle and is based, wherever possible, on the evolving STEP standard. The Manufacturing Model is an information model which describes the manufacturing capability of an enterprise. It represents the functionality of the manufacturing facility of any firm.

An application called the Engineering Moderator monitors information that is to be input to the Product Model (Harding and Popplewell 1995). This application ensures that the evolving product design considers the different life cycle activities that are represented by the application environment avoiding conflicting outputs from the different application environments. The environment can conceptually support any life cycle applications. This paper concentrates on a set of design for manufacture applications, termed a Manufacturing Strategist and specifically focuses on Injection Moulding.

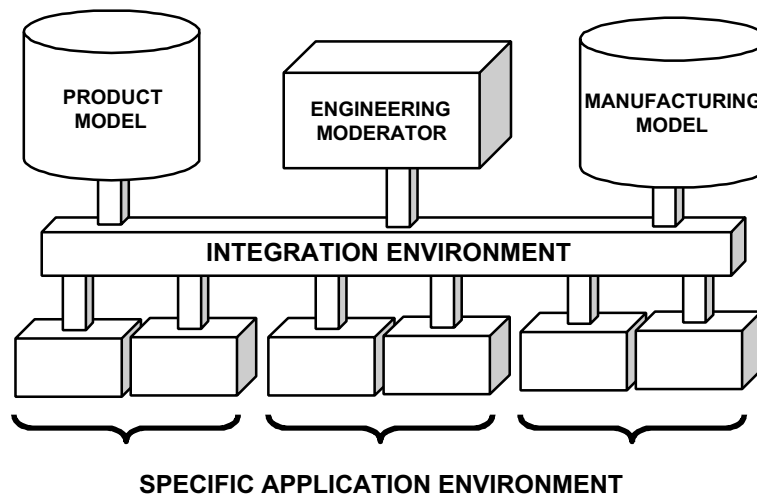


Figure 2 - The MOSES architecture

2.2 - Support For Different Viewpoints

In the context of injection moulding, there are a number of viewpoints which must be considered These include a functional view, a geometric view, a mouldability view, views related to the mould system to be used, as well as mould manufacturing viewpoints such as machining, heat treatment, grinding, etc. In order to support the multiple views needed in simultaneous engineering a reasoning system must be able to embrace these multiple views of a product and

cope with the interactions between them. An illustration of this, highlighting a few of the applications supporting different viewpoints is illustrated in figure 3.

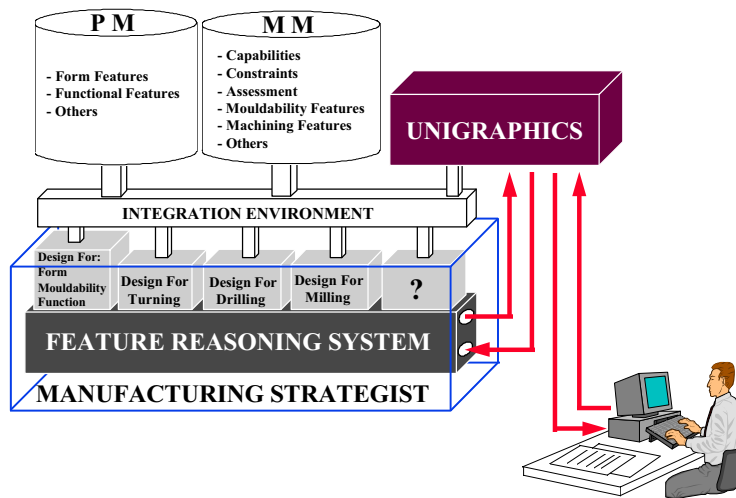


Figure 3 - Different applications to Support a Reasoning System

Taking this approach leads to two key issues which need to be resolved if multiple views are to be supported:

- (a) What are the information structures needed in the two information models which are needed to support each of the viewpoints?
- (b) How can a reasoning system be constructed which can support translations from one viewpoint to another?

3 - Manufacturing Viewpoints In Injection Moulding

There are a wide range of manufacturing viewpoints which should be considered during injection moulded product design. These include the mouldability of the product, the injection moulding machine to be used, the handling of the product, the design of the mould to be used as well as mould manufacturing processes such as machining, EDM, hardening, grinding and assembly. By utilising Manufacturing Models it is possible to capture the manufacturing capability of each process within the manufacturing model. This information can then be used by software applications to provide decision support to designers. In order for this to be possible it is necessary for a representation of each manufacturing viewpoint of the product to be captured within the product model.

This section of the paper describes the content of specific viewpoints in the design for manufacture of injection moulded products. It focuses on the mouldability of the product and machining of the mould cavity. In order to articulate the product data issues a simple example product, a yogurt pot, has been used. Those viewpoints set in the context of information models and their use to support design for manufacture are illustrated in figure 4. This figure also illustrates the key issues to be addressed in supporting the interactions between these viewpoints. These issues are discussed in section 4.

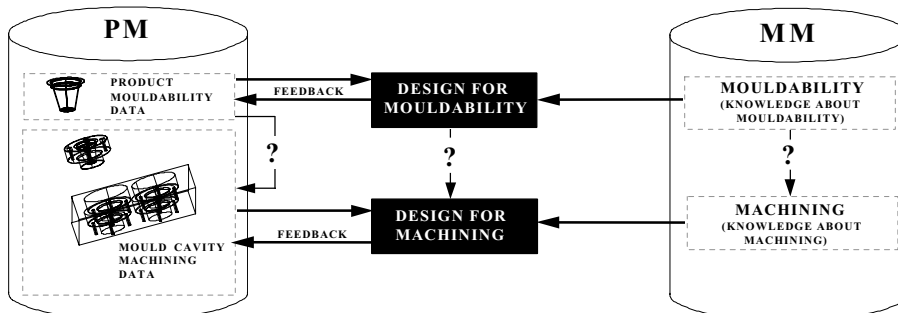


Figure 4 - Information views and their interactions

3.1 - A Mouldability Representation In The Manufacturing Model

To explore the representation of the mouldability knowledge related to the injection moulding, a pre-defined features approach has been adopted following the line of a range of previous work (Dixon 1988), (Hanada, and Leifer 1989), (Huh and Kim 1989), (Al-Ashaab 1994) and (Lee 1996). A set of mouldability features are defined which are: wall, rib, solid and hollow boss, hole, gate position, corner blend, protrusion blender and taper.

Figure 5 illustrates the taxonomy of mouldability features being used. They carry information parameters such as diameters, length, thickness, height, radius, etc. as well as the mouldability constraints on their use e.g. taper angles, wall thickness variations.

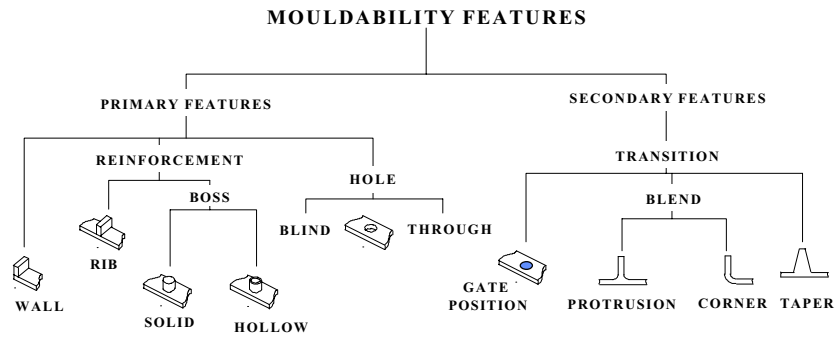


Figure 5 - Mouldability features taxonomy (Lee 1996)

3.2 - A Machining Representation In The Manufacturing Model

The machining representation in the manufacturing model is concerned with capturing the ways in which the machining process can be used. This can again be represented as a set of shapes and the machining constraints which apply to them. Machining features such as slots, holes and pockets are well known and can form the basis for a capability model within the manufacturing model as illustrated in figure 6.

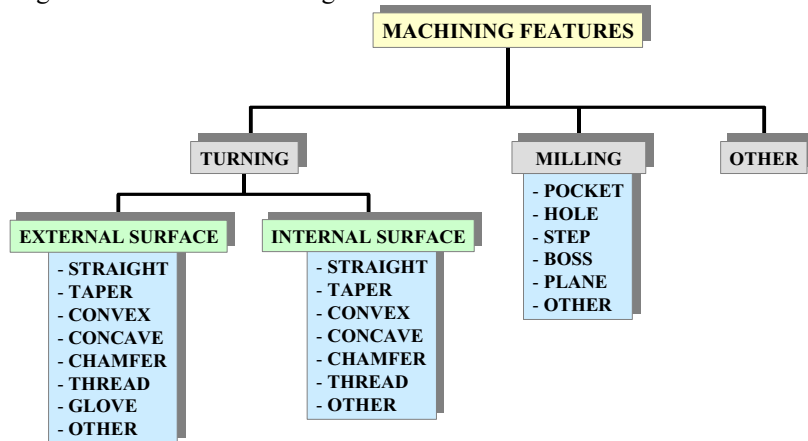


Figure 6 - Machining features taxonomy

3.3 - Product Mouldability Data In The Product Model

A mouldability representation in the product model must provide a view of the product in terms of the manufacturing features under consideration. In this case the example pot must be described in terms of the mouldability features discussed in section 3.1. Figure 7 shows the mouldability features representation of that plastic pot, as being wall, rib and blend. The figure illustrates the parameters of each feature that are required to be considered to ensure the product's mouldability.

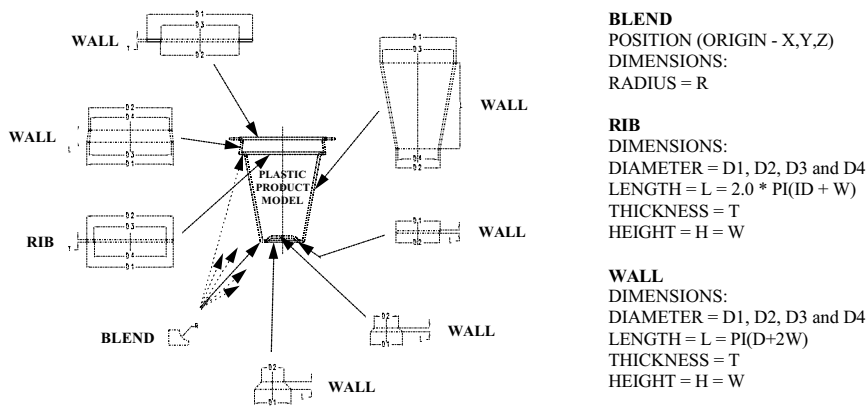


Figure 7 - Mouldability Features (Yogurt Pot)

3.4 - Mould Cavity Machining Data In The Product Model

In considering the mould cavity data we have assumed that this consists of cavity inserts and a cavity plate as illustrated in figure 8. Each of these must then be represented in the product model in such a way that the machining knowledge in the manufacturing model can be accessed. The machining representations of the cavity insert and the cavity plate are illustrated in figures 9 and 10.

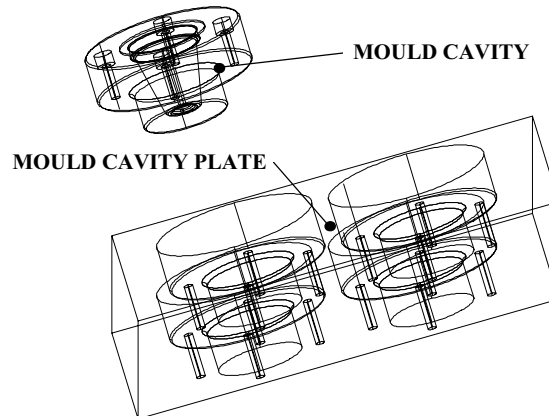
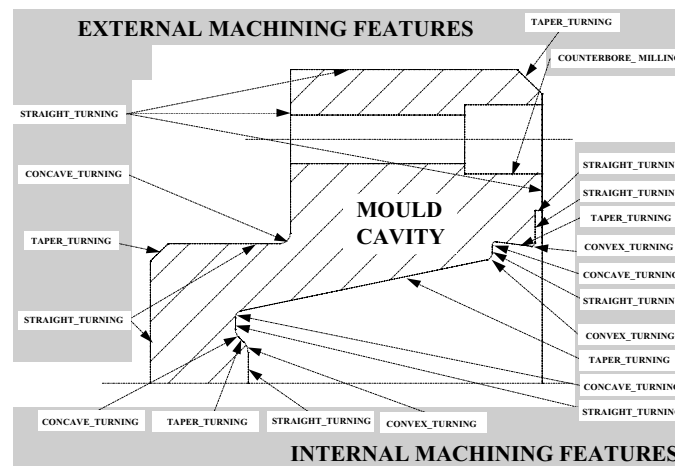


Figure 8 - The Cavity System

The cavity insert takes part of its machining requirement from the shape of the product and part of its machining requirement from the design of its interaction with the cavity plate. The cavity plate's machining features follow from its interaction with the cavity insert and from the overall mould dimensions. The specific machining features involved are shown in the figures below.



INTERNAL STRAIGHT_TURNING

GEOMETRICAL DATA:
 STARTPOINT: (X,Y,Z)
 ENDPOINT: (X,Y,Z)
TECHNOLOGICAL DATA:
 TOLERANCE (DIMENSIONAL):
 TOLERANCE (GEOMETRIC):

INTERNAL TAPER_TURNING

GEOMETRICAL DATA:
 STARTPOINT: (X,Y,Z)
 ENDPOINT: (X,Y,Z)
TECHNOLOGICAL DATA:
 TOLERANCE (DIMENSIONAL):
 TOLERANCE (GEOMETRIC):

EXTERNAL TAPER_TURNING

GEOMETRICAL DATA:
 STARTPOINT: (X,Y,Z)
 ENDPOINT: (X,Y,Z)
TECHNOLOGICAL DATA:
 TOLERANCE (DIMENSIONAL):
 TOLERANCE (GEOMETRIC):

INTERNAL CONVEX_TURNING

GEOMETRICAL DATA:
 STARTPOINT: (X,Y,Z)
 ENDPOINT: (X,Y,Z)
 RADIUS: R
TECHNOLOGICAL DATA:
 TOLERANCE (DIMENSIONAL):
 TOLERANCE (GEOMETRIC):

INTERNAL CONCAVE_TURNING

GEOMETRICAL DATA:
 STARTPOINT: (X,Y,Z)
 ENDPOINT: (X,Y,Z)
 RADIUS: R
TECHNOLOGICAL DATA:
 TOLERANCE (DIMENSIONAL):
 TOLERANCE (GEOMETRIC):

EXTERNAL CONCAVE_TURNING

GEOMETRICAL DATA:
 STARTPOINT: (X,Y,Z)
 ENDPOINT: (X,Y,Z)
 RADIUS: R
TECHNOLOGICAL DATA:
 TOLERANCE (DIMENSIONAL):
 TOLERANCE (GEOMETRIC):

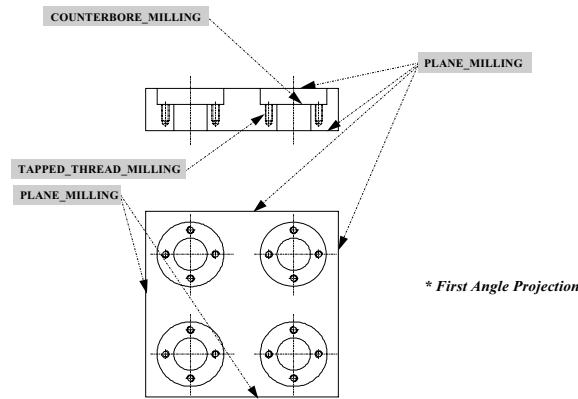
COUNTERBORE_THROUGH_MILLING

GEOMETRICAL DATA:
 POSITION (ORIGIN): (X,Y,Z)
 DIAMETERS: D1 and D2
 LENGTH = L1 and L2
TECHNOLOGICAL DATA:
 TOLERANCE (DIMENSIONAL):
 TOLERANCE (GEOMETRIC):

EXTERNAL STRAIGHT_TURNING

GEOMETRICAL DATA:
 STARTPOINT: (X,Y,Z)
 LENGTH = L1 and L2
 ENDPOINT: (X,Y,Z)
TECHNOLOGICAL DATA:
 TOLERANCE (DIMENSIONAL):
 TOLERANCE (GEOMETRIC):

Figure 9 - Machining Features (Mould Cavity)



PLANE_MILLING
GEOMETRICAL DATA:
 FIRST POINT (ORIGIN - X,Y,Z)
 SECOND POINT (X,Y,Z)
 THIRD POINT (X,Y,Z)
 LENGTH = L
 WIDTH = W
 THICKNESS = T
TECHNOLOGICAL DATA:
 TOLERANCE (DIMENSIONAL):
 TOLERANCE (GEOMETRIC):

TAPPED_THREAD_MILLING_BLIND
GEOMETRICAL DATA:
 POSITION (ORIGIN - X,Y,Z)
 DIRECTION AXES
 DIAMETER = D1
 LENGTH = L
 THREAD:
TECHNOLOGICAL DATA:
 TOLERANCE (DIMENSIONAL):
 TOLERANCE (GEOMETRIC):

COUNTERBORE_THROUGH_MILLING
GEOMETRICAL DATA:
 POSITION (ORIGIN): (X,Y,Z)
 DIAMETERS: D1 and D2
 LENGTH = L1 and L2
TECHNOLOGICAL DATA:
 TOLERANCE (DIMENSIONAL):
 TOLERANCE (GEOMETRIC):

Figure 10 - Machining Features (Mould Cavity Plate)

4 - Supporting Interactions Between Views

4.1 - Interactions Types

The examples used in the previous section have highlighted that a number of different views of information will be necessary within both the product and manufacturing models. The utilisation of product and manufacturing models provides a major step forward in being able to categorise and classify information types. However, in order to provide a design support system it is essential that we can move between different views of a product and its design. In pursuing the type of system illustrated in figure 4, it is possible to define three types of interactions which must be accommodated to provide a fully comprehensive design support system where multiple views can be addressed. These interaction types are:

- Interactions between design applications;
- Interactions between types of manufacturing knowledge within the manufacturing model;
- Interactions between product data representations within the product model.

Defining the interactions between design applications is concerned with the way in which design should be supported i.e. the extent to which concurrency can be achieved.

Interactions within the manufacturing model will exist between processes and the resources available to perform them. Another issue in this area is whether inter-process constraints should be held within the manufacturing model or realised through links to the product model.

Interactions between product data representations are considered to be the most critical of the three types. This is due to the fact that without product data in an appropriate form, design support applications will be unable to function, irrespective of any other problems. Each representation, required in the product model, to support each different manufacturing application, is different. This has been illustrated in the last section by the comparison of the mouldability and machining representations e.g. in the Yogurt Pot, the mouldability representation is in terms of “walls” and “ribs” etc. while the machining representation is in terms of features such as “taper” and “straight_turning” etc.

An essential part of a reasoning system is to be able to translate between alternative representations. It is the authors view that this can be achieved by a combination of form features and domain knowledge.

4.2 - Translations Between Product Representations

Providing translations based on the combination of form features and domain knowledge can be illustrated using the same examples as those used in section three. In particular we can consider the relationships involved in defining the mould cavity insert. The internal definition of this is dependent on interactions between the mouldability of the product and the machining of the internal shape of the cavity insert as shown in figure 11. The external definition of the cavity insert is dependent on the interactions between the machining of the form and the relationship of the cavity insert to the cavity plate as illustrated in figure 12. The following paragraphs consider these cases in turn, in terms of form and domain knowledge.

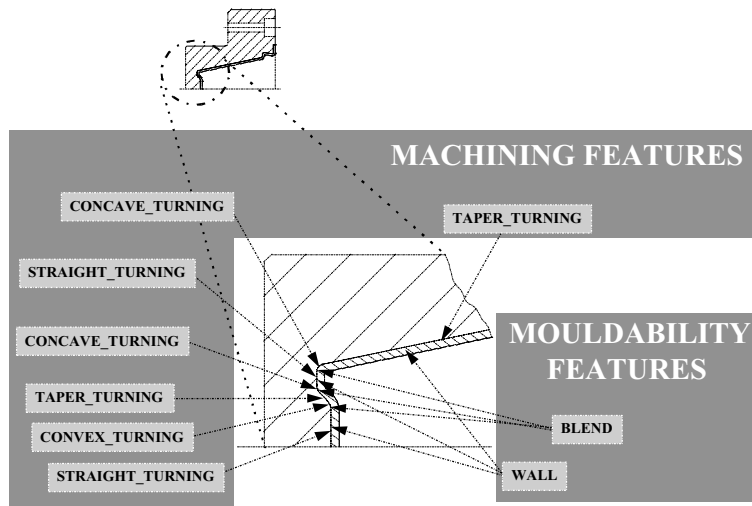


Figure 11 - Interactions Between Product and Mould Cavity

If we consider figure 11 we have two mouldability feature types, walls and blends. The blends translate directly to concave or convex turning, depending on whether the geometry is concave or convex. The wall features are slightly more complex. One wall in figure 11 translates to a taper machining feature, while the other translates to a straight turning feature. The difference between these two translations can be found in the domain knowledge related to mould cavities. The particular knowledge to note is concerned with the orientation of the cavity axis. machining features which are parallel or perpendicular to the cavity axis will be ‘straight’ machining features, while other ‘wall’ mouldability features will translate to ‘taper’ machining features.

When we consider the external form of the cavity insert we can see from figure 12 that this is directly related to the way in which it fits into the cavity plate. The machining features involved in this case are therefore principally related to the assembly of the cavity insert into the cavity plate. It is therefore necessary to capture the mould design knowledge which defines the interaction between these two components in order to provide a translation between machining and assembly features.

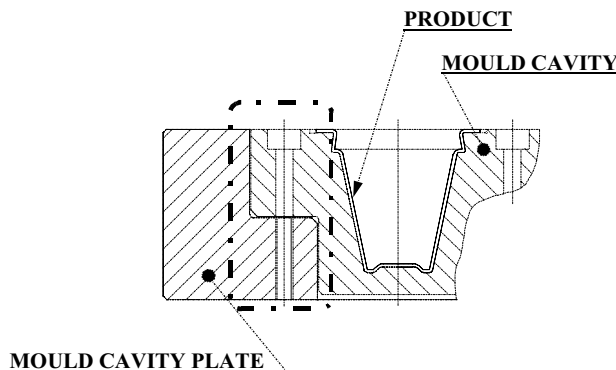


Figure 12 - Interactions Between Mould Cavity and Mould Cavity Plate

5 - Concluding Discussion

This paper has focused on the needs of future product design systems which must provide design teams with tools which can offer multi-viewpoint support. The advantages of utilising information modelling approaches and providing databases of information in the form of product and manufacturing models, as a precursor to multi-viewpoint decision support, have been highlighted. The types of interaction which must be supported when taking this approach to system structures have been identified in terms of application interactions, manufacturing knowledge interactions and product data interactions.

It has been proposed that a reasoning system to support product data interactions can be defined in terms of data translations and that these translations can be achieved through a combination of form feature data and domain knowledge. This approach has been illustrated with examples considering specific moulding and machining viewpoints. The authors intend to pursue further work on alternative viewpoints within the injection moulding domain and will construct an experimental reasoning system to further explore the approach being taken.

6 – Acknowledgements

The authors wish thank EPSRC. This work has been performed under grant number GR/L41493 entitled “Manufacturing Information Models”. The financial support has also been provided by the Brazilian Government CNPq (Conselho Nacional de Desenvolvimento Científico e Tecnológico) and PUCPR (Pontificia Universidade Católica do Paraná).

7 - References

- Al-Ashaab, A.H., 1994, A Manufacturing Model To Capture Injection Moulding Process Capabilities To Support Design For Manufacture, Ph.D. Thesis, Loughborough University, Department of Manufacturing Engineering.
- Allada, V., Anand, S., 1995, Feature-Based Modelling Approaches For Integrated Manufacturing: State-Of-Art And Future Research Directions, *Int. Journal Computer Integrated Manufacturing*, Vol. 8, Number 6, pp. 411-440.
- Boothroyd, G., Dewhurst, P., Knight, W., 1993, *Product For Manufacture and Assembly*, New York M. Dekker Inc.
- Bronsvort WF, Bidarra R, Dohmen M, van Holland W, and de Kraker KJ (1997) Multiple-view feature modelling and conversion. In: *Geometric Modeling: Theory and Practice - The State of the Art*, Strasser W, Klein R, and Rau R (eds), Springer, Berlin, pp 159-174
- Dixon, J.R., 1988, Design With Features: Building Manufacturing Knowledge into More Intelligent Cad System, *ASME Manuf. Int.* 88 Atlanta, G.A., pp.51-57.
- Hanada, H., Leifer, L.J., 1989, Intelligent Design System For Injection Molded Parts Based on The Process Function Analysis Method, NSF Engineering Design Research Conference, pp. 597.
- Harding, J.A., Popplewell, K., 1995, Engineering Moderation: Supporting Concurrency In Engineering Using Hybrid Knowledge Representation, IPIF WG 5.7 Working Conference on Managing Concurrent Manufacturing to Improve Industrial Performance, Seattle, Washington, USA.
- Huh, Y.J., Kim, S.G., 1989, RIBBER: A Knowledge-Based Synthesis System For RIBBED Injection Molded Parts, Concurrent Product and Process Design, (Ed.) N.H. Chao, S.C.Y. Lu., *Proceedings of the Winter Annual Meeting of ASME*, DE Vol. 1, PED Vol. 36, San Francisco, CA, pp. 195-204.
- Lee, R.J.V., 1996, A Design For Injection Moulding Strategist In An Information Modelling Environment, Ph.D. Thesis, Loughborough University, Department of Manufacturing Engineering.
- Molina, A., Ellis, T.I.A., Young, R.I.M., Bell, R., 1994, Modelling Manufacturing Capability To support Concurrent Engineering, *Concurrent Engineering: Research and Applications*, Vol. 3, Number 1, pp. 29-42.
- Salomons, O.W., Houten, F.J.A.M.V., Kais, H.J.J., 1993, Review Of Research In Feature-Based Design, *Journal of Manufacturing Systems*, Vol. 12, Number 2, pp. 113-132.
- Willems, R., Lecluse, D., Kruth, J.P., 1995, Object Oriented Information Storage For The Design Of Injection Moulds, *Knowledge Intensive CAD*, Vol. 1, pp. 188-202, *Proceedings of First IFIP WG 5.2*, Finland.

DIAGNÓSTICO DE DESGASTE DE FERRAMENTAS DE CORTE PARA A AUTOMAÇÃO DE PROCESSOS DE MANUFATURA

João Eduardo Borelli

Instituto Tecnológico de Aeronáutica, Departamento de Engenharia Mecânica, CTA - 12228-901,
São José dos Campos – SP, Brazil
jborelli@mec.ita.br

Luis Gonzaga Trabasso

Instituto Tecnológico de Aeronáutica, Departamento de Engenharia Mecânica, CTA - 12228-901,
São José dos Campos – SP, Brazil
gonzaga@mec.ita.br

Adilson Gonzaga

Universidade de São Paulo, Escola de Engenharia de São Carlos, Departamento de Engenharia Elétrica, 13560-970, São Carlos, SP
adilson@sel.eesc.sc.usp.br

Reginaldo Teixeira Coelho

Universidade de São Paulo, Escola de Engenharia de São Carlos, Departamento de Engenharia Mecânica, 13560-970, São Carlos, SP
rtcoelho@sel.eesc.sc.usp.br

Resumo. *Nos processos de usinagem de alto desempenho o conhecimento do desgaste da ferramenta durante as operações de corte é de fundamental importância para a automação dos sistemas de manufatura. O desgaste é um dos maiores responsáveis pelas falhas nas operações de remoção de material. A operação de inspeção é normalmente feita com a interrupção do processo, parada da máquina operatriz e a retirada da ferramenta para averiguação externa. Este trabalho apresenta uma alternativa para a medida do desgaste da ferramenta on-line através do uso de lógica fuzzy e do processamento de imagens de infravermelho. O sistema de diagnóstico desenvolvido neste trabalho foi testado em vários experimentos. Os resultados validam a eficácia do sistema proposto com um índice de acerto superior a 90%.*

Palavras-chave. *desgaste, lógica fuzzy, imagens de infravermelho.*

1. Introdução

Nos processos de usinagem de alto desempenho o conhecimento do desgaste da ferramenta é um dos fatores de maior importância para o a automação dos sistemas de manufatura. O desgaste está relacionado com variáveis tais como a velocidade de corte, avanço, profundidade de corte e aparece como consequência de mecanismos acionados pela temperatura e a pressão na superfície da ferramenta dentre outros. O desgaste é considerado por muitos autores como o principal responsável pelas falhas nas operações de remoção de material, exercendo grande influencia no desempenho da ferramenta de corte, máquina operatriz e na qualidade superficial da peça (D'Erico, 1998; Ay & Yang, 1997; Abrão *et al*, 1996; Silva & Wallbank 1999).

A operação de inspeção é normalmente feita com interrupção do processo, parada da máquina operatriz e a retirada da ferramenta para averiguação externa (Markis, 1999; Ruocco, R.S., 1987; Ferraresi, 1970).

Este trabalho apresenta uma alternativa para a mediada do desgaste da ferramenta *on line* com o uso de lógica *fuzzy* e o processamento de imagens de infravermelho (Borelli, 2000).

Para este fim, foi desenvolvido um sistema composto por quatro módulos: aquisição de imagens de infravermelho, pré-processamento, extração de características e decisão.

2. Desenvolvimento

O desenvolvimento deste trabalho foi orientado ao monitoramento do estado de desgaste de ferramentas em processos de usinagem de alto desempenho. Para isso, o fenômeno do desgaste foi estudado a partir da literatura e através de experimentos.

O hardware e o software envolvidos no sistema são em conjunto uma solução dedicada com funções específicas e com nível de automação para cumprir os seguintes requisitos: fornecer uma interface amigável com o usuário, ter grau de automação no cálculo das temperaturas em diferentes regiões e para diferentes materiais, mostrar as imagens da usinagem, mostrar as isotermas, automatizar a extração das características, automatizar a tomada de decisões (Borelli, 2000; Borelli *et al*, 2001).

2.1. Extração de características e determinação dos *fuzzy sets* de entrada

O sistema diagnóstico desenvolvido neste trabalho é baseado na inferência *fuzzy*. O algoritmo *fuzzy* possui funções e regras que possibilitam a discriminação e a classificação do estado de desgaste da ferramenta durante o processo de corte segundo padrões preestabelecidos.

A Fig.(1) mostra a evolução dos tons de cinza das imagens de infravermelho para o desgaste crescente da ferramenta. Pode-se notar ainda na Fig.(1) que, conforme a ferramenta passa por estados crescentes de desgaste (eixo x: nova, boa, média, gasta, fim de vida), a imagem de infravermelho registra valores crescentes de tons de cinza. A temperatura na região de contato da ferramenta com o cavaco vai de 180 a 1400°C.



Figura 1. Tons de cinza em função do desgaste da ferramenta a 497 m/min (Borelli, 2000).

Dentro dos sistemas de manufatura é importante identificar e separar as ferramentas quando as mesmas atingem um estado de desgaste em que não são capazes de alcançar as especificações de qualidade descritas no projeto para as peças manufaturadas.

A implementação do sistema *fuzzy*, depende da correta escolha das informações necessárias à determinação dos conjuntos de variáveis *fuzzy*, funções de pertinência e regras de inferência que formam a base de conhecimento do sistema. Essas informações foram obtidas através do estudo das imagens capturadas pela câmera de infravermelho para os diferentes padrões de ferramenta: ferramentas novas, ferramentas gastas e ferramentas no final da vida.

As características adotadas para discriminar os estados de desgaste foram extraídas do histograma de primeira ordem: média, desvio padrão, curtose, energia e entropia. Outras características podem ser usadas tais como as baseadas em momentos, entropia e histograma de segunda ordem (Rodrigues, 1998; França, 1999). A Fig. (2) mostra a interface desenvolvida onde pode-se verificar o poder de discriminação da característica de média quando avaliadas imagens de infravermelho de operações de usinagem com ferramentas novas, gastas e no final de vida.

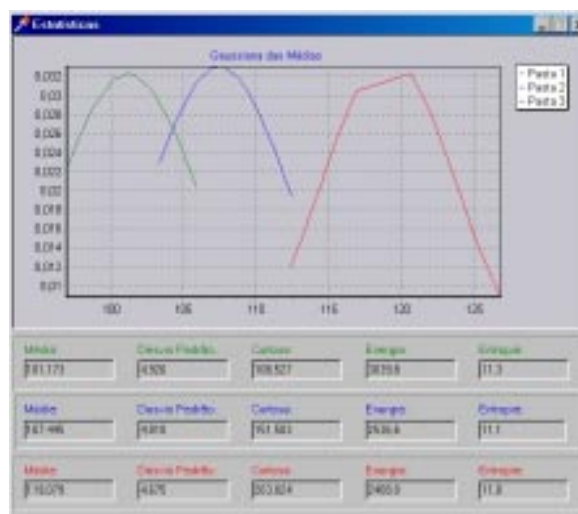


Figura 2. Avaliação da característica de média (Borelli, 2000).

Quanto mais distantes as curvas maior é o poder de discriminação da característica. Segundo este critério de avaliação, as demais características: média, desvio padrão, energia e entropia também apresentaram grande poder de discriminação. A Fig.(3) mostra a característica de curtose para as três classes de ferramentas: novas, gastas e no final de vida.

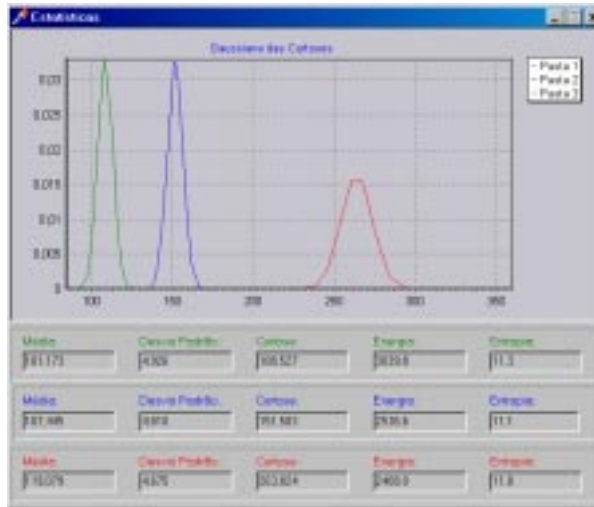


Figura 3. Avaliação da característica de curtose.

O sistema elaborado tem como entrada os *fuzzy sets*: média, desvio padrão, curtose, energia e entropia determinados a partir do vetor de características extraído do histograma de primeira ordem das imagens de infravermelho para cada um dos estados de desgaste da ferramenta.

2.2. Determinação das *membership functions*

Para a determinação das *membership functions* foram montados experimentos (operações de usinagem) variando-se o grau de desgaste da ferramenta. A Tab. (1) mostra as *membership functions* adotadas para cada *fuzzy set*.

Tabela 1. *fuzzy sets* e respectivas *membership functions* de entrada.

| Fuzzy Sets | Membership Functions |
|---------------|----------------------|
| Média | Baixa |
| | Intermediária |
| | Alta |
| Desvio Padrão | Baixo |
| | Intermediário |
| | Alto |
| Curtose | Baixa |
| | Média |
| | Alta |
| Energia | Pouco |
| | Intermediário |
| | Muito |
| Entropia | Pouco |
| | Intermediário |
| | Muito |

Para a determinação do gráfico da característica de média para ferramentas novas, foram analisadas 300 imagens dessas. Fez-se a contagem do número de imagens em função da média dos tons de cinza das mesmas, o que deu origem a Tab.(2) e o gráfico de frequências representado na Fig. (4).

Tabela 2. Frequência em função da média de tons de cinza: ferramenta nova.

| Tons | nova |
|------|------|
| 70 | 0 |
| 80 | 20 |
| 90 | 150 |
| 100 | 125 |
| 110 | 5 |
| 120 | 0 |
| 130 | 0 |
| 140 | 0 |
| 150 | 0 |
| 160 | 0 |

No ponto “a” do gráfico da Fig. (4), encontramos “20” imagens com tom de cinza “80”, no ponto “b” encontramos “125” imagens com tom de cinza “120”, já no ponto “c” temos “0” imagens com tom de cinza 120.

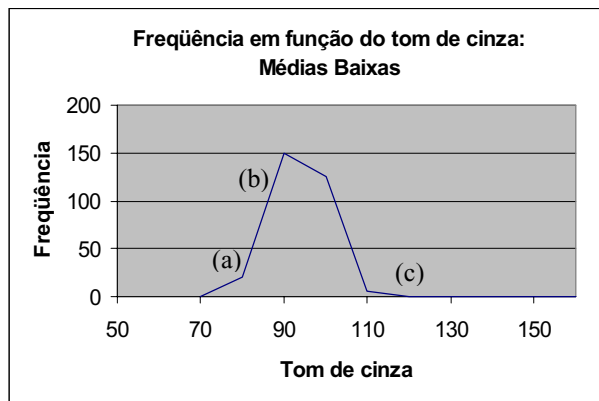


Figura 4. Frequência em função da média dos tons de cinza para a caracterização da função de pertinência “media baixa”.

A mesma análise de frequência de média de tons de cinza foi feita para as ferramentas gastas e no final de vida, tendo-se obtido o gráfico da Fig. (5).

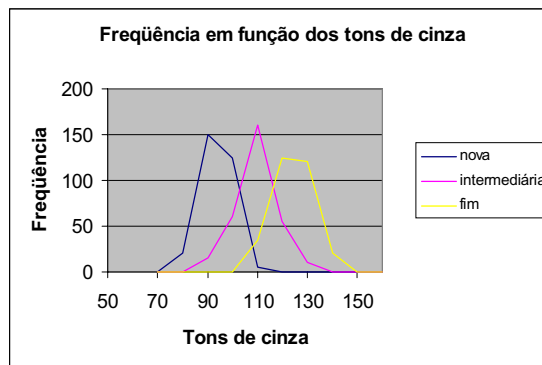


Figura 5. Frequência em função da média dos tons de cinza para a caracterização da função de pertinência “media baixa”, “media intermediária”, “media muita”.

Observando-se a Fig. (5), as melhores funções para descrever o conjunto das “médias intermediárias” e “médias altas” são respectivamente as funções triângulo e trapézio. Através do uso dessas funções, pode-se montar o *fuzzy set* media e respectivas *membership functions*, representado na Fig. (6).

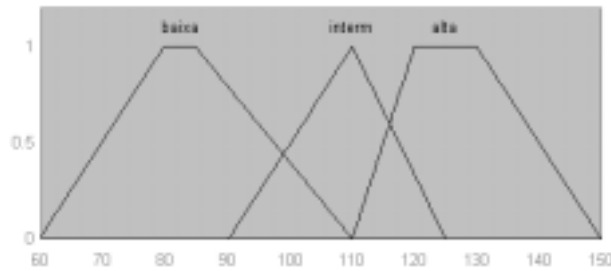


Figura 6. Fuzzy set “média” e Membership functions.

Da mesma maneira foram determinadas as funções de pertinência e montados os *fuzzy sets*: desvio padrão, curtose, energia e entropia.

2.3. Determinação dos *fuzzy sets* de saída e respectivas *membership functions*

Para a representar o *Fuzzy Set* desgaste, foram escolhidas as seguintes *Membership Functions*: Pouquíssimo, Pouco, Médio, Muito, Muitíssimo Tab. (3).

Tabela 3. *fuzzy set* de saída e respectivas *membership functions*.

| Fuzzy Set | Membership Functions |
|-----------|----------------------|
| Desgaste | Pouquíssimo |
| | Pouco |
| | Médio |
| | Muito |
| | Muitíssimo |

As membership functions do fuzzy set desgaste são mostradas na Fig. (7).

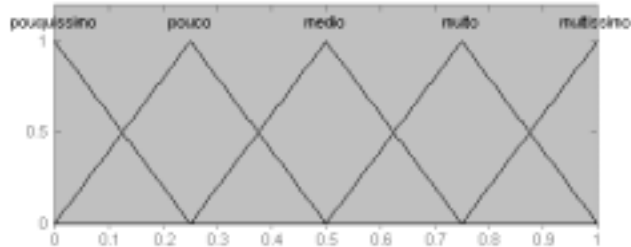


Figura 7. *Membership functions* do fuzzy set desgaste.

2.4. Elaboração das regras de inferência

Para a elaboração das regras de inferência são necessárias inúmeras pesquisas, questionários, livros, relatórios observação do fenômeno, com o fim de averiguar o relacionamento das variáveis de entrada com a variável de saída, objeto do discurso.

Pesquisar sobre as regras, significa achar resposta para perguntas do tipo mostrado na Fig. (8).

1. Se a média é baixa e desvio é baixo e a curtose é baixa e a energia é baixa e a entropia é baixa, o que ocorre com o desgaste?
2. Se a média é baixa e desvio é baixo e a curtose é baixa e a energia é baixa e a entropia é média, o que ocorre com o desgaste?
3. Se a média é baixa e desvio é baixo e a curtose é baixa e a energia é baixa e a entropia é alta, o que ocorre com o desgaste?
4. ...

Figura 8. Questionário para a extração do conhecimento.

Através do estudo do comportamento das características pode-se montar a base de regras de inferência *fuzzy* descrita na tab. (4).

Tabela 4. Regras de inferência *fuzzy*

| | IF | THEN |
|-------------|---|--------------------------------|
| 1 | IF ((media is baixa) and (desvio is baixo) and (curtose is baixa) and (energia is baixa) and (entropia is baixa)) | THEN (desgaste is pouco) |
| 2 | IF ((media is baixa) and (desvio is baixo) and (curtose is baixa) and (energia is baixa) and (entropia is media)) | THEN (desgaste is pouco) |
| 3 | IF ((media is baixa) and (desvio is baixo) and (curtose is baixo) and (energia is baixa) and (entropia is alta)) | THEN (desgaste is pouco) |
| ... | ... | |
| M | IF ((media is baixa) and (desvio is alto) and (curtose is baixo) and (energia is alta) and(entropia is alta)) | THEN (desgaste is pouquissimo) |
| ... | ... | |
| N | IF ((media is intermediaria) and (desvio is medio) and (curtose is media) and (energia is media) and(entropia is media)) | THEN (desgaste is medio) |
| ... | ... | ... |
| P | IF ((media is alta) and (desvio is baixo) and (curtose is alta) and (energia is baixa) and (entropia is baixa)) | THEN (desgaste is muitissimo) |
| ... | ... | ... |
| 2 4 3 | IF ((media is alta) and (desvio is alto) and (curtose is alto) and (energia is alta) and (entropia is alta)) | THEN (desgaste is muito) |

3. Resultados

O resultado da elaboração dos experimentos, determinação dos *fuzzy sets*, *membership functions* e regras de inferência *fuzzy* é o sistema mostrado na Fig. (9).

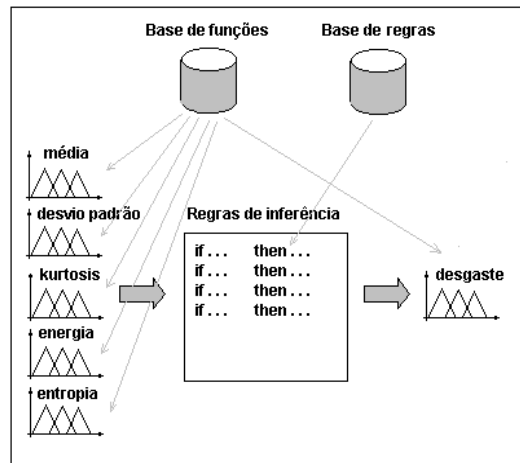


Figura 9. Sistema de diagnóstico.

O sistema recebe como entrada o vetor de características, contém uma base de regras e uma base de funções responsáveis pelo mecanismo de inferência e fornece como resposta um índice correspondente ao desgaste da ferramenta.

Para a avaliação do sistema foram feitos testes com várias ferramentas de usinagem com diferentes graus de desgaste conhecidos, avaliados previamente por especialistas em ferretaria.

A Fig. (10) a seguir mostra a imagem de infravermelho de uma ferramenta no estado intermediário de desgaste e a Fig. (11) mostra o histograma de primeira ordem e a extração das características de média, desvio padrão, curtose, energia e entropia para essa ferramenta.



Figura 10. Ferramenta em um estado intermediário de desgaste.

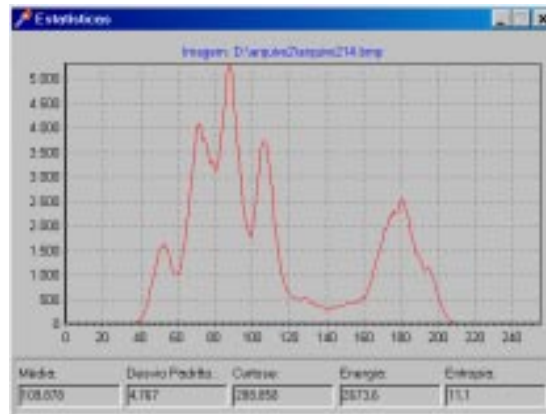


Figura 11. histograma de primeira ordem e extração de características.

Os valores das características de média = 109,878, desvio padrão = 4,767, curtose = 228,858, energia = 2673,6 e entropia = 11,1 extraídos da interface da Fig. (14), quando submetidos ao sistema de inferência oferecem como resposta o índice de desgaste de 0,57. Nesse caso, a ferramenta é classificada pelo sistema no estado intermediário de desgaste. O resultado fornecido coincide com a informação de desgaste da ferramenta previamente conhecida.

Para validação do sistema foram testadas 300 imagens de ferramentas conhecidas com diferentes graus de desgaste. As ferramentas foram avaliadas por um especialista da área de usinagem. Os resultados estão apresentados na Tab. (5) a seguir.

Tabela 5. Validação do sistema proposto.

| Quantidade de imagens | Estado de Desgaste | Número de acertos | Porcentagem de acertos |
|------------------------------|--------------------|-------------------|------------------------|
| 300 | Novas | 300 | 100% |
| 300 | Médias | 287 | 96% |
| 300 | Final de vida | 300 | 100% |
| Porcentagem média de acertos | | | 99% |

4. Conclusão

A partir dos dados obtidos na Tab. (5), pode-se concluir que todo o sistema funcionou adequadamente, desde a aquisição das imagens de infravermelho, passando pelos estágios de pré processamento, extração de características, determinação das *membership functions*, elaboração das regras de inferência até a determinação do grau de desgaste da ferramenta. O sistema desenvolvido é confiável, tendo obtido índice de acerto de 99%, o que justifica o seu uso na indústria.

Este trabalho fornece uma nova contribuição para a automação dos sistemas de manufatura e sistemas semelhantes que necessitem de controles apurados e possuam características relacionadas à temperatura.

Referencia Bibliográfica

- Abrão A.M., Aspinwall, D.K., Ng. E.G., 1996. "Temperature evaluation when machining hardened hot work die steel using PCBN tooling. PCBN tooling", *Industrial Diamond Review*, Vol. 56, No.2, pp. 40-44.
- Ay, h.; Yang, W., 1997. "Heat transfer and life of metal cutting tool in turning", *International Journal of Heat and Mass Transfer*. Great Britain, Elsevier Science Ltd., Vol.41, No.3. pp.613-623.
- Borelli, J.E., 2000. "Diagnostico do estado de desgaste de ferramentas para o monitoramento de condições de usinagem de alto desempenho", Dissertação de mestrado EESC – USP.
- Borelli, J.E., Branghini Jr., A., Coelho R.T., Gonzaga, A., 2001. "Diagnóstico de desgaste de ferramentas de corte com o uso de imagens de infravermelho e lógica fuzzy", *Revista Máquinas e Metais*, Editora Aranda, março de 2001.
- Borelli, J.E., França C.A., Medeiros, G.C.F., Gonzaga, A.1, 2000. "Análise da temperatura na região de contato entre a peça e a ferramenta para o monitoramento de condições de usinagem de alto desempenho", *CONEM 2000. Congresso Nacional de Engenharia Mecânica*. Universidade Federal do Rio Grande do Norte, RN.
- D'Erico, G.E., 1998. "An adaptive system for turning process control based on tool temperature Feedback", *Journal of Materials Processing Technology*, 78 (1998) 43-47.
- Ferreasi, D., 1970. "Fundamentos da usinagem dos metais", Edgard Blucher, São Paulo.
- França, C. A., 1999. "Avaliação da qualidade de placas de madeira através de um sistema de inferência nebuloso baseado em redes adaptativas", São Carlos, EESC – USP. *Tese de Doutorado*.
- Silva, M.B.; Wallbank, J., 1999. "Cutting temperature: prediction and measurement methods - a review", *Journal of Materials Processing Technology*, Elsevier. Vol.88. pp.195-202.
- Makis, V., 1999. "Optimal control policy a tool-wear process subject to shocks and random failures", *International Journal of Production Economics*. 60-61, pp.613-621. Elsevier.
- Rodrigues, E.L.L., 1998. "Metodologia de inspeção visual usando limiar (threshold) entrópico com aplicação na classificação de placas de madeira", *Tese de Doutorado*, São Carlos, Instituto de Física de São Carlos.
- Ruocco, R.S., 1987. "Robot Sensors and Transducers". Open University Press. England.

CUTTING TOOL WEAR DIAGNOSIS FOR MACHINING PROCESS AUTOMATION

João Eduardo Borelli

The Aeronautical Institute of Technology, Department of Mechanical Engineering, CTA - 12228-901, São José dos Campos - SP, Brazil.
jborelli@mec.ita.br

Luis Gonzaga Trabasso

The Aeronautical Institute of Technology, Department of Mechanical Engineering, CTA - 12228-901, São José dos Campos - SP, Brazil.
gonzaga@mec.ita.br

Adilson Gonzaga

The University of São Paulo, EESC, Department of Electrical Engineering, 13560-970, São Carlos, SP
adilson@sel.eesc.sc.usp.br

Reginaldo Teixeira Coelho

The University of São Paulo, EESC, Department of Mechanical Engineering, 13560-970, São Carlos, SP
rtcoelho@sel.eesc.sc.usp.br

Abstract. In the high performance machining processes the knowledge of the tool wear during the operations is one of the large importance factor for the manufacture system automation. The wear is the main responsible for the flaws in the material removal operations. The tool inspection operation is usually made through the process interruption with the stopping machine and the taking the tool to extern examinations. This work presents an alternative for on line tool waste measurement through the use of fuzzy logic and infrared image processing. The fuzzy diagnostic system developed here was tested in several experiments. The results corroborates the efficiency of the proposed approach with index of success superior to 90%.

Keywords. Tool wear, fuzzy logic, infraredimage

ANÁLISE DE CONDIÇÕES DE CORTE ATRAVÉS DO USO DE IMAGENS DE INFRAVERMELHO E ENGENHARIA ROBUSTA

João Eduardo Borelli

Instituto Tecnológico de Aeronáutica, Departamento de Engenharia Mecânica, CTA,12228-901, São José dos Campos - SP, Brasil
jborelli@mec.ita.br

Cosimo Bertelli

Instituto Tecnológico de Aeronáutica, Departamento de Engenharia Mecânica, CTA,12228-901, São José dos Campos - SP, Brasil
Cosimo.bertelli@gm.com

Luis Gonzaga Trabasso

Instituto Tecnológico de Aeronáutica, Departamento de Engenharia Mecânica, CTA,12228-901, São José dos Campos - SP, Brasil
gonzaga@mec.ita.br

Reginaldo Teixeira Coelho

Universidade de São Paulo, Escola de Engenharia de São Carlos, Departamento de Engenharia Mecânica, 13560-970, São Carlos – SP, Brasil.
rtcoelho@sc.usp.br

Resumo. Para a automação dos sistemas de manufatura, o conhecimento dos efeitos dos parâmetros de corte sobre a temperatura da ferramenta é condição necessária para a avaliação do desempenho do processo de corte. A temperatura é um fator de grande influência no desgaste da ferramenta e responsável pelas falhas. Para medir a contribuição de cada um dos parâmetros de corte: velocidade, avanço, profundidade de corte e desgaste sobre a temperatura da ferramenta ao longo dos processos de usinagem foram feitos experimentos variando-se seus valores. Para a aquisição dos dados elaborou-se um sistema de aquisição e processamento de imagens o qual tem como entrada imagens de infravermelho das operações de usinagem e fornece como saída a temperatura da ferramenta. A imagem de infravermelho é um mapa em tons de cinza das diferentes temperaturas dos diferentes materiais participantes do processo: ferramenta, peça e cavaco. Os dados obtidos através desse sistema juntamente com os parâmetros de corte são avaliados através da engenharia robusta pelo método de Taguchi tendo-se considerado a temperatura como ruído. Os resultados obtidos confirmam estatisticamente a influência de cada um dos parâmetros no aumento da temperatura da ferramenta o que está de acordo com os resultados apresentados por outros autores.

Palavras chave: temperatura da ferramenta, Taguchi, imagens de infravermelho.

1. Introdução

Durante a remoção de material a temperatura na região de corte, afeta fatores ligados ao desempenho e a integridade da ferramenta, acelerando o processo de desgaste. O aumento da temperatura é acompanhado pelo aumento das forças de corte e vibrações, alterações no formato do cavaco e o aumento da probabilidade da ocorrência de falhas durante o processo. Tais fatores têm influência direta na qualidade de acabamento das peças usinadas (Abão *et al*, 1996; Ueda *et al*, 1998; Ay & Yang, 1997; Klocke & Eisenblatter, 1997, Silva & Wallbank 1999).

Mesmo sob uma superfície com a qualidade de acabamento dentro dos parâmetros de tolerância exigidos pelo processo, altas temperaturas geradas durante o corte propiciam o acúmulo de tensão residual na superfície da peça tornando-a susceptível à oxidação, ao aparecimento de microtrincas dentre outros fatores que podem acarretar falhas durante o uso no produto manufaturado.

Além do formato, tipo da ferramenta e o material a ser usinado, as condições de corte adotadas para um determinado processo de remoção de material influenciam diretamente na temperatura. Muitos trabalhos têm sido feitos investigando os parâmetros de corte: avanço, profundidade de corte e a velocidade de corte em busca dos principais responsáveis pelo aumento da temperatura na região de corte (Abrão *et al*, 1996; Kouling, 1983; D'Errico, 1998; Casto *et al*, 1994).

A maioria dos autores considera a velocidade de corte a maior responsável pelo aumento da temperatura, a profundidade de corte e o avanço são colocados em segundo plano: alguns autores dizem que tais fatores não influenciam na temperatura, outros atribuem a um deles uma maior ou menor influência quando comparada com a influência do outro.

O objetivo deste trabalho é apresentar um método para a investigação da influência de cada um dos parâmetros: velocidade, avanço, profundidade de corte e desgaste sobre a temperatura da ferramenta ao longo dos processos de corte com o uso de imagens de infravermelho e da engenharia robusta.

Para esse fim foi montado um sistema de aquisição e processamento de imagens de infravermelho e elaborado um conjunto de experimentos.

Os experimentos foram elaborados variando-se os parâmetros de corte, e o desgaste da ferramenta, tendo-se efetuado a medida da temperatura na região de corte.

Para a medida da temperatura, o sistema tem como entrada imagens das operações de usinagem capturadas por uma câmera de infravermelho e fornece como saída a temperatura da ferramenta.

Os parâmetros de corte e os dados da medida da temperatura obtidos são avaliados através da engenharia robusta pelo método de Taguchi.

A metodologia Taguchi representa uma abordagem de engenharia à questão de realizar experimentos planejados para obter melhoria de produtos e processos. Ela é em grande parte responsável pelos avançados níveis de desempenho e qualidade de produtos japoneses dos mais diversos gêneros.

O sistema de engenharia da qualidade desenvolvido pelo Dr. Taguchi a partir dos anos de 50 no Japão tornou-se uma das maiores contribuições do século para aumento da qualidade, produtividade e redução de custo de produtos industriais (Ross; 1991; Taguchi & Konishi, 1987; Nian *et al*, 1999).

2. Desenvolvimento

2.1. Elaboração do Sistema

O sistema desenvolvido é baseado na aquisição e processamento de imagens de infravermelho. Para aquisição das imagens da usinagem foi usada uma câmera infravermelho AGA Thermovision 720 adaptada a um sistema de acoplamento e a uma *frame grabber* (MÍROVIDEO DC30 Míro). O processamento das imagens é feito por um software que localiza e converte de tons de cinza presentes nas imagens de infravermelho em graus Celsius.

A peça para o ensaio foi uma barra laminada de aço ABNT 1045 de 75mm de diâmetro e 600 mm de comprimento. A ferramenta usada foi um inserto Sandvik WNMG 06 04 08-PM, P15 com porta ferramenta Sandvik MWLN2525-06. Foi utilizado um torno INDEX GU-600, comando Siemens 810D, Potência: 22 Kw, rotação máxima: 5000 rpm. Para a operação de torneamento, sub-operação de torneamento de desbaste a seco foram utilizados: profundidades de corte de 0.20 mm, 0.30 mm e 0.40 mm; avanços de 0.07 mm/r, 0.25 mm/r e 0.50 mm/r e velocidades de corte de 350 m/min, 400 m/min e 450m/min.

A câmera infravermelho foi fixada a uma distância de 300 mm da ferramenta, em seguida foram estabelecidas as condições de usinagem. Foi também utilizado um filtro de densidade neutra para evitar a saturação da câmera.

2.2. Medida da temperatura

A imagem de infravermelho é um mapa em tons de cinza das diferentes temperaturas dos diferentes materiais participantes do processo de corte: ferramenta, peça, cavaco e o líquido refrigerante. A conversão de tons de cinza em graus Celsius é feita com base em uma curva de calibração previamente determinada para o material de que é constituída a ferramenta (Borelli, 2000). Na Fig.(1) pode-se ver a interface do software desenvolvido no laboratório para determinação de isotermas, extração de características e cálculo da temperatura da ferramenta durante o processo, na Fig.(2) pode-se ver a curva de calibração.



Figura 1. Interface desenvolvida: medida de temperaturas pontuais.

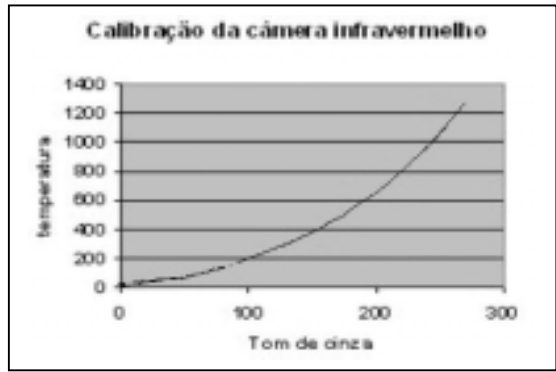


Figura 2. Curva de calibração da câmera de infravermelho para o material da ferramenta.

2.2. Elaboração do experimento

Os quatro principais parâmetros que se deseja investigar e que influenciam a característica de “temperatura” são listados a seguir: desgaste ferramenta, velocidade de corte, avanço e profundidade de corte. Foram tomados dois níveis para o parâmetro estado de desgaste da ferramenta saber: ferramenta nova e ferramenta com 15% de desgaste. O diagnóstico do desgaste foi feito segundo a técnica proposta por Borelli (2000). A Tab.(1) mostra os parâmetros e níveis utilizados no experimento.

Tabela 1. Dados de entrada: 4 parâmetros, 2 e 3 níveis de medida.

| Parâmetros | Nível 1 | Nível 2 | Nível 3 |
|-----------------------|---------------|---------------|--------------|
| Ferramenta | 0% | 15% | - |
| Velocidade de corte | 350 [m/min] | 400 [m/min] | 450 [m/min] |
| Avanço | 0.07 [mm/rot] | 0.25 [mm/rot] | 0.5 [mm/rot] |
| Profundidade de corte | 0.2 [mm] | 0.3 [mm] | 0.4 [mm] |

2.2.1. A matriz Ortogonal

O Primeiro passo a ser tomado é a escolha da matriz ortogonal que depende do número de parâmetro e o número de níveis. Pode-se verificar na Tab.(1), dois níveis para o parâmetro ferramenta e três níveis para os demais parâmetros: velocidade de corte, avanço e profundidade de corte. A Tab.(2) mostra a matriz ortogonal escolhida, L18. A Tab.(3) mostra os valores dos parâmetros substituídos nas colunas 2, 3, 4 e 5 e as das temperaturas medidas nos 18 ensaios.

Tabela 2. Matriz ortogonal L18.

| Arranjo Ortogonal L18 | | | | |
|-----------------------|---|---|---|---|
| Ensaio | 2 | 3 | 4 | 5 |
| 1 | 1 | 1 | 1 | 1 |
| 2 | 1 | 2 | 2 | 2 |
| 3 | 1 | 3 | 3 | 3 |
| 4 | 2 | 1 | 1 | 2 |
| 5 | 2 | 2 | 2 | 3 |
| 6 | 2 | 3 | 3 | 1 |
| 7 | 3 | 1 | 2 | 1 |
| 8 | 3 | 2 | 3 | 2 |
| 9 | 3 | 3 | 1 | 3 |
| 10 | 1 | 1 | 3 | 3 |
| 11 | 1 | 2 | 1 | 1 |
| 12 | 1 | 3 | 2 | 2 |
| 13 | 2 | 1 | 2 | 3 |
| 14 | 2 | 2 | 3 | 1 |
| 15 | 2 | 3 | 1 | 2 |
| 16 | 3 | 1 | 3 | 2 |
| 17 | 3 | 2 | 1 | 3 |
| 18 | 3 | 3 | 2 | 1 |

Tabela 3. Dados de entrada.

| Ensaio | Ferram. [%] | V. corte [m/min] | Avanço [mm/r] | Profund. [mm] | Temperat. [oC] |
|--------|-------------|------------------|---------------|---------------|----------------|
| 1 | 1 | 350 | 0.07 | 0.2 | 202 |
| 2 | 1 | 400 | 0.25 | 0.3 | 405 |
| 3 | 1 | 450 | 0.50 | 0.4 | 603 |
| 4 | 15 | 350 | 0.07 | 0.3 | 390 |
| 5 | 15 | 400 | 0.25 | 0.4 | 590 |
| 6 | 15 | 450 | 0.50 | 0.2 | 682 |
| 7 | 1 | 350 | 0.25 | 0.2 | 225 |
| 8 | 1 | 400 | 0.50 | 0.3 | 390 |
| 9 | 1 | 450 | 0.07 | 0.4 | 570 |
| 10 | 1 | 350 | 0.50 | 0.4 | 380 |
| 11 | 1 | 400 | 0.07 | 0.2 | 230 |
| 12 | 1 | 450 | 0.25 | 0.3 | 460 |
| 13 | 15 | 350 | 0.25 | 0.4 | 500 |
| 14 | 15 | 400 | 0.50 | 0.2 | 615 |
| 15 | 15 | 450 | 0.07 | 0.3 | 578 |
| 16 | 1 | 350 | 0.50 | 0.3 | 360 |
| 17 | 1 | 400 | 0.07 | 0.4 | 390 |
| 18 | 1 | 450 | 0.25 | 0.2 | 410 |

3. Resultados

Os resultados da análise sinal ruído podem ser vistos no gráfico da Fig.(3). A primeira curva representa a influência do desgaste da ferramenta, as demais curvas representam influência do aumento da velocidade de corte, aumento do avanço e do aumento da profundidade de corte respectivamente sobre o processo.

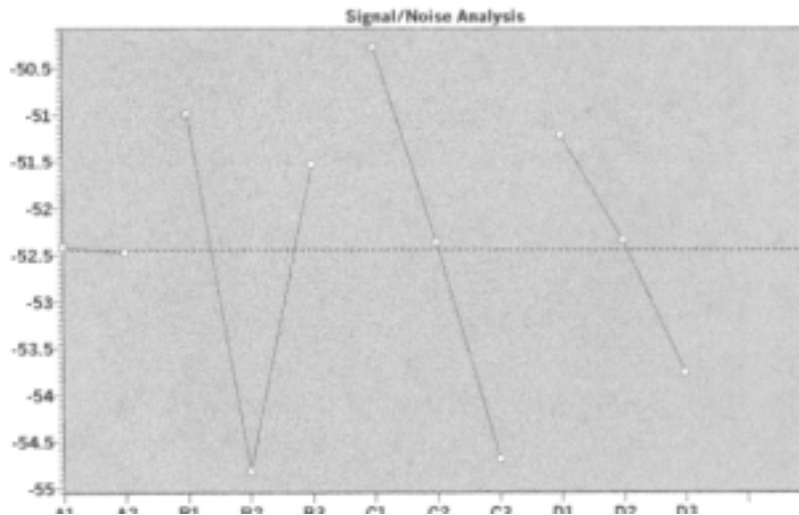


Figura 3. Análise sinal ruído, Taguchi.

A Tab.(4) mostra as porcentagens de cada um dos fatores sobre o aumento da temperatura.

Tabela 4. Influencia dos fatores no aumento da temperatura.

| Fatores | Influência [db] | % |
|------------------------------|-----------------|----|
| Nível de Desgaste de até 15% | 1,0 | 8 |
| Velocidade de Corte | 4,5 | 36 |
| Avanço | 5,0 | 40 |
| Profundidade de corte | 2,0 | 16 |

4. Conclusões

Segundo os resultados obtidos no gráfico *signal/noise analysis* Fig.(3), verifica-se que os parâmetros: velocidade de corte, avanço, profundidade de corte e o desgaste influenciam no aumento de temperatura da ferramenta durante o processo de corte.

Através dos dados apresentados no gráfico da Fig.(3) e Tab.(4) pode-se concluir que os grandes responsáveis pelo aumento da temperatura são a velocidade de corte e o avanço seguidos pela profundidade de corte. Ainda com base nesses dados, pode-se concluir que ferramentas até 15% de desgaste pouco influenciaram no aumento da temperatura.

O método de Taguchi foi eficaz na identificação dos fatores que influenciam no aumento da temperatura da ferramenta durante os processos de corte.

Os resultados apresentado estão de acordo com os resultados obtidos pela maioria dos autores.

Referencia Bibliográfica

- Abrão A.M., Aspinwall, D.K., Ng. E.G.,1996, "Temperature evaluation when machining hardened hot work die steel using PCBN tooling", *PCBN tooling – Industrial Diamond Review*, Vol. 56, No.2, pp. 40-44.
- Ay, H., Yang, W.,1997, "Heat transfer and life of metal cutting tool in turning", *International Journal of Heat and Mass Transfer*, Great Britain, Elsvier Science Ltd., Vol.41, No.3, pp. 613-623.
- Borelli, J.E.,2000, "Diagnóstico de desgaste para monitoramento de condições de alto desempenho", *Dissertação de Mestrado*, EESC – USP, São Carlos, SP, Brasil.
- Casto, S.L., Valvo, E.L., Piacentini, M., Ruisi, V.F.,1994, "Cutting temperatures evaluation in ceramic tools: experimental texts, numerical analysis and SEM observation", *CIRP ANNALS, Manufacturing Technology*, Hellwag Publishers LTD, Switzerland.
- D'Erico, G.E.,1998, "An adaptive system for turning process control based on tool temperature Feedback", *Journal of Materials Processing Technology*, 78, 43-47.
- Klocke, F., Eisenblätter, G.,1997, "Dry cutting: keynote papers presented at the opening session", *CIRP ANNALS, Manufacturing technology*, Hallway Publishers LTD, Switzerland.
- Kouliang, W., 1983, "The application of infrared thermometry in metal cutting".*Proceedings of the First International Metal Cutting Conference*. March, 17-19, Guangzhou, China.
- Nian, C.Y., Yang, W.H., Tarng, Y.S., 1999, "Optimization of turning operations with multiple performance characteristics", *Journal of Materials Processing Technology*, 95, 90-96.
- Ross, P.J., 1991, "Apliação das técnicas de taguchi na engenharia da qualidade", São Paulo, Mc.Graw-Hill books Ltda.
- Silva, M.B., Wallbank, J., 1999, "Cutting temperature: prediction and measurement methods - a review". *Journal of Materials Processing Technology*. Elsevier. v.88. pp.195-202.
- Taguchi, G.; Konishi, S., 1987, " Taguchi Methods: Orthogonal Arrays and Linear Graphs" , ASI Press, Dearborn, MI.
- Ueda,T., Sato, M., NAKAYAMA, K.,1998, "The temperature of a single crystal diamond tool in turning". *Manufacturing Technology*. CIRP Annals. Switzerland, Hallway LTD Publishers.

MACHINING CUTTING ANALYSIS USING ROBUST ENGINEERING AND INFRARED IMAGES

Abstract. For manufacturing system automation, the knowledge of the cutting parameters on the temperature of the tool is a necessary condition for the evaluation of the cutting process performance. The temperature is a factor of great influence in to the tool wear and one of the most responsible for the flaws. To measure the contribution of each cutting parameter: cutting speed, feed rate, depth of cut and the tool wear, on the machining process performance, several experiments were made varying their values. For the acquisition of the data an image acquisition and processing system was elaborated, which has as input infrared images of the machining operations and supplies as output the temperature of the tool. The infrared image is a map in gray tones of the different temperatures of the different materials participant in the process: tool, work piece and chip. The data obtained with this system and the cutting parameters were processed through the robust engineering using the Taguchi's method considering the tool temperature as noise. The obtained results confirm the influence of each factor in the tool temperature increasing, which is in agreement with the results obtained by other authors.

Key words: temperature, tool wear, Taguchi, infrared imaging

CIMM – A COMUNIDADE VIRTUAL DO SETOR METAL MECÂNICO

Ingeborg Kühn

Departamento de Engenharia Mecânica - Universidade Federal de Santa Catarina
Campus Universitário - Trindade / Caixa Postal 476
88040-900 - Florianópolis, SC, Brasil
ingeborg@emc.ufsc.br

Lourival Boehs

Departamento de Engenharia Mecânica - Universidade Federal de Santa Catarina
Campus Universitário - Trindade / Caixa Postal 476
88040-900 - Florianópolis, SC, Brasil
lb@grucon.ufsc.br

Pedro Amedeo Nanetti Bernardini

Departamento de Engenharia Mecânica - Universidade Federal de Santa Catarina
Campus Universitário - Trindade / Caixa Postal 476
88040-900 - Florianópolis, SC, Brasil
pedro@materiais.ufsc.br

Resumo. Partindo de reflexões sobre a Internet e sua influência nas comunicações e no ensino, este artigo discute a respeito de comunidades virtuais definindo-a como uma rede de membros com interesses comuns, que compartilham conhecimentos, dúvidas, experiências e serviços. Apresenta então o site CIMM, que de um centro de informações de usinagem, evoluiu para uma grande comunidade virtual do setor metal mecânico. Para ser representativa da comunidade a que se propõe, o CIMM vem investindo no ensino aproveitando o potencial da multimídia. O artigo finaliza abordando as estratégias que vem sendo utilizadas na preparação do material didático.

Palavras-chave: comunidade virtual, setor metal mecânico, ensino.

1. Introdução

Até a poucos anos atrás, a Internet só estava ao alcance de um grupo muito restrito de usuários, pesquisadores de instituições acadêmicas, em geral comprometidas com informática e engenharia. Atualmente, a Internet já atingiu um público muito mais amplo, sendo um serviço de comunicações destinado a atender qualquer cidadão.

Conforme Lévy (1999), toda sociedade humana, em meio ao seu patrimônio tecnológico e cultural, desenvolve necessariamente uma classe fundamental de tecnologias, das quais não podem prescindir: as tecnologias de conhecimento, ou tecnologias cognitivas.

A tecnologia associada à Internet não é uma tecnologia comum, um simples método de fabricar e utilizar ferramentas para transformar o ambiente, uma vez que coloca em jogo algo de suma importância: o remanejamento decisivo dos processos sociais de gestão do conhecimento. Ao invés de voltada para atuar diretamente sobre os objetos e o meio ambiente para transformá-los segundo um fim racional e utilitário, a tecnologia associada à Internet visa gerir (preservar, atualizar, transmitir) o conjunto do conhecimento objetivado de uma sociedade, a sua memória coletiva. Constitui-se de ferramentas cognitivas, que trazem as marcas, mas também marcam o caráter de uma cultura. Assim, as redes informáticas de comunicação representam um novo estrato tecnológico - que vem se superpor e alterar a oralidade e a escrita atualmente vigentes - na gestão do conhecimento social.

É sensível, principalmente para o educador, que nos encontramos de fato no limiar de uma reestruturação geral dos processos sociais de gestão cognitiva. Vivemos uma grande operação de retranscrições de hábitos e instituições do mundo off-line para dentro do novo meio, a busca por metáforas orientadoras, organizadoras desse novo espaço.

Espaço é justo uma dessas metáforas orientadoras, talvez a mais basal, e hoje quase ubíqua: constrói-se a interface de tal modo que a rede é percebida pelo usuário como um *espaço* topográfico (*virtual*), com lugares (*sites*) onde estão reunidos as informações e os serviços, e vias de conexão (a *Internet* sendo o esboço de uma *info-highway*, *info-bahn*), pelas quais locomovem-se os usuários. O processo pelo qual um usuário busca informações, serviços ou parceiros sempre evoca o de um deslocamento, de um percurso - a *navegação*, como se fosse o próprio sujeito que, mergulhado no circuito virtual, se movimentasse percorrendo a topografia da rede - ao invés de assistir estático as partes do material circulante na rede desfilarem a sua "janela". A interação com a rede tende a ser vivida como uma viagem, já que permite a incorporação do sujeito em um outro mundo, com lógica própria, que duplica o convencional, e que permite franca circulação por todos os seus meandros sem esforço.

Mais do que facilitar o acesso a informações estocadas num gigantesco repositório unificado, as redes de computador propiciam a formação de uma forma específica de sociabilidade, construída fundamentalmente através das interações dos usuários e das instituições na e pela rede. Há uma espécie de vocação das redes para formar

comunidades, para criar laços sociais entre seus usuários. Esta potencialidade é até certo ponto inerente à estrutura técnica dessa tecnologia.

De fato, o que circula na rede, mais que informação, são atos de linguagem. A imagem do grande banco de dados não deve ocultar a da ágora virtual, onde o que está em jogo é a interação, a negociação entre atores sociais e instituições. Não apenas ‘acesso a informações’ socialmente neutras, mas: ordem, persuasão e consenso, afirmação, aliança, desafio, contestação, solicitação, punição, acordo, autorização, promessa, compromisso, desculpa, etc. Num terminal de computador, digitar palavras corresponde literalmente a executar comandos – estas realizam ações no mundo representado do virtual. Reitifica-se vez por toda a eficácia simbólica.

Lugar público de encontro entre todo e qualquer usuário, a rede oferece condições de formação de laços de uma sociabilidade específica, o que se tem denominado ‘comunidades virtuais’: pessoas que se conhecem e se relacionam na e pela rede, submetidas às suas regras, suas possibilidades e restrições.

Este trabalho objetiva apresentar a comunidade virtual CIMM que está voltada ao setor metal mecânico. Inicialmente, são tecidas algumas considerações sobre o conceito e a importância das comunidades virtuais. A seguir, o CIMM é analisado quanto as suas metas e potencialidades.

2. Comunidades virtuais

O conceito de comunidade tem evoluído. É costumeiramente usado para descrever um conjunto de pessoas em uma determinada área geográfica. Também inclui a idéia de que esse conjunto possui uma estrutura social. Isto é, existe algum tipo de relacionamento entre essas pessoas. Além disso, pode existir um espírito compartilhado entre os membros da comunidade e um sentimento de pertencer ao grupo. Em 1887, o sociólogo alemão Ferdinand Tönnies criou uma dicotomia para descrever dois tipos de organização social: *gemeinschaft* (ou comunidade) e *gesellschaft* (ou associação). O primeiro conceito descreve uma sociedade tradicional, de cultura homogênea, onde os indivíduos têm relacionamentos interpessoais e valorizam as relações sociais. Já o segundo conceito, caracterizado pela sociedade urbana industrializada, descreve o conjunto de indivíduos com relações impessoais, distantes, individualizadas e que usam as relações sociais como meios para um fim (Persell, 1987).

Da atual sociedade informatizada emergiu a comunidade virtual que acaba possuindo características de *gemeinschaft* (relações amistosas e íntimas e senso comunitário), mesmo sem coincidência geográfica ou contato físico.

Segundo Fernback e Thompson (1995) comunidades virtuais podem ser definidas como as ‘relações sociais formadas no ciberespaço através do contato repetido em um limite ou local específico (como um *site*) simbolicamente delineado por tópico ou interesse’. Para os autores, os diversos indivíduos reúnem-se por um senso comum, e não por mera agregação geográfica.

Com base nesta definição, as comunidades virtuais estão baseadas na proximidade intelectual e emocional em vez de mera proximidade física. Os participantes de *chats* reconhecem-se parte de um grupo e responsáveis pela manutenção de suas relações (Primo, 1997). Dessa forma, pode-se inferir que essa percepção é, muitas vezes, maior nesses grupos que em situações de comunidades baseadas geograficamente, como um bairro ou um condomínio. Baseadas na proximidade física, muitas dessas comunidades freqüentemente carecem de qualquer aproximação emocional.



Figura 1. O CIMM como portal da comunidade do setor metal mecânico.

December (1993) afirma que a emergência da comunicação mediada por computador deu finalmente existência a visão de McLuhan (1964) de uma aldeia global. Segundo o autor, a televisão, o rádio e as redes telefônicas se estenderam globalmente no decorrer do século XX. Porém, eles sofrem de limitações de tempo, espaço e características do meio. A TV e o rádio trabalham com comunicação unilateral, o que funciona bem para transmissões massivas, mas

não para contatos interpessoais. O telefone e o rádio-amador permitem o diálogo entre indivíduos, mas apenas se eles estiverem conectados ao mesmo tempo. Sistemas de gravação de voz (fitas e discos, por exemplo) possibilitam uma comunicação assíncrona, sem limitações temporais, mas devem ser transportados fisicamente pelo espaço. Mesmo a comunicação interpessoal face-a-face exige a simultaneidade espacial e temporal dos participantes. Isto é, trazem limitações à realização do conceito de aldeia global. Já a comunicação mediada por computador permite a realização do conceito de McLuhan, pois transcende limitações de tempo e espaço.

Subentende-se assim que em uma comunidade virtual a participação ocorre por livre-arbítrio.

3. CIMM – comunidade virtual do setor metal mecânica

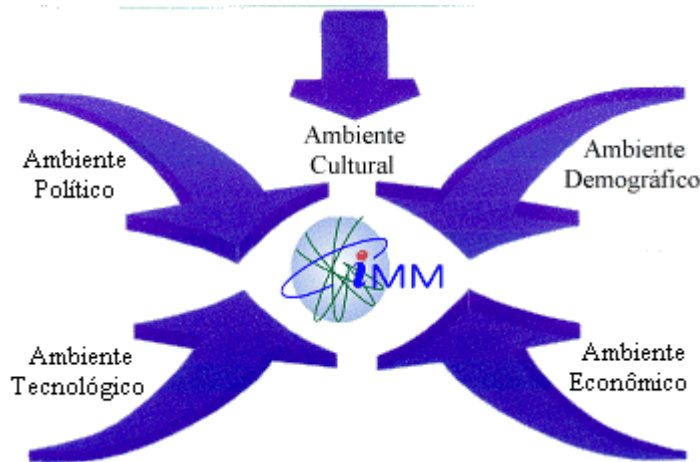


Figura 2. O macro ambiente do CIMM.

O CIMM surgiu a partir de pesquisas tecnológicas realizadas pelo Grupo de Pesquisa e Treinamento em Comando Numérico e Automação Industrial (GRUCON), do Departamento de Engenharia Mecânica da Universidade Federal de Santa Catarina (UFSC). Inicialmente denominado CINFUS, Centro de Informações de Usinagem, o CIMM iniciou suas atividades ainda nos primórdios da BBS (Boletim Board Systems), que interligava os grandes centros de pesquisa nas áreas de engenharia do país, como a Universidade Estadual de Campinas (UNICAMP) e a UFSC.



Figura 3. Página de abertura do site CIMM.

Com a entrada da Internet no Brasil, o CIMM, até então estritamente acadêmico, passou a mudar o seu foco para a comunidade virtual do setor metal mecânico. O setor metal mecânico agrega centros de pesquisa e desenvolvimento, universidades, escolas técnicas, entidades de classe e indústrias. Diretamente, interagem indústrias de autopeças e materiais de transporte, mecânica, metalúrgica, de plásticos e borracha e todas as demais fornecedoras de matéria-prima, insumos, máquinas e ferramentas. Indiretamente, estão vinculados os setores eletroeletrônico, químico e petroquímico, de tecnologia de computação, de telecomunicações, de confecções e têxtil, de materiais de construção, de mineração e de papel e celulose, entre outros.

O objetivo do CIMM é o de formar uma grande comunidade virtual, com pessoas de organizações diversas, com as mais variadas habilidades (Fig. 1). Como missão, esta comunidade deve promover o crescimento profissional, divulgar tecnologia e levar informação à comunidade agregada ao setor metal mecânico, integrando empresas e profissionais através do desenvolvimento de ferramentas capazes de aumentar a competitividade, gerando oportunidades a todos os membros da comunidade CIMM.

4. O ambiente CIMM

O macro ambiente do CIMM está representado na Fig. (2). Como uma comunidade virtual do setor metal mecânico, o CIMM procura englobar os diversos ambientes de interesse da comunidade.

A página de abertura funciona como uma primeira página de um impresso noticioso, com manchetes em destaque e resumos de matérias importantes, com *links* para os respectivos textos. Também as divisões das seções seguem um padrão similar às publicações tradicionais, possibilitando ao usuário seguir a estrutura editorial de uma publicação comum (Fig. 3). Fazendo uma analogia com um jornal, temos *online* cadernos de tecnologia, cultura, política, economia, etc.

Dentro da seção Ensino, tem-se o item Material Didático que se propõe a disponibilizar temas referentes à Engenharia Mecânica para uso de profissionais, técnicos de indústria e estudantes. A organização, em formato didático, objetiva dar os fundamentos em cada um dos assuntos, não tendo a pretensão do formalismo acadêmico. Desta forma, encoraja o estudo continuado, permitindo ainda uma oportunidade de interação entre todos os participantes, qualquer que seja a sua localização geográfica.



Figura 4. Imagens animadas que ilustram as operações de usinagem por torneamento cilíndrico interno (superior) e cônico externo (inferior).

Grande parte dos conteúdos e fenômenos da engenharia mecânica ocorrem em escala atômica / microestrutural, escala industrial, etc., e assim são de difícil visualização pelos estudantes. Frequentemente os professores recorrem a diagramas, desenhos e esquemas para ilustrar tais conceitos (tal como ocorre nos livros), mas mesmo assim há casos em que tais recursos são insuficientes. A veiculação de informações via Internet, dado seus recursos de multimídia,

possibilita o uso de novos recursos tais como filmes ou imagens animadas, de forma a auxiliar o entendimento dos tópicos de maior dificuldade.



Figura 5. Imagens animadas que ilustram as operações de usinagem por fresagem tangencial (superior) e frontal angular (inferior).

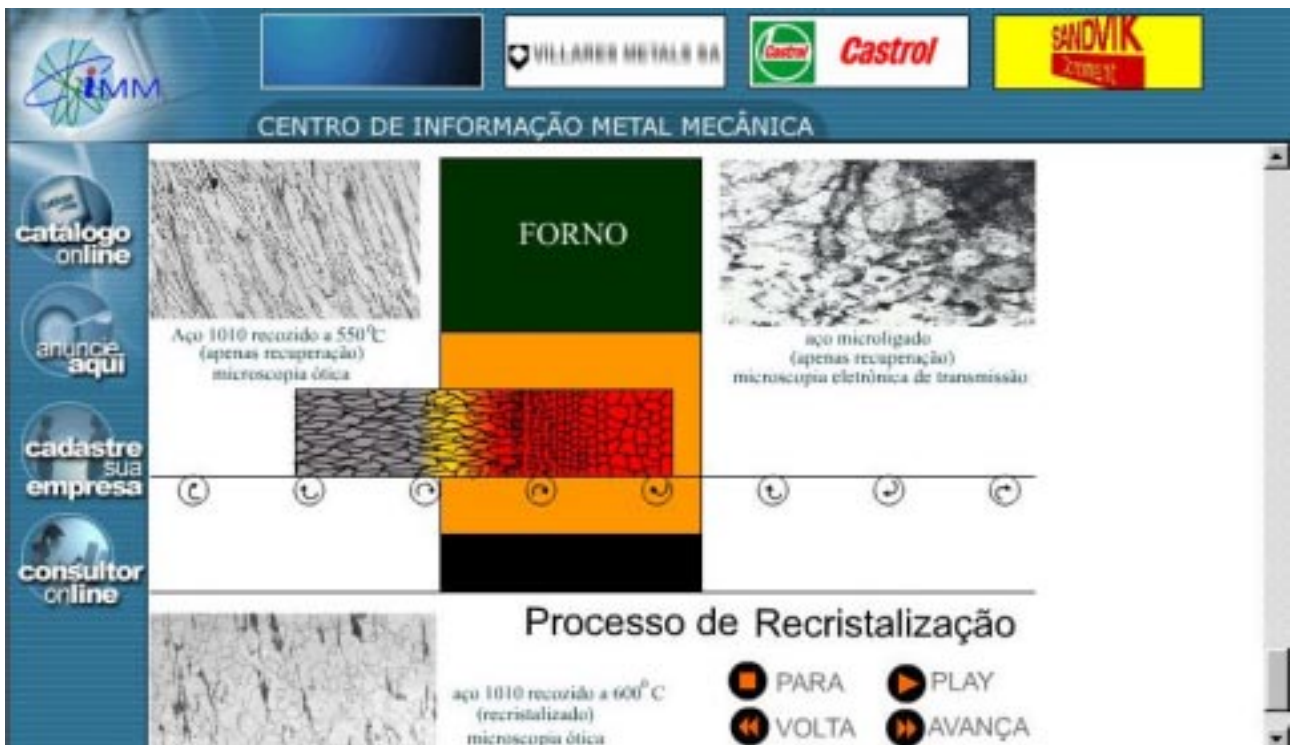


Figura 6. Parte das imagens que apresentam em animação o processo de recozimento de recristalização.

Além do mais, o recurso de interatividade proporciona um maior aprendizado, uma vez que o usuário está atento à informação enquanto interage. De fato, o poder da Internet não vem do fato de que se pode combinar texto, vídeo, animação, som, gráficos e movimento em uma mesma apresentação (as fitas de vídeo já realizam isto há mais de 20

anos), mas na capacidade que o usuário tem de interagir com ela: controlá-la, selecionar elementos a partir dela, ir de um lugar a outro e retornar com um novo pensamento que nasceu da justaposição de idéias durante este trabalho. “A interatividade torna possível novos significados a partir dos mesmos componentes históricos” (Fisher, 1995). Uma pesquisa realizada na Universidade de Stanford (*apud* Rosa Neto, 1998), concluiu que as pessoas retêm apenas 30% do que vêem e ouvem. Por outro lado, revelou que as pessoas retêm até 70% do que vêem, ouvem e interagem.

Dentro dessas premissas, estão sendo desenvolvidos uma série de imagens que sejam representativas dos conteúdos a serem apresentados bem como texto contendo as informações conceituais indispensáveis ao pleno entendimento do assunto.

Como exemplo deste trabalho, vejam-se as Figs. (4) e (5) que apresentam seqüências de imagens que evidenciam a usinagem por torneamento e por fresamento.

A Fig. (6) mostra uma parte da área dedicada ao processo de recozimento de recristalização. Note-se que na figura aparecem botões de controle com as designações para, volta, avança e play, que permitem ao usuário o controle sobre a seqüência de animação, tal que etapas de interesse possam ser visualizadas repetida e independentemente. Dessa forma é o usuário quem determina o seu ritmo de aprendizagem.

Conclusões

O número de comunidades virtuais já é extenso (ver Bannon e Griffin, 2001) bem como o número daquelas destinadas exclusivamente ao ensino (ver Wachter et al, 2000 e McNeil et al, 2000). O CIMM propõe-se a ser a comunidade virtual do setor metal mecânico brasileiro, e por isto enfatiza o ensino como um ponto importante. O CIMM constitui-se uma etapa no caminho entre a sociedade industrial e a sociedade da informação. Baseia-se no uso do *mediacomputador* como um instrumento não apenas para ‘fazer’ alguma tarefa, mas também um instrumento para a informação e a comunicação.

Este trabalho, após discutir acerca das modificações no ensino causadas pela nova tecnologia informática e do conceito de comunidade virtual, apresenta a comunidade CIMM e mostra em maior detalhe o ambiente dedicado ao ensino bem como as estratégias que vem sendo utilizadas na preparação do material didático.

Referências

- Bannon, L. J., Griffin, J., 2001, “New technology, communities, and networking: problems and prospects for orchestrating change”, *Telematics and Informatics*, Vol. 18, , nº 1, pp. 35-49.
- December, J., 1993, “Characterisitics of oral culture in discourse on the net”, Manuscrito eletrônico: <http://www.december.com/john/papers/psrc93.txt>.
- Fernback, J., Thompson, B., 1995, “Virtual communities: Abort, retry, failure?”, Manuscrito eletrônico: <http://www.Well.com/user/hlr/texts/Vccivil.html>.
- Fisher, S., 1995, “Macromedia director”, Rio de Janeiro: Campus.
- Lévy, P., 1999, “Cibercultura”, São Paulo: Editora 34.
- McLuhan, M., 1964, Os meios de comunicação como extensões do homem”, São Paulo: Cultrix.
- McNeil, S. G., Robin, B. R., Miller, R. M., 2000, “Facilitating interaction, communication and collaboration in online Courses”, *Computers & Geosciences* , Vol. 26, nº 6, pp. 699-708.
- Persell, C. H., 1987, “Understanding Society”, New York: Harper & Row.
- Primo, A. F. T., 1997, “Multimídia e educação”, *Ecos em Revista*, vol. 1, nº 1, pp. 83-88.
- Rosa Neto, A., 1998, “Atração global: a convergência da mídia e tecnologia”, São Paulo: Makron.
- Wachter, R. M., Gupta, J. N. D., Quaddus, M. A., 2000, “IT takes a village: Virtual communities in support of education”, *Int. J. of Information Management*, Vol. 20, nº 6, pp. 473-489.

CIMM – THE VIRTUAL COMMUNITY OF METAL MECHANICAL SECTOR

Ingeborg Kühn

Mechanical Engineering Department - Federal University of Santa Catarina
Campus Universitário - Trindade / P. O. Box 476
88040-900 - Florianópolis, SC, Brazil
ingeborg@emc.ufsc.br

Lourival Boehs

Mechanical Engineering Department - Federal University of Santa Catarina
Campus Universitário - Trindade / P. O. Box 476
88040-900 - Florianópolis, SC, Brazil
lb@grucon.ufsc.br

Pedro Amedeo Nanetti Bernardini

Mechanical Engineering Department - Federal University of Santa Catarina
Campus Universitário - Trindade / P. O. Box 476
88040-900 - Florianópolis, SC, Brazil
pedro@materiais.ufsc.br

***Abstract.** From reflections on the Internet and its influence in communications and education, this article argues regarding virtual communities defining it as a network of members with common interests, that share knowledge, doubts, experiences and jobs. It presents then site CIMM, that of an information center of machining, evolved for a great virtual community of the metal mechanical sector. To be representative of the community the one that if considers, the CIMM comes investing in education using to advantage the potential of the multimedia. The article finishes approaching the strategies that come being used in the ready-made of the didactic material*

***Keywords.** virtual community, metal mechanical sector, learning.*

DIFFICULTIES IN TOOL WEAR MONITORING IN TURNING OF SOFT STEELS

Jose Stockler Canabrava Filho, Ph.D.

Universidade Federal do Rio de Janeiro – Dep. Engenharia Mecânica - C.P.: 68503 – Rio de Janeiro – CEP 21945 – Brasil
stockler@serv.com.ufrj.br

George Barrow, Dip. Tech(eng), M.Sc. Tech., Ph.D.

University of Manchester Inst. of Science and Technology - Dep. of Mech. Eng. - P.O. Box 88 – Manchester - M60 1QD - UK.
mcjmsgb@fs1.me.umist.ac.uk

Abstract. A considerable amount of research has been carried out to develop Tool Wear Monitoring Systems (TWMS) for use in cutting operations in CNC machines. The TWMS are designed to detect fracture of the tool and/or predict how long the tool can be used at any time during its useful life. Reliable predictions about the percentage of life of the tool used at any time were obtained by the authors from Artificial Neural Networks (ANNs) fed with values of force and RMS acceleration, measured during turning of SAE1040 and SAE 4140 bars. In these cases, the forces displayed a trend of continuous increase during the tool wear tests due to the continuous character of the tool wear progress. Unsatisfactory results were produced from the same type of ANN when used to make prediction with data from tool wear tests with SAE 1021 steel. These poor results were thought to be due to the mechanism of tool wear which created discontinuous increase of the force during the tests. In this work the results of research on TWMS with SAE 1021 steel, together with an indication of how to overcome the difficulties with monitoring tool wear when turning soft steels, are presented.

Keywords. keyword tool wear monitoring; tool monitoring

1. Introduction

A considerable amount of research has been carried out to develop Tool Wear Monitoring Systems (TWMS) using “Artificial Neural Networks” (ANN) for use in cutting operations in CNC machines. The TWMS are primarily designed to detect fracture of the tool and/or predict how long the tool can be used at any time during its useful life. The results from the TWMS are usually based on measurements of force, acceleration, electrical current of the spindle motor and acoustic emission taken at various stages during tool wear tests.

In several works the tool wear tests were undertaken using medium and high strength steels, together with tools and cutting conditions such that flank wear (VB) was the dominant form of wear. This situation usually results in a continuous increase in the value of flank wear with time, which contributes for the good performance of the ANNs.

The research reported by Das et al (1986), Dornfeld (1990), Dimla et al (1977) Elanayar et al (1990), Lee et al (1996) Purushothaman et al (1994) and Ragwala et al (1990) claimed to have obtained good results monitoring turning operation in this condition with ANNs. With the exception of the research reported by Das et al (1986), in which carbon steel 25%Cr was used, the research was undertaken with high strength steels or cast iron.

Results of research to develop a tool wear monitoring system are presented in Canabrava Filho and Barrow (1999) and Canabrava Filho (2000). In this work tool wear tests with 1021, 1040 and 4140 steels and coated tools, with and without chip-breaker, were undertaken for turning. ANNs were built to display in their output the percentage of life of the tool used so far at any time of the tool wear tests when “fed” with values of force and acceleration in the cutting, feed and depth directions. Satisfactory predictions were obtained from the ANNs tested and trained with data from tests with SAE 1040 and SAE 4140. In these tests continuous progress of the notch and flank wear, together with a small amount of crater wear, were observed. Unsatisfactory results were obtained from ANNs trained and tested with data from tests with SAE 1021 steel. In these tests notch wear (VB) was dominant, followed by flank wear and crater wear. The progression of the notch and crater wear consisted of adhesion to and then removal of the work piece material from the tools surfaces resulting in chip of the tool and discontinuities in the progression of wear. Although low carbon steel was used in the research reported by Das et al (1996), the mechanism of wear previously mentioned was not reported and values of flank wear VB were the output from his ANNs.

In this work the authors present the results from the research with SAE 1020 steel, together with an indication of how to overcome the difficulties associated with monitoring tool wear when turning of soft steels.

2. Experimental set-up

The cutting tests for data acquisition consisted of turning operations on bars with a diameter of 100mm and a length of 600mm. At various stages during the tests, data of force and acceleration were sampled and filed for later analysis and, in some cases, observation and measurements of the main types of tool wear was undertaken using a microscope. When it was relevant, a photograph of the tool was taken. In some cases, the profile of its rake face was made with a surface finish measuring instrument. Materials, tools and cutting parameters used in the tests are shown in Tab. (1). The equipment used during the cutting tests were: accelerometers Bruel & Kjaer 4332 & 4334; charge amplifiers Kistler

5006 and 5001; digital tachometer ONO SOKKI HT-331; dynamometer Kistler 9263; input/output board Amplicon (PC-30 PGH); lathe Dean Smith & Grace type 18 Centre Lathe, fitted with 20hp variable speed drive; personal computer Opus 486-33mhz; and surface finish measuring instrument Taylor Hobson Talysurf 10.

Table 1. Materials, tools and cutting parameters used in the cutting tests.

| FAMILY OF TESTS | TEST | v (m/min) | s (mm/rev) | a (mm) | TYPE OF TOOL | WORK PIECE MATERIAL |
|-----------------|------|-----------|------------|--------|-----------------------|-----------------------------|
| U | U1 | 330 | 0.30 | 2.0 | P25 CNMG 120408 | SAE 1021 hardness=135 HB |
| | U2 | 250 | 0.30 | 3.0 | | |
| | U3 | 320 | 0.30 | 2.0 | | |
| | U4 | 250 | 0.50 | 2.0 | | |

Tool grade: Iscar ic656 (coated TiN-TiC-TiN).
The inserts were held in a holder type PCLNR 2525-12A.

3. Progress of the wear during the cutting tests.

The main types of wear observed during the tests were notch wear, wear of the coating on the rake face and flank wear. The graph of the cutting force displays the progression of the static force in the cutting direction during a tool wear test was typical for this material. During the “U1” test, the progress of the tool wear can be divided in the following phases:

In the first phase, it was observed workpiece material adhered in the groove of the tool.

In the second phase, cycles were observed in which the workpiece material built up in the back wall of the groove of the rake face of the tool, and was then removed by the chip. During this phase, the components of the static force, mainly in the cutting and feed direction, had cycles of increase followed by small decrease. The values of the forces observed after each cycle, were greater than in the previous one. The photographs presented in Fig. (1) shows the rake face of the tool taken at different times of this phase.

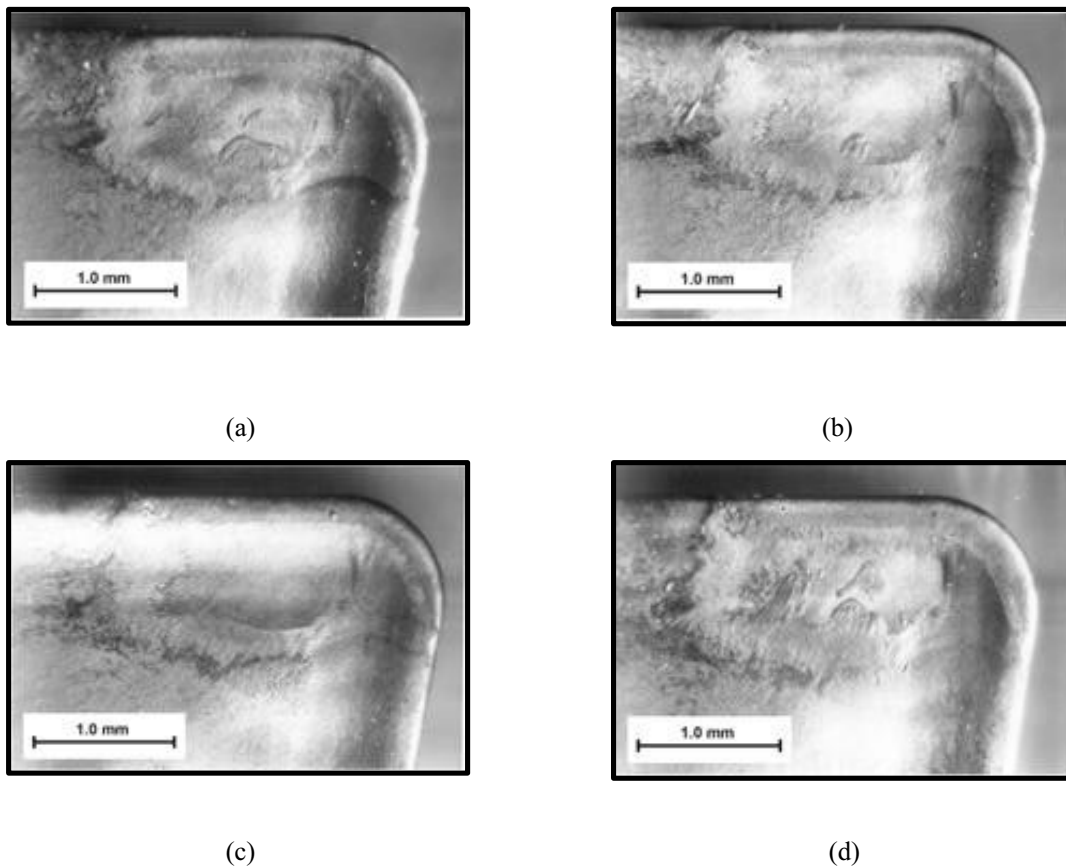


Figure 1. Photographs of the rake face of the tool used in the test U1 for different moments of the first phase of this test. (a) at 1.5 min, (b) at 2.3 min, (c) at 2.8 min and (d) at 4.2 min.

In the third phase, although the wear mechanism observed in the second phase still existed, the dominant mechanism was the formation of a notch in a fairly linear way, following a similar pattern to the mechanism observed in the second phase. When this material reached a certain size, it was taken away by the chip causing a chipping of the material of the tool on the border of the notch. An increase of the forces in cutting and feed directions was observed during the building up of the material, and a sudden decrease when it was removed. In this phase, the amplitude of the increase and the decrease of the force components were greater than in the second phase. The adhered material could have come from the chip or from the burr formed on the face of the workpiece material. The photographs presented in Fig. (2) shows the notch on the flank face of the tool taken at different times of this phase.

In the fourth phase a scratched area beneath the notch was observed, as if it was its continuation. This may suggest that the material adhered on the notch was pulled down against the surface of the flank. In this phase cycles of gradual increase and sudden decrease of the force components were still observed, but in each cycle the amplitude of the sudden decrease of the force components were smaller and its maximum values were greater than the ones observed in the previous cycle.

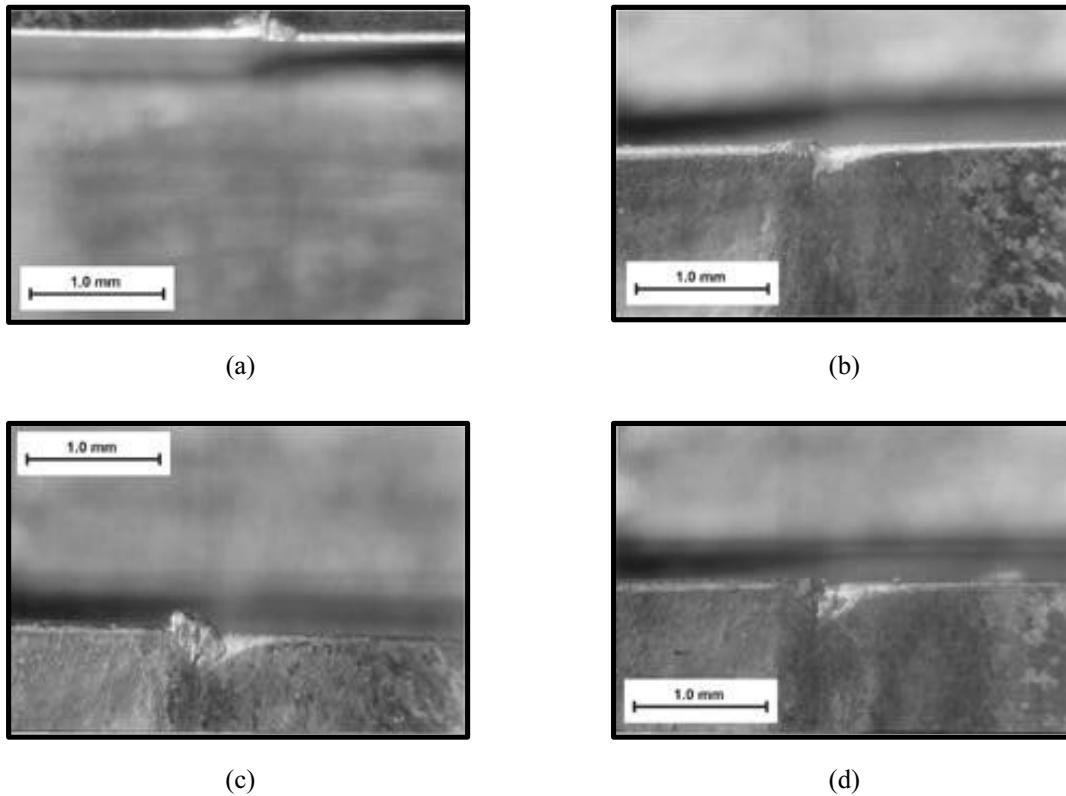


Figure 2. Photographs of the flank of the tool taken at different stages of the third phase of the “U1” test. (a) at 13.5 min, (b) at 14.3min, (c) at 17.4min and (d) at 17.7 min.

During the tool wear test the formation of burrs on the face of the workpiece was observed. The size of the burrs increased with the progression of tool wear. Figure (3) shows photographs of a bar with taken at different stages of the tool wear test in which the burrs on its face can be observed.

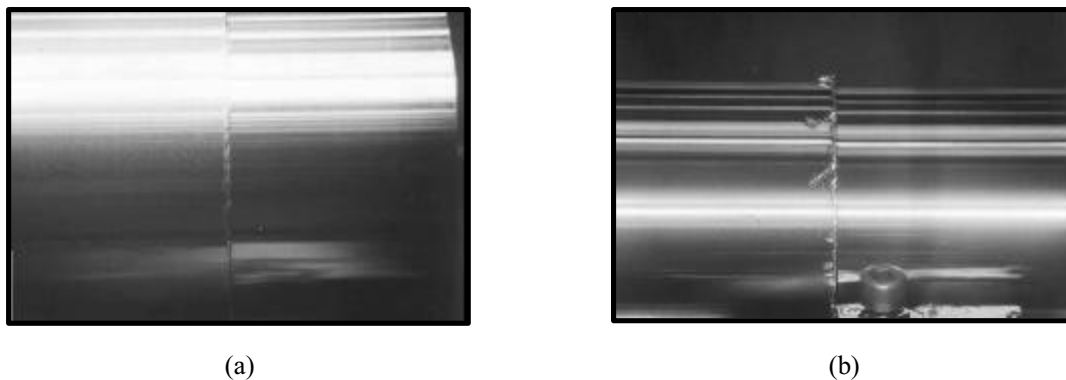


Figure 3. Photographs of a bar taken at different stages of the tool wear test in which burrs can be observed. (a) Burrs formed about half way through the test and (b) Burrs formed at the end of the test.

4. Experiments with ANNs to predict the percentage of tool life used for data from tests with SAE 1021 steel.

The same type of ANN used in the experiments reported in Canabrava Filho and Barrow (1999) and Canabrava Filho and Barrow (2001) for tests with SAE 1040 and 4140 steels were used for tests with SAE 1021 steel. This ANN was trained to present the percentage of tool life used when “fed” with values of force and RMS acceleration measured at each stage of tool wear test. The output of this ANN was obtained using Eq. (1).

$$\% \text{ of use of the tool} = t_m / T \times 100 \tag{1}$$

Where: % of use of the tool = percentage of the life of the tool used so far at any stage of the tool wear test;
 t_m = length of time past from the beginning of the tool wear tests in which the measurements of force and acceleration were taken;
 T = duration of the tool wear test (life of the tool).

The performance of this type of ANN can be observed by the values of “Mean Relative Error” (MRE) and by the correlation with time of the predictions of the ANN for stages of the tool wear tests, presented in Tab. (2).

Table 2. Values of Mean Relative Error and correlation with time of the percentage of tool life predicted by ANN.

| Tests | MRE | Correlation |
|-------|-------|-------------|
| U1 | 0.566 | 0.549 |
| U2 | 1.21 | 0.563 |
| U3 | 0.83 | 0.297 |
| U4 | 0.409 | 0.871 |

The poor results of this experiment was probably caused by cycles of adhesion and removal of the workpiece material on the rake face and in the notch, described in the previous section, which were reflected in the values of the force components. These cycles result in the same values of force being measured at different stages of the cutting test. This appears to be the main problem in obtaining acceptable predictions of the tool wear state from an ANN trained with values of force components and RMS of the acceleration components only.

The changes of the value of the angle between feed and depth force during the tool wear tests were also investigated for SAE 1021 steel as reported in Canabrava Filho and Barrow (2001) for tests with SAE 1040 and SAE 4140 steels. While the values of this angle increased and displayed low scatter in most tests these steels, this trend was not observed for tests with SAE 1021 steel. It indicated that the discontinuous character of the tool wear progress in tests with SAE 1021 steel is reflected not only in the values of the force components but also in the relation between them.

The results above mentioned suggest that the predictions from the ANNs for soft steels cannot be based only on a set of measurements sampled at each time. In this case it would be necessary to provide the ANNs with some kind of information about the behaviour of one or more of these type of measurements taken during an interval of time. Once this approach is adopted, the ANNs could make the predictions taking into account the history of the tool wear progress, or at least detect the mechanisms of wear that cause discontinuity of the measured values.

5. Experiment to verify the possibility to use feed forward ANNs to detect the chipping of the tool.

These experiments were undertaken to identify by mean of a “Feed Forward” ANN, trained by “Back-Propagation” the variations of the values of cutting force measured during the formation of the notch of the tools when turning off SAE 1021 steel.

While the ANNs built in the previous section were fed with the components of force and RMS acceleration at each time, in these experiments only one component of force at different times were used to feed the ANN. The neurons of the input layer represent a window of time, where each neuron in the input layer was fed with the value of the measurement at a particular time, as shown in Fig. (4).

For example: if an ANN has 10 input neurons, the input layer of neurons represents a window of 10 seconds were the 1st neuron is fed with the amplitude of the value of the measurement at 0 seconds while the last neuron is fed with the value measured 9 seconds later. The value expected in the neuron of the output layer of the ANN is a number that represents the shape of a graph plotted with the measurements presented in its input layer.

5.1. Experiments to verify performance of the ANNs “fed” with different shapes in the input window.

Experiments were undertaken with this type of ANN to verify its possible use for TWMS. ANNs were trained with values of amplitude between 0 and 1 which form a triangular shape when plotted against time in a graph. Triangular shapes were chosen to represent the mechanism of notch formation because they are similar to the shape of the graph of force versus time in the region where the chipping of the tool occurs.

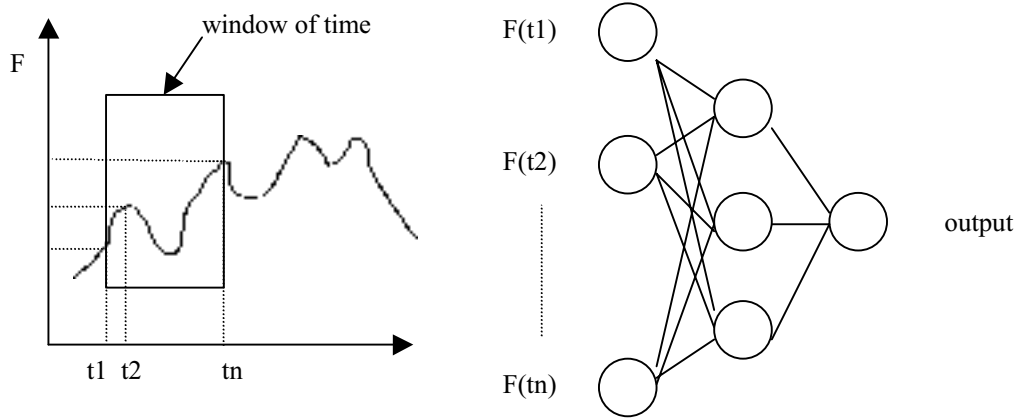


Figure 4. Structure of the Artificial Neural Networks used in the experiments.

In the first experiment ANN_A was trained verify the influence of the position of the triangular shapes in the input window on its performance. The ANN_A was trained with triangular shapes at different positions of the input window. In this case a signal with constant amplitude 0 was associated with a target 0 while data representing triangular shapes at 0, 0.4, 0.8 and 1.2 seconds were associated with a target 1. Triangular shapes at 0.1, 0.2, 0.3, 0.5, 0.7, 1.0 and 1.3 seconds were used to test this ANN.

The output of the ANN presented different values for the triangular shapes at different positions of the input window. It indicates that this type of ANN cannot identify a particular type of shape at any position of the input window. To have an ANN to identify a type of shape efficiently it will probably be necessary to build an ANN with an input window to evaluate only one shape at a time. Figure (5 a) shows the positions of the triangular shape used to test ANN_A and Fig. (5 b) the results from the tests with ANN_A.

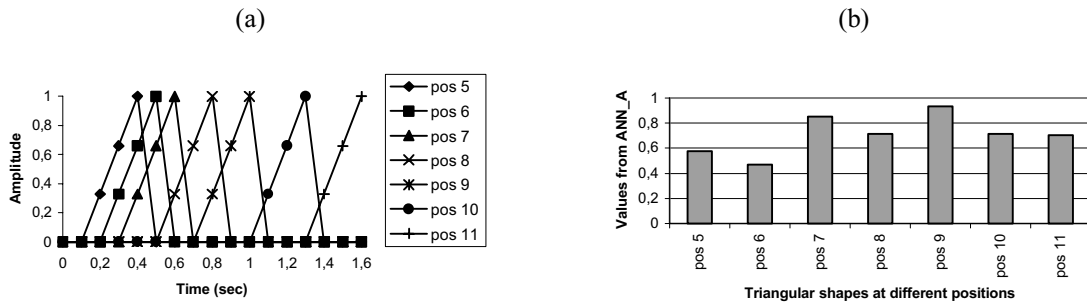


Figure 5. (a) Graph with the positions of the triangular shape used to test ANN_A and (b) the results from the tests with ANN_A.

In the second experiment, the ANN_B was built to be trained and tested with only one triangular shape at one time. The targets for ANN_B were 1 for this triangular shape with maximum amplitude equal to 1 and 0 for a straight line with amplitude 0. This ANN was trained with one particular triangular shape and tested for other triangular shapes with the following differences: length of period, amplitude and modifications of the shape.

The results from the experiment to verify the influence of the length of period of the triangular shapes in the performance of ANN_B are encouraging because, except for the pulse with the shortest period, the results from the ANN are very similar for the pulses with different periods and the same amplitude. It means that the performance of this ANN is not affected by small differences in the period and consequently by the form of the triangular shapes. The graph of the values used in the test section is presented in Fig. (6 a) and the results in Fig. (6 b).

In this test the ANN_B was "fed" with triangular shapes with the same length of period and different amplitudes, as shown in Fig. (7 a). The results of this test are presented in Fig. (7 b). The results indicate that ANN_B is sensitive to the amplitude of the pulse. This result could be important for an ANN trained for tool wear monitoring if it could gives an indication of how "hard" the machining operation is, and therefore the intensity of the stresses undertaken by the tool under any chipping process. It would be expected that large amplitudes are associated with chipping of large pieces of tool and small amplitudes associated with chipping of small pieces of the tool.

In this test the ANN_B was also tested for inputs with the following different shapes: triangular, quadrilateral and trapezoidal with the same amplitude and period. Figure (8 a) shows the data used to test the ANN and Fig. (8 b) the results produced. These results show that the ANN_B is not highly sensitive to the shape of the pulse. It can be considered an advantage of this type of ANN for tool wear monitoring purposes, because the values displayed in its output are not affected by small changes in the shape of the pulse presented in the input layer.

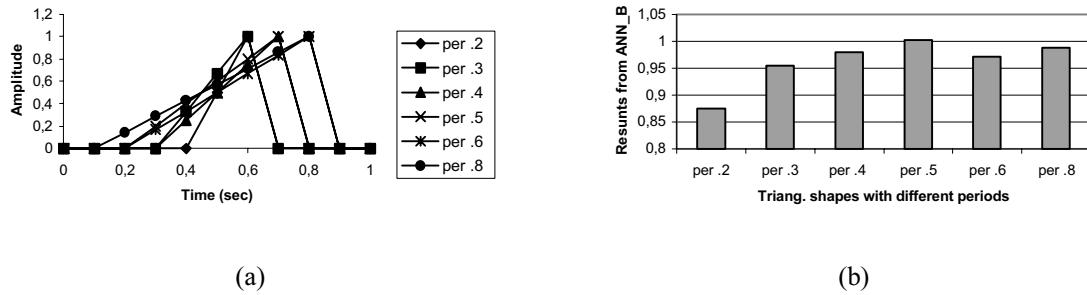


Figure 6. (a) Graph of the values used to verify the influence of the length of period of the triangular shapes in the performance of ANN_B and (b) the results from ANN_B.

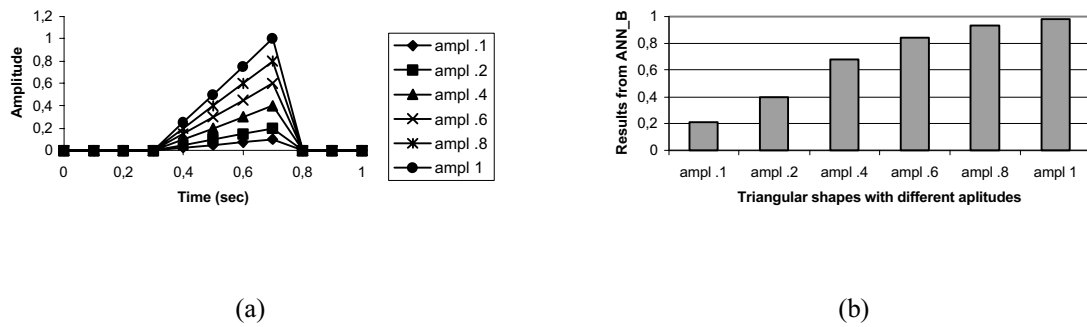


Figure 7. (a) Graph of the triangular shapes with the same length of period and different amplitudes and (b) the results from ANN_B.

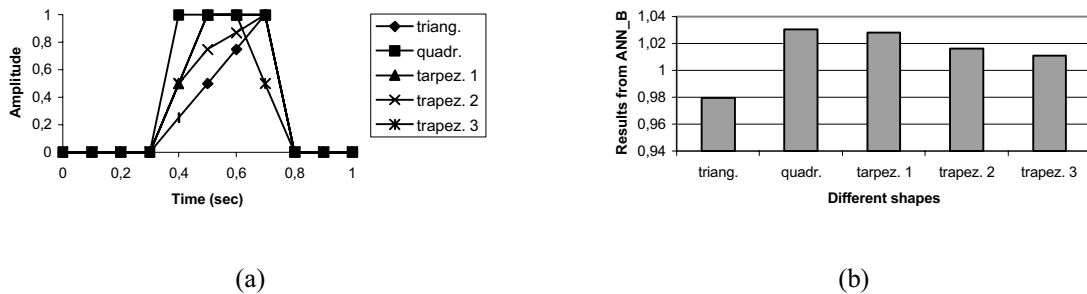


Figure 8. (a) Graph of different shapes used to test ANN_B and (b) graph of the results from ANN_B.

5.2 – Experiment with ANN to detect the chipping of the tool.

The results of the experiments above described suggested that this type of ANN could not identify a particular type of shape of the graph of measurement at any position of the window of time. This means that the ANN could not detect the chipping of the tool if part of the shape of the graph of force, that could represent this chipping, was not complete and if it was not in the same position in the input window than the one used in its training section. The ANN_C was, therefore, trained to display 1 when all of its input neurons were fed with the maximum difference of force and to display 0 when fed with the value of force used as reference. It was expected that this ANN could produce, in its output, numbers related with the tool chipping.

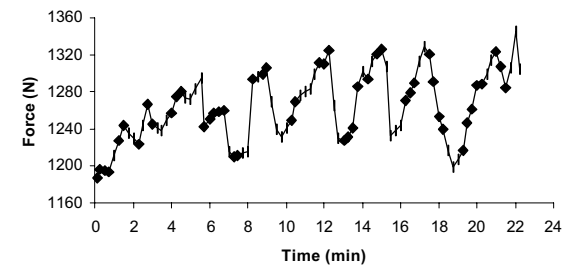
In the same manner as in the previous experiments, the ANNC was built to be “fed” with values inside of a input window at time. In this case each neuron was fed with the difference between the measured cutting force, at a particular time of the tool wear test and the value of force, used as reference, smaller than the minimum value of force measured during the cutting test. This was chosen to “feed” the ANNC because the changes of the values of force in this experiment are more important than their absolute values.

The structure of the ANNC was formed by 13 neurons in the input layer, 11 neurons in the hidden layer and 1 neuron in the output layer. The 13 neurons in the input layer form a window of three minutes, that was approximately the period of the changes due to chipping observed in the measurements of force during the U1 test. During this experiment, the interval of time between the values of force used to feed adjacent neurons was 0.25 minutes and there

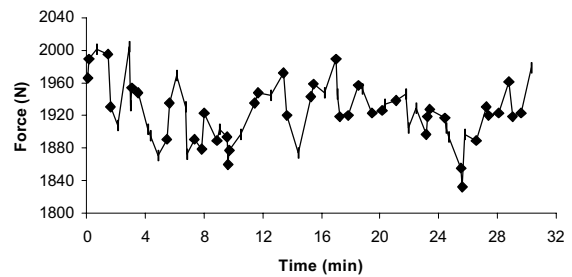
was a lag of 0.25 minutes between the windows of time. It means that the value of force used to feed the first neuron of the input layer of the ANN in the second window of time was the same that was used to feed the second neuron of the first window.

The data used for this experiment was not ideally sampled because for this type of ANN it is necessary to sample the data with the same interval of time. To make the data suitable for this experiment, it was necessary to make interpolations between the available values of force, which in some cases transforms a steep increase of the value of cutting force into a smooth linear increase.

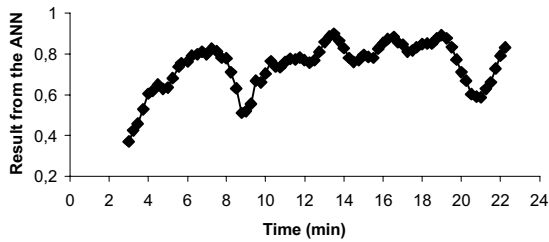
Figure 9 (a) shows the graph of the cutting force obtained during the tool wear test x time, (b) the results from the ANNC x time and (c) the size of two types of tool wear (wear of the cutting edge – VB and notch wear – VN) x time for the “U1” test.



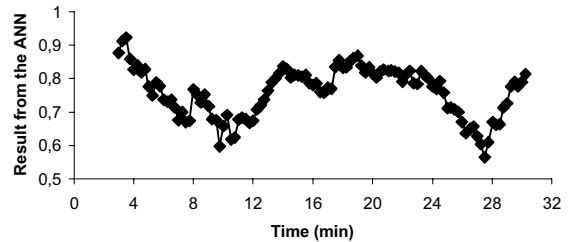
(a)



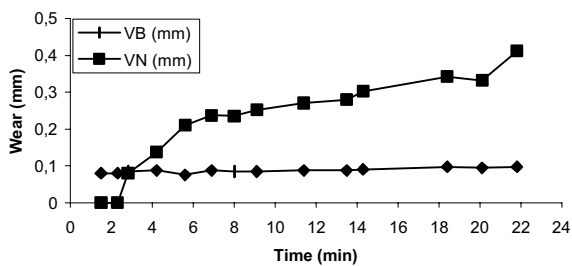
(d)



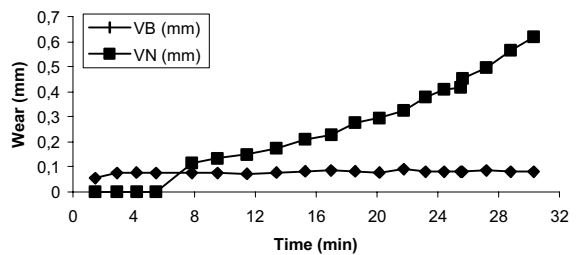
(b)



(e)



(c)



(f)

Figure 9. Graphs (a) cutting force x time; (b) results from ANNs x time and (c) tool wear x time from experiments with data from test “U1”, and graphs (d) cutting force x time; (e) results from ANNs x time and (f) tool wear x time with data from test “U2”.

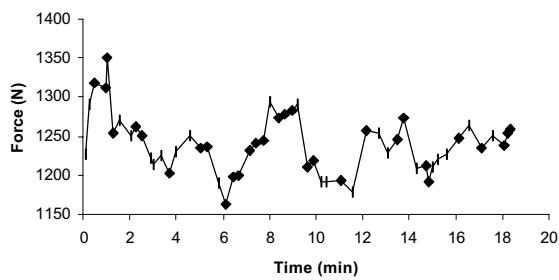
It can be observed in the graph of the results from ANNC that it worked as a filter, smoothing part of the changes in the measurements of cutting force. In most cases, the valleys observed in these graphs, occur almost at the same time that the increase of the value of VN wear occurs in the graphs of tool wear x time.

In some cases, for example between 20 and 22 minutes, the change of VN wear can not be observed exactly at the same time that the valley occurs in the graph of the values from ANNC. It is probably due to the long interval between the measurements of the VN wear during the tool wear test. In cases like this it is not possible to know the precise time that the chipping occurs.

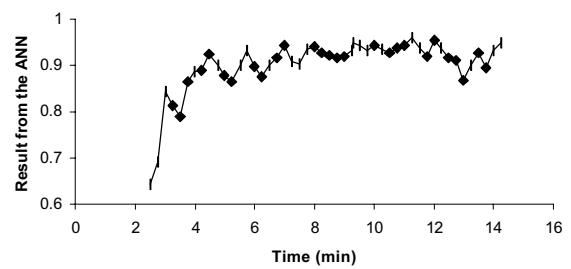
In other cases, for example between 8 and 10 minutes, the amplitude of the valley was very deep while the increase of VN was small. Perhaps it could possibly due to the removal of a large piece of material adhered in the tool but did not cause significant chipping of the tool.

This experiment was also undertaken with data from test U2, U3 and U4 and their results are presented in the figures 9 (d) to (f) and 10. The valleys of the graphs with the results from the ANNs not always occur at the same time that a sudden change in the value of VB occurs.

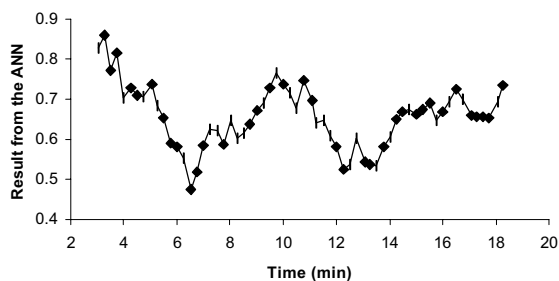
Although, on the basis of the above results, this type of feed forward ANN could be used to detect the mechanism that causes the chipping of the tool and the chipping itself, at least when large pieces are removed, the results from this experiment are not conclusive. More research is necessary to investigate the notch formation and ANNs suitable for classification should be used to detect the chipping of pieces of the tools.



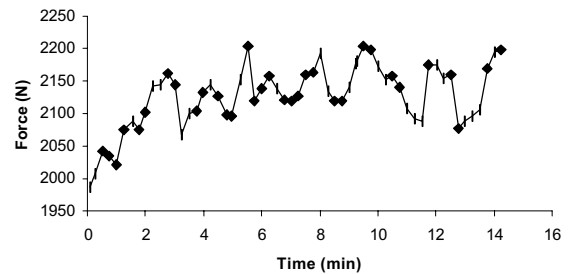
(a)



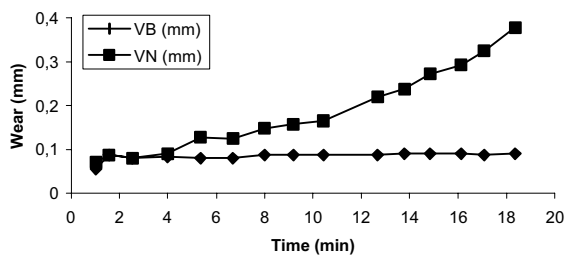
(a)



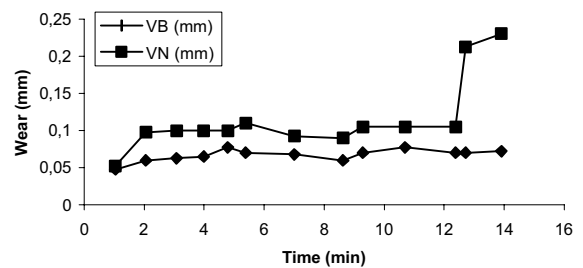
(b)



(b)



(c)



(c)

Figure 10. Graphs (a) cutting force x time; (b) results from ANNs x time and (c) tool wear x time from experiments with data from test “U3”, and graphs (d) cutting force x time; (e) results from ANNs x time and (f) tool wear x time with data from test “U4”.

6. Conclusions

- 1) The discontinuous character of the progress of the tool wear in the turning of SAE 1021 steel under the cutting conditions used in this research is reflected in the measurements of cutting force.
- 2) The results suggested that it is difficult to obtain the tool wear state from a ANN when “fed” with measurements of force and acceleration only when pieces of the tool with workpiece material adhered are taken away by the chip.
- 3) From the experiments described above, it can be said that this technique, in which a window of time is used as input for the ANN and each neuron represents the value of cutting force measured at a particular time, may be used to detect events like the chipping of a tool, by means of the decrease of the value presented in the output of the ANNs.
- 4) To obtain better results from the ANNs it should be fed with continuous measurements of cutting force, sampled at relatively low frequency and with constant intervals of time between the sampling processes. It is also desirable to make as many measurements of VN wear as possible during the tool wear tests, to make it possible to correlate the changes in the signal with the increase of the tool wear.
- 5) It is thought that ANNs appropriate for classifications may produce better results in detecting discontinuous mechanisms of wear.

7. Acknowledgement

The authors wish to express their gratitude to CNPq-Conselho Nacional de Desenvolvimento Científico e Tecnológico, an organ of the Brazilian Government, for the sponsorship of this work.

8. References

- Canabrava Filho, J.S. and Barrow G., 1999, “Tool Wear Monitoring Under Practical Conditions”, Proceedings of the 15 th Brazilian Congress of Mechanical Engineering, Águas de Liondóia, São Paulo, Brazil.
- Canabrava Filho J.S., 2000, “Tool Wear Monitoring For Practical Conditions”, Ph.D.Thesis University of Manchester Institute of Science and Technology, U.K.
- Canabrava Filho, J.S. and Barrow G., 2001, “Influence of the force components on the Performance of Artificial Neural Networks for Tool Wear Monitoring”, Proceedings of the 1st Brazilian Congress of Manufacturing Engineering, Curitiba, Brazil.
- Das, S.; Roy, R.; Chattopadhyay, A. B., 1996; “Evaluation of Wear of Turning Carbide Inserts Using Neural Networks”, Int. J. Mach. Tools Manufact., Vol.36; No.7; pp 789-797.
- Dimla, E. Dimla Jnr; Lister, Paul; Leighton, Nigel J. , 1997; “Application of a Back Propagation Neural Networks to Tool Condition Monitoring in Metal Turning Progress”; MTDR, UMIST, Manchester, UK.
- Dornfeld, D.A., 1990; “Neural Network Sensor Fusion for Tool Condition Monitoring”, Annals of the CIRP, Vol.38, No. 1, pp. 101-105.
- Elanayar, Sunil; Shin, Young C.; Kumara, Soundar, 1990, “Machining Condition Monitoring for Automation Using Neural Networks”, 1996, Monitoring & Control for Manuf. Processes: ASME PED Conf., ASME, Vol.44, pp. 85-100, USA.
- Lee, J. H.; Kim, D.E.; Lee, S. J., 1996, “Application of Neural Networks to Flank Wear Prediction”, Mechanical Systems and Signal Processing; Vol.10; pp. 265-276.
- Purushothaman, S.; Srinivasa, Y.G. , 1994, “A Backpropagation Algorithm Applied to Tool Wear Monitoring”, Int. J. Mach. Tools Manufact., Vol.34 , 5, pp. 625-631, Pergamon Press, U.K..
- Rangwala, S.; Dornfel, D. , 1990, “Sensor Integration Using Neural Networks for Intelligent Tool Condition Monitoring”, Trans. ASME, Jour. of Eng. for Industry, Vol.112, pp. 219-228, ASME, U.S.A.

9. Copyright Notice

The author is the only responsible for the printed material included in his paper.

USINAGEM DE SEDES DE VÁLVULAS DE MOTORES DE COMBUSTÃO INTERNA COM FERRAMENTAS DE PCBN: INFLUÊNCIA DA VELOCIDADE DE CORTE NOS MECANISMOS DE DESGASTE

Cláudio Araújo Rocha

car-rocha@brfee.com.br – FA Powertrain, Betim, MG, Brasil.

Wisley Falco Sales*

wisley@pucminas.br

Clovis Sperb de Barcellos*

clovis@pucminas.br

*Pontifícia Universidade Católica de Minas Gerais – PUC Minas - Belo Horizonte, MG, Brasil.

Resumo: Neste trabalho é proposta uma metodologia para avaliação da influência dos parâmetros de corte, principalmente da velocidade, na usinagem das sedes de válvulas de motores de combustão interna, utilizando ferramentas de PCBN. A qualidade da superfície produzida na região de assentamento das válvulas dos cabeçotes de motores de combustão é de fundamental importância no seu desempenho. A sede da válvula é de aço obtido pela metalurgia do pó com dureza Vickers Hv300. Foram utilizadas ferramentas de PCBN e velocidade de corte média de 169 m/min. Foram investigados os efeitos dos parâmetros de usinagem, como velocidade e profundidade de corte e avanço, nos mecanismos de desgaste das ferramentas. Quanto ao desgaste das ferramentas o aumento do avanço e a redução da velocidade de corte promoveu a elevação do desgaste. As formas de desgaste predominantes foram de flanco e de cratera enquanto o attrition predominou em baixas e a difusão em elevadas velocidades de corte. Nas condições de predominância do attrition a instabilidade dinâmica da máquina foi decisiva promovendo o fluxo descontínuo do cavaco.

Palavras-chave: Nitreto Cúbico de Boro Policristalino (PCBN), Vida da Ferramenta, Mecanismos de Desgaste, Motores de Combustão.

1. Introdução

Atualmente, o mercado automobilístico indica que nos próximos anos o diferencial entre as montadoras se dará nos custos de produção e de comercialização dos produtos, uma vez que no campo da tecnologia e qualidade dos veículos existe uma tendência da equiparação entre estas fábricas, além do mais é cada vez mais crescente a necessidade da melhoria da durabilidade e do desempenho dos motores automotivos.

Com o incremento da industrialização, os primeiros processos industriais foram alterados paulatinamente por outros processos onde a interferência do homem passa a ser pouca, surgindo então máquinas operatrizes mais complexas e com maiores recursos. As engenharias se aprimoraram significativamente nas últimas décadas, principalmente as tecnologias ligadas à fabricação. Nos últimos tempos, a usinagem se desenvolveu como resultado do aperfeiçoamento das máquinas-ferramentas, ferramentas de corte e materiais. Hoje, dentre todos os processos de fabricação, a usinagem é o mais difundido, mesmo sendo difícil de prever as situações e apresentando grandes dificuldades no seu modelamento devido à existência de uma vasta gama de variáveis envolvidas no fenômeno.

Nos novos processos de usinagem, todos os fatores envolvidos no processo e simultâneos como os custos e as conseqüências sobre o meio ambiente, à saúde do operador, a facilidade na conclusão das atividades e a produtividade, são relevantes quando na seleção do tipo de material da ferramenta de corte. Atualmente, existe uma grande variedade de tipos de ferramentas de corte disponíveis no mercado. Cada fabricante sugere, em função do processo de usinagem, aquela que melhor se adequa. Isso é feito de uma forma generalizada e fatores intrínsecos à cada situação de usinagem não são considerados.

Hoje, novas tecnologias foram incorporadas às linhas de produção, onde máquinas operatrizes fazem parte, direta ou indiretamente, de sistemas como o CAD/CAM (*Computer Aided Design / Computer Aided Manufacturing*), FMS (*Flexible Manufacturing Systems*), CBS (*Computer Business Systems*) e CIM (*Computer Integrated Manufacturing*). No meio deste processo existem as máquinas com comando numérico, NC (*Numerical Control*), CNC (*Computer Numerical Control*) e DNC (*Direct Numerical Control*). O automatismo é cada vez maior nas tarefas, principalmente com a inclusão de robôs para a execução dos trabalhos mais difíceis, precisos, repetitivos e perigosos.

Todas estas tecnologias têm em comum a automatização, visando minimizar falhas operacionais e aperfeiçoar as várias etapas do processo produtivo (Goover, 1984 e De Sousa, 1998). Para esses novos processos uma série de controles dimensionais foram introduzidos, inclusive muitos deles trabalhando com Controle Estatístico do Processo ou

quando não é feito um controle 100% nas características mais importantes do produto segundo a ótica do cliente ou do processo produtivo.

Sendo assim, o conhecimento da influência dos parâmetros de usinagem na performance dos motores automotivos de combustão interna passa a ter uma importância relevada, pois, existe uma série de teorias sobre o comportamento da região onde ocorre o assentamento da válvula no cabeçote motor, porém não se dispõe de literaturas que expliquem claramente o quanto os erros de forma e os parâmetros de acabamento superficiais alterados pela variação desses parâmetros da usinagem contribuem para o desempenho da potência do motor.

O requisito de ter um ângulo de vedação perfeito na sede da válvula no cabeçote motor fez com os fabricantes de ferramentas, máquinas de usinagem e montagem desenvolvessem processos que permitam a garantida a qualidade e de valores produtivos requeridos.

Na fabricação dos motores, a usinagem da sede de válvulas é de suma importância para determinar a potência e torque nos mesmos, pois o assentamento correto da válvula na sua sede garante a correta vedação o que é imprescindível no funcionamento dos motores.

No processo de usinagem por exemplo, um avanço maior pode promover uma redução na produtividade de ferramenta em virtude do aumento das áreas de contato e, conseqüentemente, um aumento da força de usinagem e dos níveis de vibração (Trent, 1991 e De Sousa, 1998). Com isso, a máquina operatriz se torna altamente sensível influenciando os parâmetros de topografia de superfície, piorando o acabamento da superfície usinada (Machado e Da Silva, 1999). Em contra partida quando é promovido um aumento da velocidade de corte ocorre um aumento da temperatura na interface cavaco-ferramenta, reduzindo a resistência ao cisalhamento do material da peça reduzindo assim as forças necessárias para prosseguir o cisalhamento. Dessa maneira, o acabamento superficial da superfície usinada poderá ser melhorado.

Em sistemas de múltiplas válvulas, os diâmetros os diâmetros são menores e os materiais a serem usinados são cada vez mais duros. Essas condições e o desejo por velocidades de corte mais altas exigem cada vez mais das ferramentas empregadas no processo de fabricação (Rocha, 2000).

As superfícies de assentamento das válvulas são produzidas pelo processo de mandrilhamento cilíndrico. Os movimentos de corte e de avanço da ferramenta sobre a peça, que está parada, juntamente com a geometria da ferramenta é o que determina o perfil desta sede. Para isso, certas condições devem ser ressaltadas como por exemplo: rigidez da máquina operatriz; o mandril da ferramenta de corte tem que ser perfeitamente balanceado e os parâmetros de corte devem ser bem definidos (velocidade e profundidade de corte e avanço).

O objetivo geral deste trabalho é mostrar, principalmente, a influência da velocidade de corte nos mecanismos de desgaste de ferramentas de PCBN e a influência direta na vida das ferramentas, no mandrilhamento de válvulas de admissão de motores de combustão interna.

2. Procedimentos Experimentais

2.1. Descrição das Sede de Válvulas (peça usinada)

As sedes de válvulas de admissão são fabricadas de um material obtido pela metalurgia do pó, especificação M657BA.12T, conforme norma de produção Fiat Automóveis Spa Itália. A Tabela 1 mostra a composição química percentual, a densidade e a dureza desse material. No Brasil, esta liga é fornecida pela empresa Lunko Brasil. Na análise micrográfica foi encontrada perlita com cobre uniformemente distribuída e cementita nos contornos dos grãos.

Tabela 2 : composição química percentual, densidade e dureza das sedes de válvulas de admissão

| %C | %Mo | %Ni | %Cu | %S | %Cr | %W | %Fe | % outros | Densidade g/cm ³ | Dureza H _v |
|---------------|---------------|---------------|---------------|---------------|-------|-------|----------|----------|--------------------------------|--------------------------|
| 0.80 a 1.2 | 0.30 a 0.6 | 0.30 a 0.7 | 8.0 a 12.0 | 0.20 a 0.5 | _____ | _____ | Restante | 2.0% ≥ | ≥ 7.0 | 220 a 320 |

As sedes são montadas no cabeçote por intermédio de uma máquina especial de montagem através de um processo de resfriamento a base de Nitrogênio líquido à temperatura de aproximadamente -196 °C. Nesse equipamento existe um controle da carga de implantação e um outro controle que monitora/garante a posição da sede de válvula. Estes dois controles informam ao microprocessador que analisa, por exemplo, se a carga de implantação é compatível para a posição em que está sendo montada a sede.

Os procedimentos de usinagem são realizados após a sede estar montada no cabeçote motor. A Figura (1) mostra o desenho de uma sede de válvula.

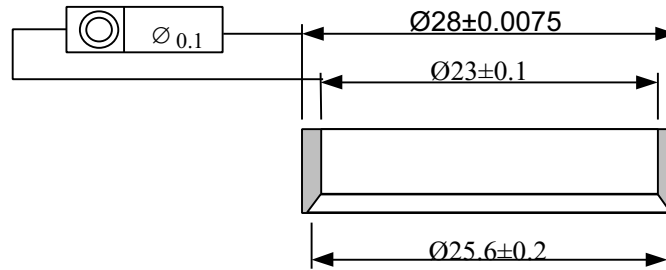


Fig. 1. Desenho da sede de válvula de Admissão.

2.2. Descrição da Máquina de Usinagem

O equipamento que foi utilizado nesse trabalho é uma *Transfer* de usinagem especial da linha de produção do cabeçote motor “1.3 16V FIRE” da FIAT AUTOMÓVEIS S/A, conforme Fig. (2). Essa máquina foi construída pela Comau Itália Spa no ano de 1999 e possui nove estações de trabalho, três unidades de controle *post process* e doze unidades de repouso.

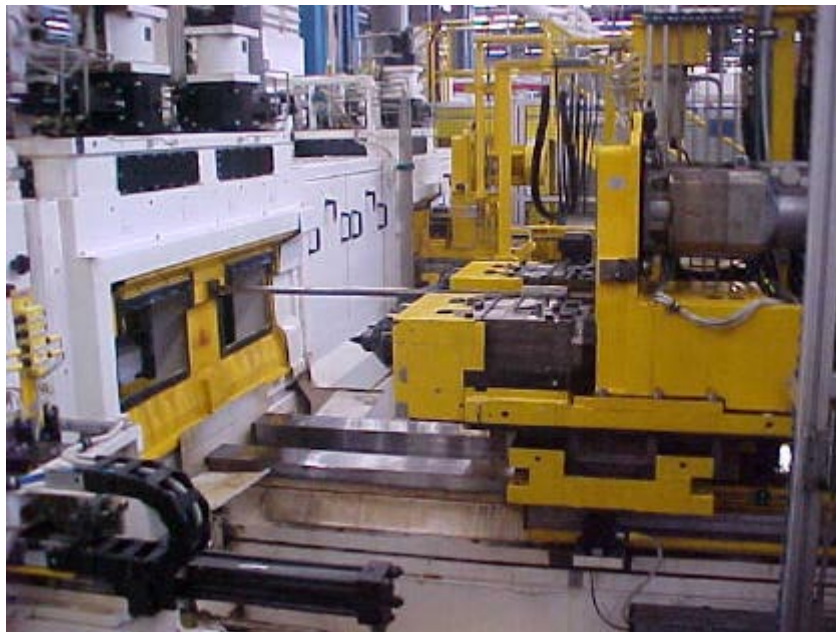


Fig. 2. *Transfer* de usinagem da linha de produção do cabeçote motor.

A operação de usinagem da sede de válvula consiste em promover os movimentos de corte e de avanço na ferramenta, enquanto a peça permanece fixa, ou seja, a ferramenta avança e gira “mergulhando” sobre a peça, o que caracteriza como mandrilhamento cilíndrico (Ferraresi, 1977). A superfície cônica é proporcionada pela geometria da ferramenta.

2.3. Descrição dos Testes de Usinagem

Os ensaios foram realizados em duas profundidade de corte (0,1 e 0,2 mm), três avanços (0,0495 , 0,055 e 0,0605 mm/rev) e três velocidades de corte (128,61; 160,77; 192,92 m/min). Foram usinadas 45 peças e separadas em 9 grupos de 5 peças, cada uma destas peças recebeu um número que facilitava a identificação do teste realizado. Cada grupo foi usinado segundo uma combinação entre avanço e velocidade de corte.

Para cada sub-grupo de peças que iria ser usinado, a ferramenta utilizada era nova e a cada peça fabricada era medida a evolução do desgaste de flanco, $VB_{Bmáx}$, até o fim da vida útil cujo critério estabelecido foi baseado nos parâmetros superficiais e de estanqueidade da sede da válvula, estabelecidos em projeto.

Os testes foram realizados com fluido de corte “EP”, fornecido pela Fuchs do Brasil S/A, altamente lubrificante, isento de óleo mineral denominado MH 2030. Em sua composição não é utilizado nitrito, biocidas fenólicos ou à base de cloro, cianeto ou metais pesados, butilglicol, aditivos EP à base de cloro, nem aditivos à base de chumbo, bário ou zinco. Este fluido possui concentração de 4 a 8%, é biodegradável, atóxico e não irritante. Outras características podem ser analisadas na Tabela 2.

Tabela 2. Características do Fluido de corte Plantocool, MH 2030.

| Testes | Método | Valores |
|---|-------------|--------------|
| Densidade a 20 °C [kgf/m ³] | ASTM D 1298 | 1005 |
| Ph da emulsão a 2% em água | MR 125 | 9,3 |
| Aspecto da emulsão a 2% em água | MR079 | LEITOSA |
| Teste Corrosão BOSCH, GG 25, a 2% | DIN 51360-2 | SEM CORROSÃO |
| Estabilidade da emulsão a 10 % (mín. 15h) | MR 015 | Estável |
| Estabilidade do produto a 40/4°C (mín. 15h) | MR017 | Estável |
| Fator de refração | MR044 | 1,1 |

O equipamento utilizado para medição do desgaste de flanco da ferramenta, $VB_{Bmáx}$, foi o *Optical Measurement Inspection System* fabricado pela *RAM Optical Instrumentation INC* cuja capacidade de ampliação é de 150 vezes.

Os parâmetros de topografia da superfície avaliados foram medidos por meio do Perfilômetro 58P 5.6 fabricado pela Perthen Mahr.

2.4. Metodologia para Verificar a Influência dos Parâmetros Corte no Desgaste da Ferramenta

Foi elaborado o sistema de acompanhamento da capacidade de utilização das ferramentas de corte. Primeiramente, a máquina teve que trabalhar a vazio por aproximadamente 30 minutos para que todos os componentes mecânicos, sistemas hidráulicos e demais dispositivos existentes atingissem as condições de trabalhos ideais. Em seguida, foram preparadas as ferramentas de corte novas, as quais foram posicionados nos mandris. Logo após ser usinada a primeira peça foi retirada a ferramenta e controlado o desgaste da mesma sempre mantendo o equipamento trabalhando em vazio para que não fossem perdidas as condições de trabalho da máquina já alcançadas. Ao retornar com a ferramenta na máquina, foi tomado o cuidado de posicioná-la sempre na mesma posição para evitar perda de tempo ou ajustes na máquina que pudesse interferir nos testes. Esse procedimento foi repetido para cada peça empregada no trabalho. Ao longo das investigações foram realizados diversos controles vibracionais com objetivo de avaliar o comportamento do equipamento quanto ao aspecto de rigidez.

Utilizou-se um equipamento de medição *Optical Measurement Inspection System* para o levantamento dos valores de desgastes das ferramentas.

Novamente com o objetivo de investigar o desgaste das ferramentas de corte, agora durante o processo de usinagem, foram realizados acompanhamentos de desgaste/produzividade de ferramentas em cada caso de teste. A análise comparativa dos valores de desgastes, medidas nesta etapa, representam intrinsecamente uma maior ou menor interferência dos parâmetros de corte.

Portanto, o objetivo final dessa etapa é o de verificar a existência de uma relação clara entre os parâmetros de corte e a produtividade da ferramenta.

2.4.1. Ferramentas Utilizadas

Foram utilizadas ferramentas de PCBN, fabricadas pela De Beers na forma de plaqueta de 1,5 mm de espessura brasadas sobre um substrato de metal duro. A ferramenta de PCBN apresenta as seguintes propriedades: dureza Knoop de 2750 kg/mm², tenacidade à fratura, $K_{1C} = 3,70 \text{ MPa}\cdot\text{m}^{1/2}$, módulo de elasticidade, $E = 587 \text{ Gpa}$ e densidade $\rho = 4.280 \text{ Kg}/\text{m}^3$. Fabricada pela De Beers da classe DBC500 com percentual de CBN aproximadamente 50% em volume. Os demais elementos são: 40% TiC, 6% WC e 4% AlB₂ / AlN.

O conjunto ferramenta-porta-ferramenta montado apresentou a seguinte geometria: ângulo de folga, $\alpha_0 = 10^\circ$; ângulo de cunha, $\beta_0 = 75^\circ$; ângulo de saída, $\gamma_0 = 5^\circ$ e ângulo de posição, $\chi_r = 15^\circ$.

3. Resultados e Discussões

3.1. Mecanismos de Desgaste

O PCBN é um material de elevada dureza à temperatura ambiente (2750 MPa, no método Knoop) e se mantém com alta dureza em elevadas temperaturas (1240 MPa à 1000°C). Trent (1991), mostra evidências obtidas experimentalmente que essa temperatura é frequentemente encontrada na usinagem de materiais endurecidos e/ou de elevado ponto de fusão (como a liga investigada), sob condições de corte utilizadas na prática.

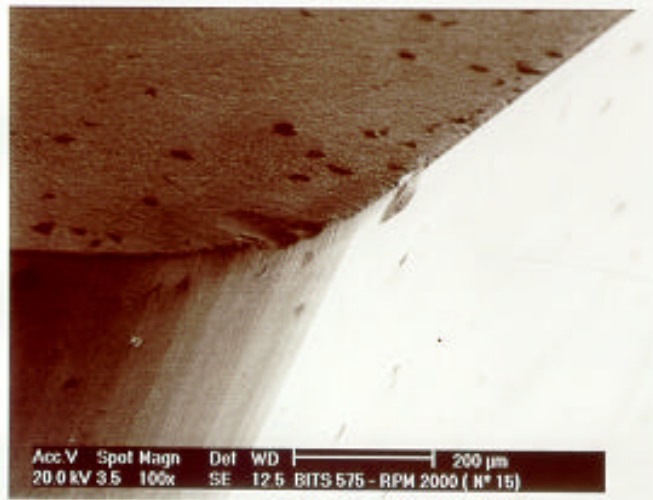
Embora neste trabalho não se tenha abordado as condições dinâmicas da máquina, foi monitorado a amplitude, a velocidade e a aceleração de vibração. Maiores acelerações indicam perdas de estabilidade do sistema. A condição de maior estabilidade dinâmica foi encontrada para a velocidade de corte, $v_c = 160,77 \text{ m}/\text{min}$ e em ordem decrescente para 192,92 e 128,61 m/min, respectivamente.

A vibração é um forte ativador dos mecanismos de desgastes das ferramentas de corte. Normalmente ela provoca fluxo irregular do cavaco e pode favorecer o mecanismo de desgaste por *attrition* (palavra em inglês que sintetiza o

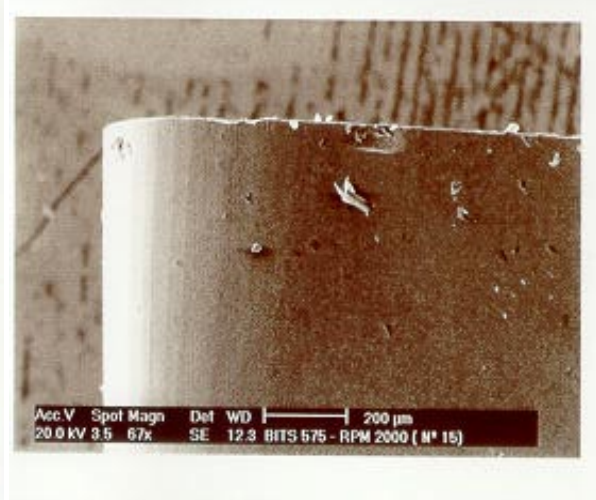
mecanismo de desgaste envolvendo adesão e arrancamento de material das superfícies de saída e de folga da ferramenta de corte, definido por Trent, (1991)).

Com os parâmetros de corte $f = 0,055$ mm/rev, $v_c = 160,77$ m/min, $a_p = 0,1$ mm obteve-se a melhor condição de desgaste em relação a produtividade. A Fig. (3) mostra a fotografia retirada no microscópio eletrônico de varredura da ferramenta usinada nestas condições.

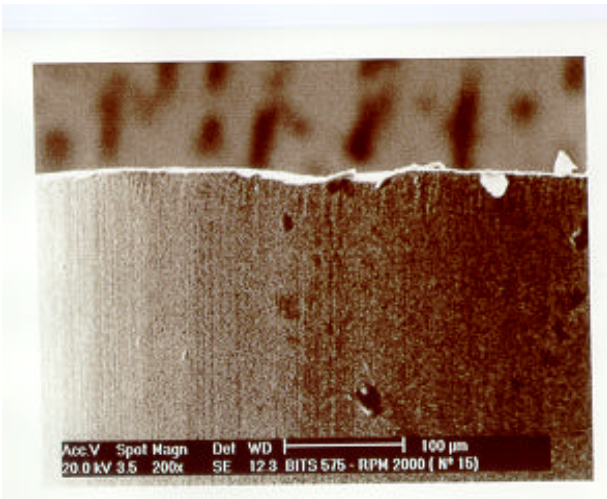
Observa-se na Fig. (3), as superfícies de saída e de folga com aspecto bem liso o que sugere que o mecanismo de desgaste atuante foi a difusão (Trent, 1991). Não foram verificadas fortes tendências de lascamento e de riscamento, que poderia ser promovido pela falta de tenacidade da ferramenta ou por abrasão respectivamente. A difusão envolve a passagem de materiais em níveis atômicos de material para outro. Comprovar que ela realmente tenha sido o mecanismo predominante de desgaste, necessitaria de melhor investigação e de análises de composição química do cavaco e das superfícies desgastadas. Isto para verificar a presença de material da peça na ferramenta e desta no cavaco, o que saiu do escopo deste trabalho, que foi inteiramente realizado no ambiente industrial.



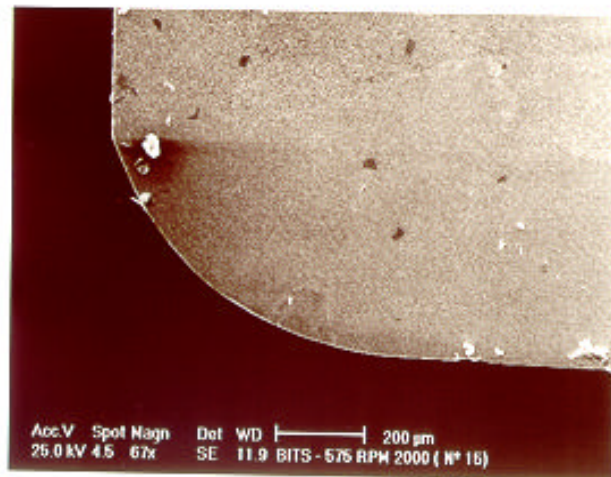
a) cunha cortante



b) superfície de folga



c) detalhe da superfície de folga



d) superfície de saída

Fig. 3. Vistas da ferramenta desgastada com a melhor condição de desgaste com os parâmetros de corte: $f = 0,055$ mm/rev; $v_c = 160,77$ m/min; $a_p = 0,1$ mm.

A Fig. (4) mostra os resultados da evolução do desgaste de flanco da ferramenta, $VB_{Bmáx}$ e da rugosidade aritmética média, R_a , na condição mais desfavorável dos parâmetros de corte: $a_p = 0,2$ mm, $v_c = 128,61$ m/min e $f = 0,061$ mm/rev.

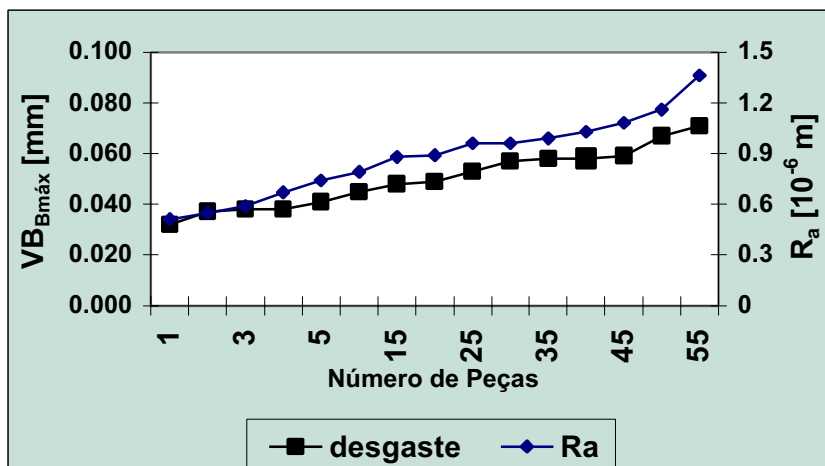
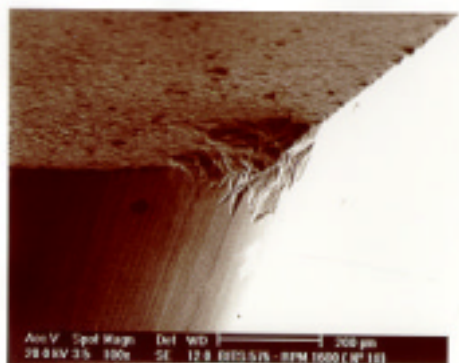
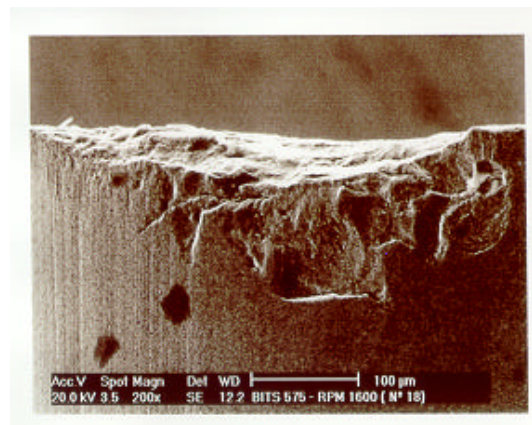


Fig. 4. Condição mais desfavorável de usinagem com os parâmetros de corte: $f = 0,061$ mm/rev, $v_c = 128,61$ m/min, $a_p = 0,2$ mm.

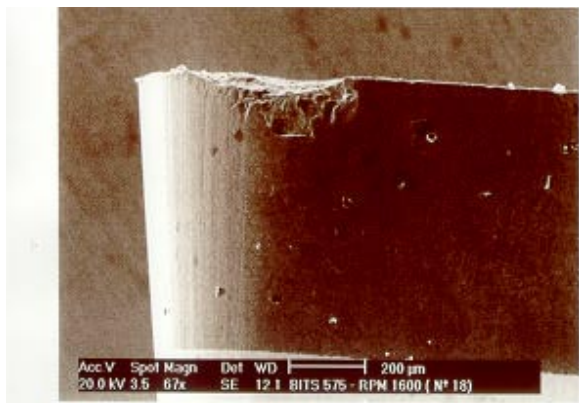
Com os parâmetros de corte $a_p=0,2$ mm, $v_c = 128,61$ m/min e $f = 0,061$ mm/rev, a ferramenta apresentou tanto desgaste de flanco quanto de cratera como se pode observar na Fig. 5. Analisando as superfícies desgastadas, observa-se o aspecto bastante rugoso o que sugere que a craterização tenha sido ativada pelo fluxo descontínuo do cavaco, caracterizada por baixas v_c e que ativou o mecanismo de desgaste por *attrition*. Nesta figura, observa-se também o grande desgaste de flanco acelerado por este mecanismo. Os elevados valores dos parâmetros superficiais indicam que os fenômenos que ocorrem na interface cavaco-ferramenta não acontecem de forma contínua e homogênea. Isto ocorreu, possivelmente devido às elevadas acelerações de vibração, que ocorreram nessa velocidade de corte. Devido à baixa tenacidade e elevada dureza da ferramenta, é provável que associado ao *attrition* tenha ocorrido microlascamentos, como se observa na Fig. 5.



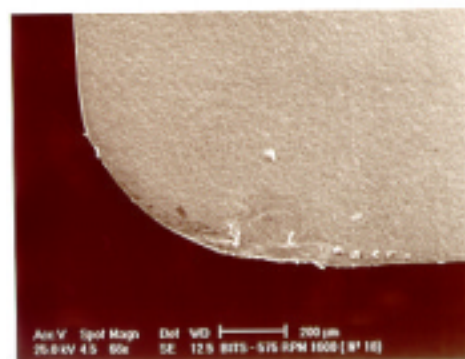
a) cunha cortante



b) detalhe da cunha cortante



c) superfície de folga



d) superfície de saída

Fig. 5. Vistas da ferramenta desgastada na condição mais desfavorável de desempenho: $f = 0,061$ mm/rev, $v_c = 128,61$ m/min, $a_p = 0,2$ mm.

Para a confirmação deste fenômeno seriam necessários a realização de ensaios de interrupção brusca do corte (“quick-stop”) e que nesse trabalho não foi realizado, já que toda a parte experimental foi efetuada no chão-de-fábrica, na linha de produção e no mandrilhamento seria muito difícil de reproduzir a situação investigada.

As áreas de contato cavaco-ferramenta calculadas, para as duas condições analisadas (melhor e pior desempenho) são:

- Melhor desempenho = $A_{s1} = f \cdot a_p = 0,055 \cdot 0,1 = 0,0055 \text{ mm}^2$ à $v_c=160,77\text{m/min}$.
- Pior desempenho = $A_{s2} = f \cdot a_p = 0,061 \cdot 0,2 = 0,0122 \text{ mm}^2$ à $v_c=128,61\text{m/min}$.
- A relação A_{s1} / A_{s2} vale 0,45.

Nas duas situações, observa-se que as áreas de contato são muito pequenas. No caso mais favorável, embora a área seja menor e todos os fenômenos relacionados à zona de fluxo e geração de calor ocorram neste pequeno espaço, a v_c é maior. Segundo Trent (1991) a velocidade de corte é o parâmetro mais influente na temperatura da interface cavaco-ferramenta. Aliado a isto, tem-se que o sistema é altamente não-linear, ou seja, o aumento de v_c em 25% (de 128,61 para 160,77m/min) promoveu uma grande alteração no comportamento do sistema tribológico alterando completamente o seu desempenho (Hutchings,1992).

As Figuras (3) e (5) mostram as superfícies de folga e de saída das ferramentas de melhor e pior desempenho, respectivamente. A que apresentou melhor resultado usinou à $v_c=160,77 \text{ m/min}$ mostrou aspecto “liso” sem evidências de deformações plásticas da aresta cortante o que sugere que apenas o mecanismo da difusão tenha atuado. Não está evidente a presença de microlascamentos na cunha cortante. Já para a pior condição, a $v_c=128,61 \text{ m/min}$, a aresta de corte apresenta fortes evidências de material arrancado pelo mecanismo de *attrition*. Este mecanismo é ativado em condições de fluxo descontínuo do cavaco, o que ocorre em baixos v_c . O *attrition* promove o arrancamento contínuo de material (até de grãos) na superfície de saída e de folga, promovendo as formas de desgaste de flanco e de cratera. As superfícies desgastadas se caracterizam pelo aspecto áspero. Esse mecanismo é bastante agressivo e a retirada contínua de material provoca grandes taxas de desgastes, reduzindo o desempenho do sistema tribológico de usinagem.

A Figura (6) mostra as fotografias retiradas da condição de desempenho intermediário. Os parâmetros de usinagem foram: $f=0,061 \text{ mm/rev}$, $v_c = 192,92 \text{ m/min}$, $a_p = 0,2 \text{ mm}$. Observa-se nesta figura os acentuados desgastes de flanco e de cratera que ocorreram na ferramenta. Existem ainda indícios que tenha ocorrido o mecanismo de microlascamento da aresta de corte, evidenciado na parte (a) desta figura. Observando a superfície de saída (partes “a” e “d” desta figura), nota-se a uma determinada distância da aresta de corte, de extensão maior que a profundidade de corte (igual a $200 \mu\text{m}$), a evidência de lascamento, ou seja, houve o desprendimento de material paralelo à superfície, o que pode ser caracterizado por uma avaria (Dearnley e Trent, 1982).

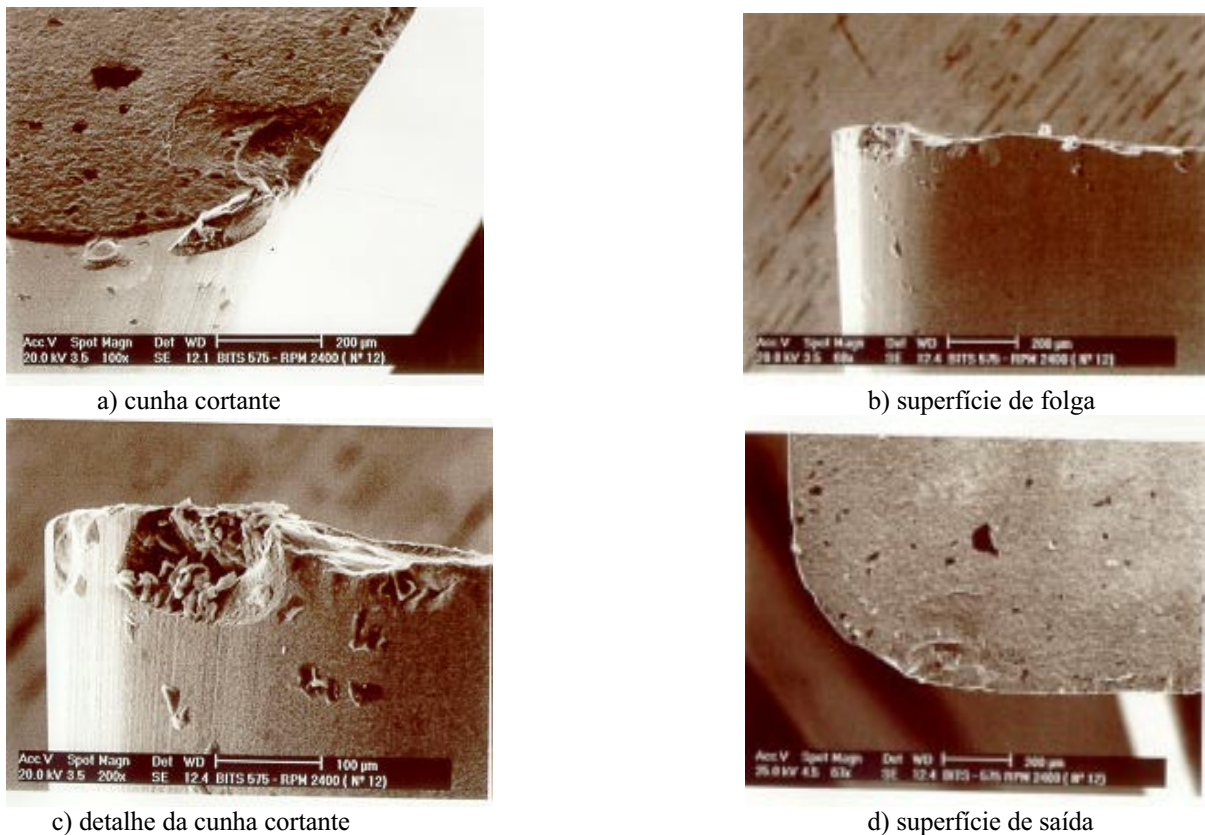


Fig. 6. Vistas da ferramenta desgastada na condição intermediária de desempenho: $f=0,061 \text{ mm/rev}$, $v_c = 192,92 \text{ m/min}$, $a_p = 0,2 \text{ mm}$.

Elbestawi et al (1997) observou este tipo de comportamento nas ferramentas de PCBN usinando aços endurecidos para a fabricação de matrizes, no fresamento em velocidades de corte entre 220 e 1320 m/min. Eles encontraram em algumas ferramentas evidências de difusão e noutras a presença de lascamentos, principalmente nas ferramentas com 65% de CBN e 35% de reforço metálico que são recomendadas para acabamento. Segundo eles a difusão predominou na faixa inferior de v_c testada, enquanto os lascamentos nas v_c maiores. Em uma de suas conclusões eles afirmam que a razão principal da falha da ferramenta com baixa fração volumétrica de CBN é o lascamento da aresta principal de corte.

Conforme avaliação das fotografias da ferramentas desgastadas, mostradas nas Fig. (3), (5) e (6), sugere-se nas três condições de v_c avaliadas os mecanismos de desgaste mais influentes foram:

- $v_c=128,61\text{m/min}$ – maior aceleração de vibração - *attrition* e microlascamentos – pior desempenho da ferramenta.
- $v_c= 160,77\text{m/min}$ – menor aceleração de vibração - “leve difusão” associada a microlascamentos – melhor desempenho da ferramenta.
- $v_c= 192,92\text{m/min}$ – microlascamentos.

Observa-se na Fig. (7) à profundidade e velocidade de corte constantes, o aumento do avanço acelera o desgaste da ferramenta.

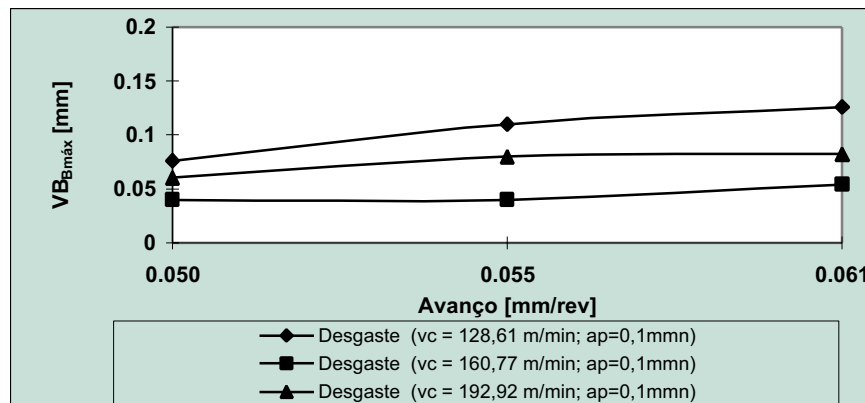


Fig. 7. Comparativo do desgaste da ferramenta com avanço fixando a profundidade de corte $a_p=0,1$ mm

Para a velocidade de corte $v_c=128,61\text{m/min}$ foram encontrados os maiores valores de desgaste da ferramenta.

Avaliando os dados obtidos na investigação do desgaste, apresentados na Fig. (8), para um mesmo valor de profundidade de corte, observa-se que para a mesma velocidade de corte quanto maior o avanço maior foi o desgaste da ferramenta. O aumento do avanço aumenta a área de contato cavaco-ferramenta, a taxa de remoção de material e consequentemente a temperatura da interface (Shaw, 1984 e Trent, 1991). Portanto o aumento do avanço reduz a vida útil da ferramenta.

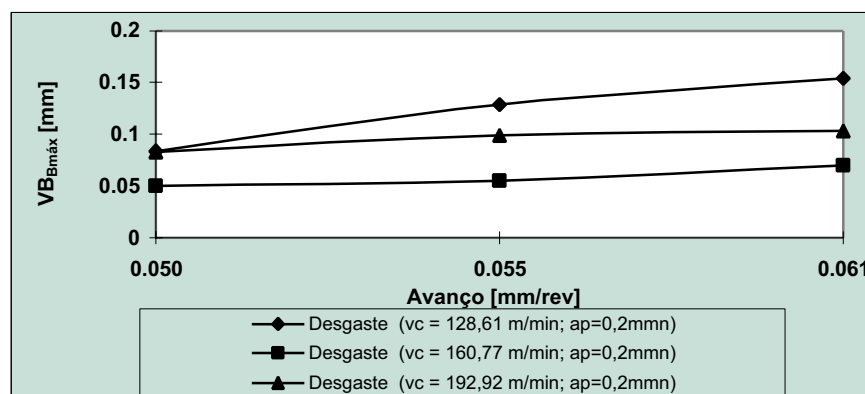


Fig. 8. Comparativo do desgaste da ferramenta com avanço fixando a profundidade de corte $a_p=0,2$ mm

À profundidade de corte $a_p=0,2$ mm, as análises são similares às apresentadas para $a_p=0,1$ mm.

Em ambos os testes mantendo-se o mesmo avanço, quanto menor a velocidade de corte maior foi o desgaste da ferramenta, porém, quando se observa para mesma v_c quanto maior a profundidade maior foi o desgaste.

3.2. Produtividade das Ferramentas

Para mesma velocidade de corte, o aumento do avanço reduz a produtividade da ferramenta como se pode ver na Fig. 9.

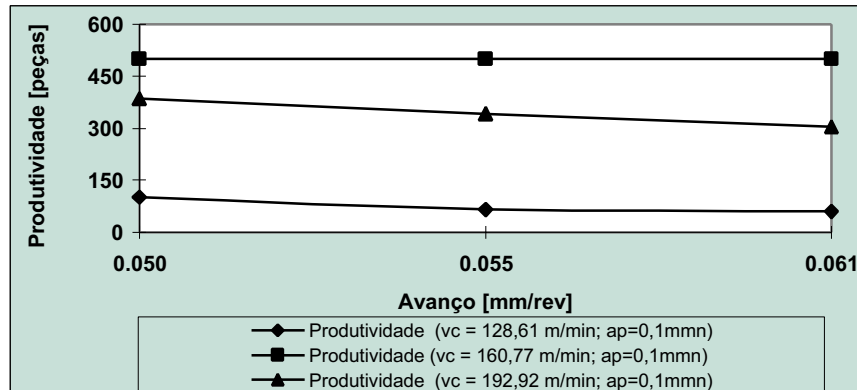


Fig. 9. Comparativo da produtividade da ferramenta com avanço fixando a profundidade de corte $a_p=0,1$ mm

A mesma análise é válida quando se observam os testes com a profundidade de corte $a_p=0,2$ mm. Para a mesma velocidade de corte, quanto maior o avanço menor a produtividade da ferramenta (Fig. 10).

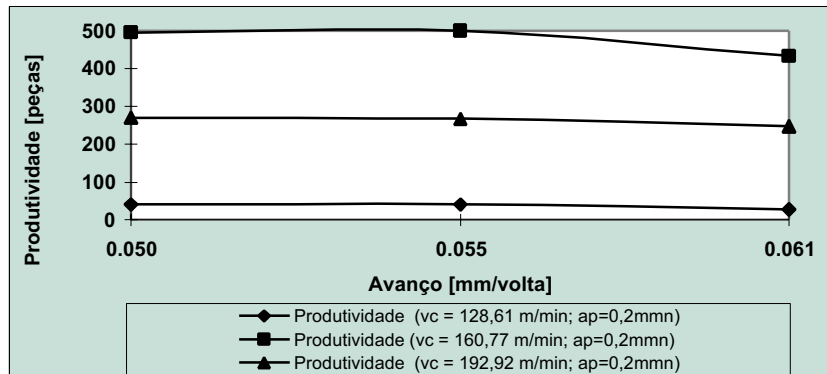


Fig. 10. Comparativo da produtividade da ferramenta com avanço fixando a profundidade de corte $a_p=0,2$ mm

A análise da produtividade é diretamente relacionada ao comportamento tribológico do sistema de usinagem, ou seja, menores taxas de desgaste conduzem a maiores produtividades e vice-versa.

A ferramenta utilizada foi o PCBN, com 50% de reforço metálico e se mostrou bastante sensível à variação dos parâmetros de corte, principalmente da velocidade e do avanço. Como no caso da v_c , pequenas alterações incrementais de 15%, para mais e para menos em torno da média (160,77 m/min), promoveu grande variação no desempenho do sistema tribológico. A pior condição produziu aproximadamente 30 peças enquanto a melhor, 500. Isto sugere que houve uma transição entre os mecanismos de desgaste como o *attrition*, que predomina em condições de baixas v_c onde o fluxo de cavaco é intermitente e os lascamentos. Na maior velocidade de corte ensaiada (192,92 m/min) não ficou evidenciada, na análise por meio da microscopia eletrônica de varredura, a difusão, que é exponencialmente dependente da temperatura (Boothroyd, 1981 e Trent, 1991) e que por sua vez é fortemente influenciada pela velocidade de corte.

4. Conclusões

- A produtividade das ferramentas diminui com o aumento do avanço;
- Para a mesma faixa de avanço o desgaste das ferramentas será maior quanto menor a velocidade de corte;
- A condição mais desfavorável em relação a produtividade da ferramenta é: $a_p=0,2$ mm, $v_c = 128,61$ m/min e $f = 0,060$ mm/rev e o mecanismo de desgaste predominante foi o *attrition*;
- A condição mais favorável em relação a produtividade da ferramenta é: $f=0,055$ mm/rev; $v_c = 160,77$ m/min; $a_p = 0,1$ mm e o mecanismo de desgaste predominante foi a difusão associada a microlascamentos;
- O aumento do avanço aumenta o desgaste, ativando os mecanismos presentes na interação com a velocidade de corte;
- O aumento da profundidade de corte aumenta o desgaste, ativando os mecanismos presentes na interação com a velocidade de corte;

- A mudança dos parâmetros de corte influencia diretamente no comportamento do sistema tribológico e a velocidade de corte é o parâmetro mais influente.

5. Referências

- BOOTHROYD, G., 1981, Fundamentals of Metals Machining and Machine Tools, International Student Edition, McGraw Hill, 5th printing, 350 pgs.
- DEARNLEY, P.A. and TRENT, E.M., 1982, Wear Mechanisms of Coated Carbide Tools, Metals Technology, vol. 9, pp. 60-75.
- DE SOUSA, M.M., 1998, Utilizando a Vibração Mecânica para Monitorar o Desgaste das Ferramentas de Corte e o Acabamento Superficial no Processo de Fresamento, Tese de Doutorado, Universidade Federal de Uberlândia, UFU, Uberlândia, Minas Gerais, Brasil.
- ELBESTAWI, M.A., CHEN L., BECZE, C.E. and EL WARDARY, 1997, High – speed Milling of Dies and Molds in Their Hardened State, Annals of the CIRP, vol. 16, 46/1.
- FERRARESI, D. 1977, Fundamentos da Usinagem dos Metais, Editora Edgard Blücher Ltda, Vol 1, São Paulo, Brasil, 751 pgs.
- GROOVER, M.P., 1996, Fundamentals of Modern Manufacturing: Materials, Processes, and Systems, Prentice-Hall, ISBN 0-13-312182-8.
- HUTCHINGS, I.M., 1992, Tribology: Friction and Wear of Engineering Materials, Boca Raton, USA, CRC Press, 273 pp.
- MACHADO, A.R. e DA SILVA, M.B., 1999, Usinagem dos Metais, Editora UFU, Universidade Federal de Uberlândia, Uberlândia - MG, Brasil.
- ROCHA, C. A., 2000, Efeito dos Parâmetros de Corte na Usinagem das Sedes de Válvulas de Motores de Combustão Interna Utilizando Ferramentas de PCBN, Dissertação de Mestrado, PUC Minas, Belo Horizonte, MG, Brasil.
- SHAW, M.C., 1984, Metal Cutting Principles, Oxford University Press, ISBN 0-19-859002-4.
- TRENT, E.M., 1991, Metal Cutting, 3rd Edition, Butterworths-Heinemann Ltd, 273 pg., ISBN 0-7506-1068-9.

6. Agradecimentos

À FA Powertrain, pela disponibilização e todo o suporte técnico-científico e liberação dos equipamentos e instrumentos necessários à realização deste trabalho e ao CNPq pelo apoio ao Projeto 523564/96-1.

MACHINING OF INTERNAL COMBUSTION MOTOR SEAT VALVES WITH PCBN TOOLS: INFLUENCE OF THE CUTTING SPEED ON THE WEAR MECHANISMS

Cláudio Araújo Rocha

car-rocha@brfee.com.br – FA Powertrain - Betim, MG, Brasil.

Wisley Falco Sales*

wisley@pucminas.br

Clovis Sperb de Barcellos*

clovis@pucminas.br

*Pontifícia Universidade Católica de Minas Gerais – PUC Minas - Belo Horizonte, MG, Brasil.

Abstract: In this work a methodology is proposed for the evaluation of the influence of the cutting parameters, mainly of the cutting speed, in the machining of the internal combustion motor seat valves, using PCBN tools. The seat valve is made of steel obtained by powder metallurgy with Vickers hardness H_v300 . The effects of the cutting parameters were investigated, e.g. cutting speed and depth of cut, and feed rate on the wear mechanism evolution in the tools. Regarding the wear of the tools, the increase and the reduction of the cutting speed resulted the increase of the wear. The predominant wear forms were flank and crater while the mechanisms were attrition which prevailed in the low cutting speeds and the diffusion in high cutting speeds. In the conditions of predominance of the attrition, the dynamic instability of the machine was decisive for the favor the discontinuous chip flow.

Key words: Combustion Motors, Polycrystalline Cubic Boron Nitride, Wear Mechanisms, Tool Life.

FLUIDEZ DA LIGA Al-Si COM ADIÇÕES DE COBRE

Cristiano Schwartz

Universidade Federal de Santa Maria – Campus Universitário Camobi, CT, 97105-900, Santa Maria, RS.
Schwartz@sm.conex.com.br

Aleir Antonio Fontana De Paris

Universidade Federal de Santa Maria – Campus Universitário Camobi, CT, 97105-900, Santa Maria, RS.
aparis@ct.ufsm.br

Resumo. Uma liga quase eutética, Al - 11% Si, foi elaborada com adições de cobre de 2%, 4% e 6%, e duas temperaturas de vazamento para verificar sua influência na fluidez e capacidade de enchimento do molde. Para tanto foi empregado um modelo tipo serpentina e construído um molde em areia sílica à verde para permitir determinar a distância percorrida pelo metal líquido antes da solidificação. Os resultados mostram que existe um decréscimo na fluidez com adição de 2% Cu, aumentando com o acréscimo da porcentagem de cobre na liga. Análises micrográficas e macrográficas foram efetuadas para estudar a influência da cristalização na fluidez e comparadas com o modelo proposto por Flemings e Loper.

Palavras chave: fluidez, liga Al-Si, molde de areia, adição de cobre.

1. Introdução

Conhecer a fluidez de uma determinada liga é um fator importante e crítico para a otimização do cálculo de enchimento do molde e na análise da transferência do metal durante a alimentação e solidificação de uma dada liga.

A fluidez de uma liga fundida é definida como a capacidade do metal líquido preencher completamente a cavidade do molde. Ela é importante em produzir peças de paredes finas e de formas complicadas, Kim e Loper (1995).

No momento que o metal é vazado no molde inicia-se o processo de resfriamento e solidificação. Na entrada do molde o metal sofre um resfriamento brusco que e continua à medida que avança para o interior da cavidade. Este choque inicial influencia o modo de solidificação do metal e, portanto a fluidez, Flemings(1974).

O comprimento total que o metal flui no interior da cavidade antes de parar é considerado como fluidez.

A fluidez depende de dois fatores maiores: as propriedades intrínsecas do metal fundido e as condições da fundição, Metals Handbook (1996).

Entre os vários fatores que afetam a fluidez destacam-se a viscosidade do metal líquido, a tensão superficial, formação de óxidos superficiais, inclusões não metálicas, superaquecimento e mecanismos de resfriamento. Outros fatores são inerentes ao tipo e propriedade do molde, Loper Jr. (1992).

A capacidade do metal preencher o molde, referida aqui como fluidez, pode ser às vezes detrimental, pois contribui para provocar defeitos como “lavagem” do molde, penetração na areia e rugosidade superficial, Mollard et all (1987).

Desta forma, justifica-se a importância do estudo da fluidez de ligas metálicas no desenvolvimento tecnológico de peças fundidas de qualidade.

2. Materiais e métodos

A fluidez de ligas fundidas pode ser medida de várias maneiras. Os métodos mais utilizados são molde sob a forma de espiral ou serpentina e tubo de vácuo. Neste estudo foi empregado o método da serpentina. Para poder comparar resultados, a forma e dimensão da serpentina foram escolhidas segundo o modelo proposto por Kim e Loper (1995). O modelo foi fabricado em madeira – cedro – com as dimensões apresentadas na Fig. (1).

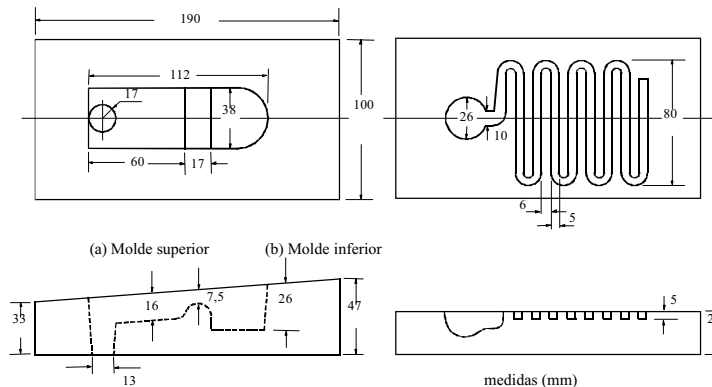


Figura 1. Dimensões e forma do molde empregado para determinar a fluidez.

Os moldes foram fabricados em areia sílica padrão AFS 70, ligada com bentonita sódica 10% e adição de 2% de H₂O. A mistura dos componentes foi a seco em um misturador de rolos durante 5 min, e a adição de água efetuada posteriormente.

Para a fusão das ligas foi empregado um forno do tipo cadinho (SiC), basculante, de resistência elétrica. Como a temperatura de vazamento para ligas de alumínio usualmente varia de 675°C a 790°C, embora peças de paredes finas possam ser vazadas em temperaturas até 845°C, ASM – Castings (1996), as temperaturas empregadas foram respectivamente 700°C e 800°C. Estes graus de superaquecimentos foram escolhidos para verificar sua influência na fluidez da liga.

A liga Al-Si quase eutética foi obtida de segunda fusão, de lingote com composição química segundo a Tab. (1). Após fusão, foi adicionado Cu com pureza 99,9% com as porcentagens 2%, 4% e 6%, homogeneizado e vazado na temperatura pré-determinada. A perda térmica máxima estimada foi < 8°C.

Tabela 1 – Composição química da liga de base Al-Si.

| Al | Si | Mn | Cr | Ni | Cu | P | Zn | Ti | Sn | Mg | Fe |
|-------|--------|---------|---------|---------|---------|-------|-------|---------|---------|---------|-------|
| 88,82 | 11,030 | < 0,010 | < 0,005 | < 0,010 | < 0,010 | 0,002 | 0,009 | < 0,005 | < 0,010 | < 0,010 | 0,120 |

Não foi adicionado inoculante para refino de grãos, nem a liga sofreu um processo de degaseificação.

Após fusão, vazamento e solidificação, a serpentina foi medida para verificar o comprimento alcançado pela liga, indicando a fluidez.

As extremidades foram cortadas, polidas e atacadas, para verificar o tipo de solidificação ocorrida, macro e microestrutura

3. Resultados e discussão

A liga Al-Si é uma das mais utilizadas em aplicações de engenharia devida as sua excelente relação resistência/peso, facilidade de fundir e vazar, e resistência à corrosão. Assim, o estudo do comportamento desta liga é importante para a obtenção de peças sem defeitos. A fluidez da liga Al-Si foi bastante estudada nas fases hipo e hipereutética. Alguns trabalhos com a liga eutética são encontrados na literatura especializada, tal como Venkateswaran et al (1986), que estudaram a fluidez empregando técnica de vácuo, e adições de elementos menores em uma liga de Al-11,4%Si. Já Pan e Hu (1997, 1998) estudaram ligas de Al-Si com elementos menores, utilizando para o molde o processo CO₂. Como liga base empregou-se alumínio/silício quase eutético devido à lacuna existente no estudo de suas propriedades. As adições de cobre procuram mostrar sua influência na fluidez da liga base binária, obtendo-se desta forma uma liga ternária de composição aproximada daquela classificada pela Aluminum Association (AA) como 383.0 (2,5% Cu-10,5% Si) ou 384.0 (3,8% Cu-11,2 %Si), ASM-Metals Reference Book (1983). A liga binária já foi bastante estudada mostrando, com pequenas variações, que a composição hipereutética tem maior fluidez que hipoeutética e eutética, Niyama et al (1997). Outros autores, Mehta e Shivkumar (1995), estudaram a fluidez do alumínio com adições de Si desde valores hipoeutéticos até hipereutéticos, em molde de cera perdida, obtendo valores similares.

A Figura (2) mostra a fluidez obtida com adições de 2%, 4% e 6% de cobre para uma temperatura de fusão e vazamento de 700°C.

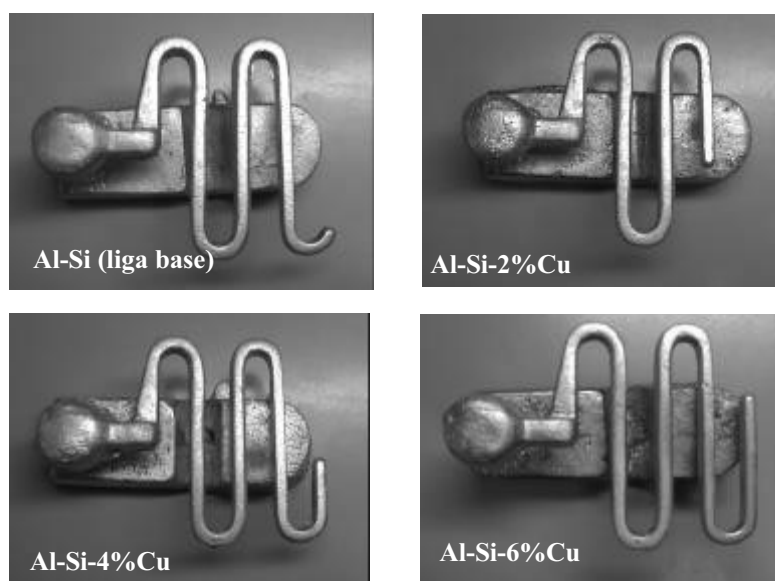


Figura 2. Influência da adição de Cu na liga Al-11%Si. Temperatura de vazamento, 700°C.

Na Figura (3) encontram-se as mesmas ligas, mas com temperatura de vazamento de 800°C.

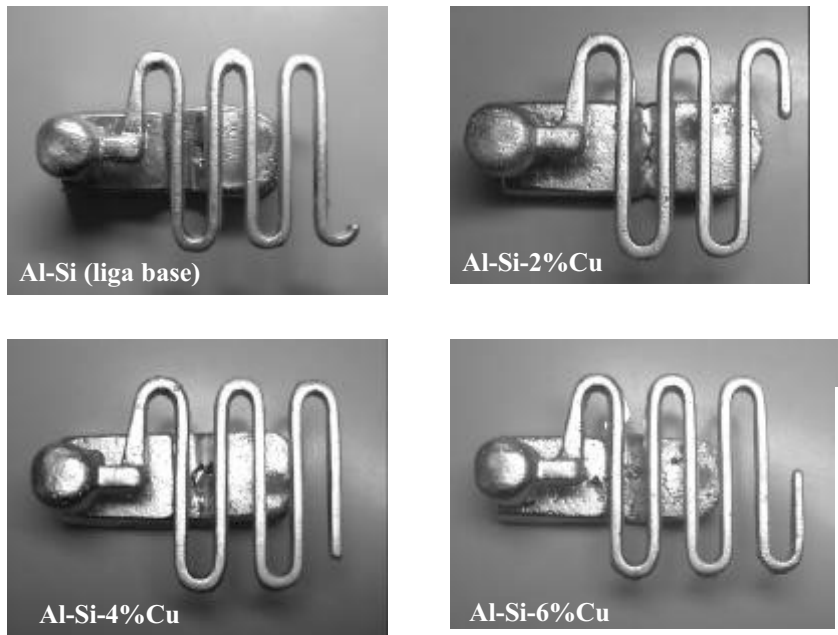


Figura 3. Influência da adição de Cu na liga Al-11%Si. Temperatura de vazamento, 800°C.

A distância alcançada pela liga, fundida e solidificada na serpentina, foi medida e está mostrada na Fig. (4).

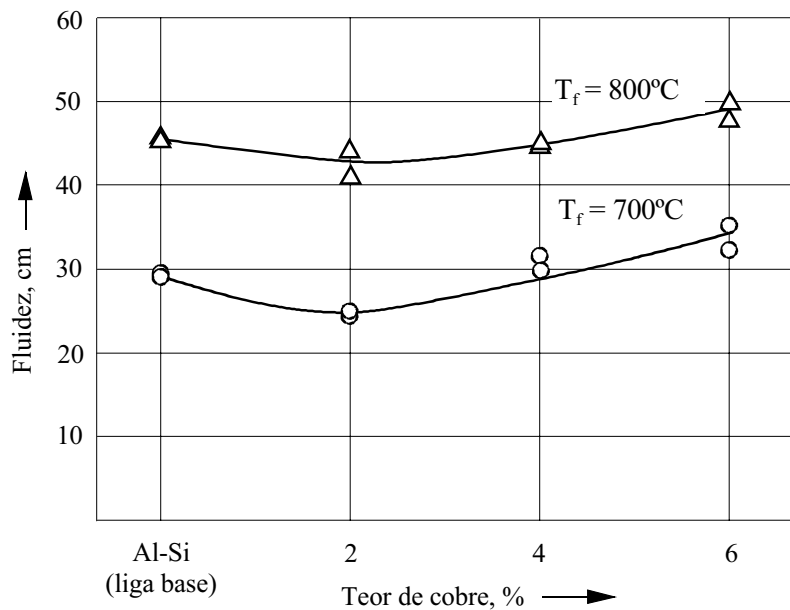


Figura 4. Comprimento da fluidez das ligas Al-Si em função do teor de cobre, nas temperaturas de vazamento de 700°C e 800°C.

Pela figura observa-se que a adição de 2%Cu diminui a fluidez, mas esta última aumenta novamente com 4% de Cu, ultrapassando a fluidez da liga base, com 6% de Cu. A fluidez para a liga Al-11% Si é a mesma encontrada por Kim e Loper (1995), aproximadamente 30 cm para uma temperatura de 700°C.

As análises microestruturais das ligas fundidas, na extremidade de solidificação e a uma distância de 15 mm da ponta, estão mostradas nas fotos das Fig. (5a) a (5h). As amostras foram cortadas ao meio, preparadas metalograficamente de forma mecânica, submetidas posteriormente a um ataque com o reativo composto de ácido fluorídrico 0,5% em água destilada.

Verifica-se na extremidade da liga base uma zona de precipitação de cristais poligonais de Si pró-eutético, que diminui à medida que se desloca em direção a entrada do metal no molde. Presença de dendritas α pró-eutéticas que

aumenta na direção de enchimento na serpentina. Com adição de 2% de cobre, Fig. (5c) e (5d), diminui a fração eutética que seria ocasionada pela presença de cobre nesta composição. Com faixas de adições maiores de cobre, há um aumento do eutético melhorando a fluidez, como mostra as Figs. (5e) e (5h). Os mesmos resultados foram obtidos por Pan e Hu (1997). A microestrutura volta a apresentar a presença de Si pró-eutético, na extremidade de solidificação. Estas partículas de silício não obstruem o metal líquido próximo do fim da solidificação, conforme remarcado por Kim e Loper (1995).

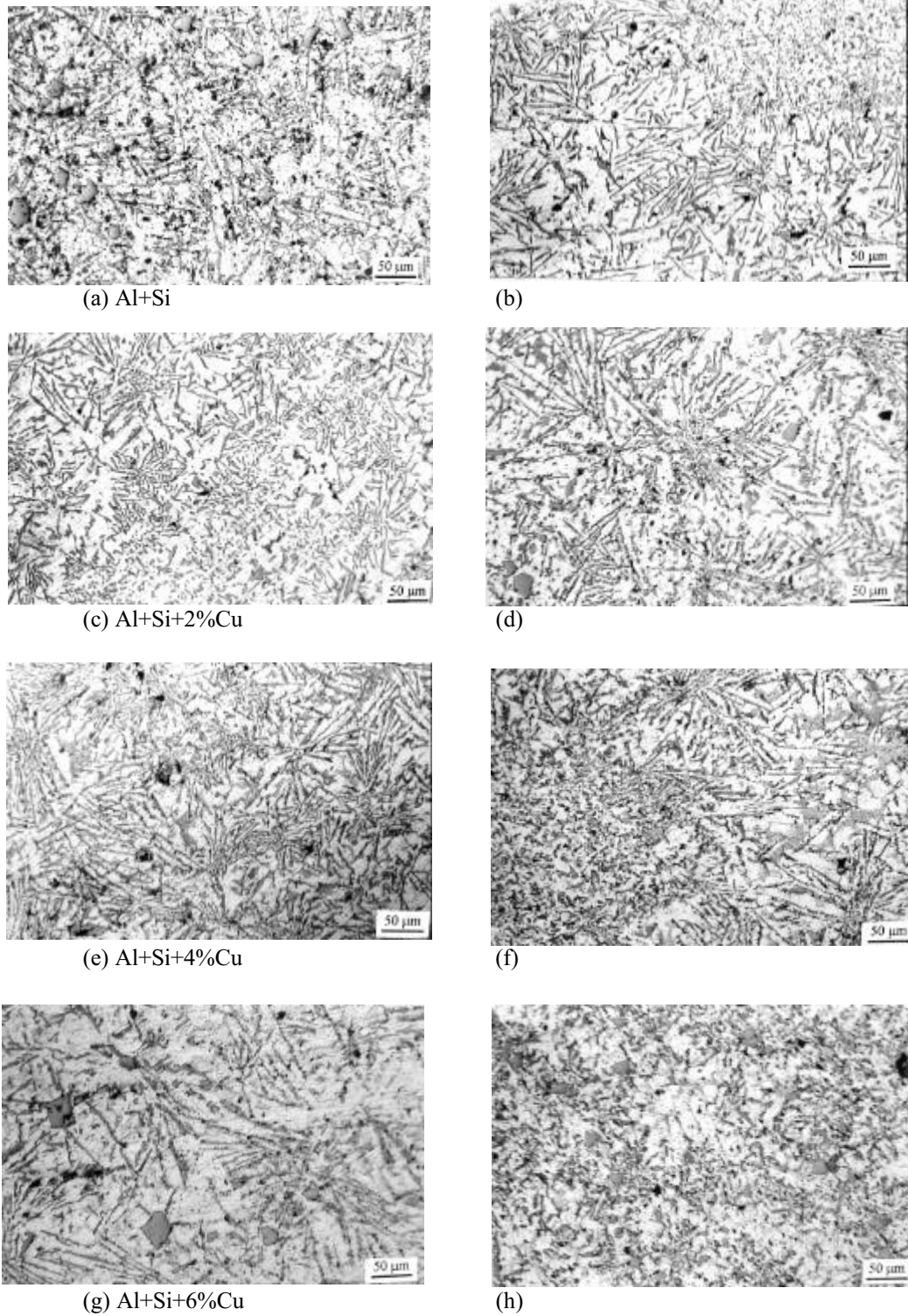


Figura 5. Microestrutura da liga com as composições de cobre estudadas. A solidificação se processa da esquerda para a direita.

Na Figura (6) estão os resultados da fluidez em função da temperatura de vazamento para as composições estudadas. Como já esperado, a fluidez aumenta com o aumento da temperatura de vazamento, mantendo as diferenças na fluidez em função do conteúdo de cobre. Este aumento é linear, como demonstrado por Venkateswaren et all (1986).

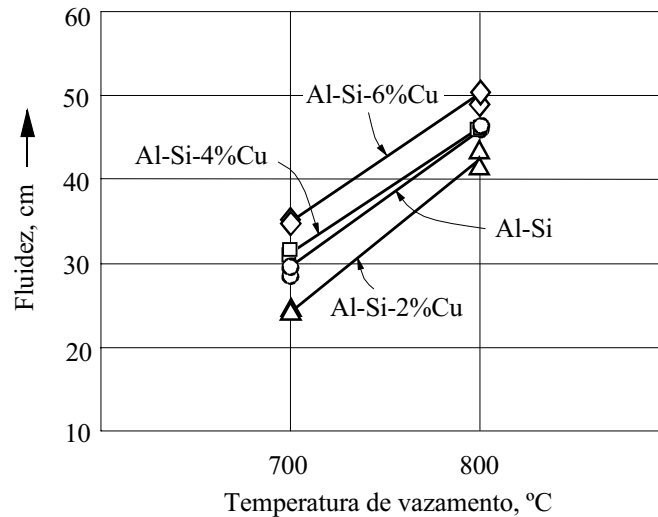


Figura 6. Fluidez x temperatura de vazamento.

Um modelo de solidificação proposto por Flemings (1974) e reestudado por Tiryakioglu et al (1994), para explicar a interrupção do fluxo de metal está mostrado na Fig. (7). Para as ligas com taxas maiores de resfriamento, os grãos solidificariam de forma equiaxial. Estes grãos seriam levados adiante com o “front” líquido e no momento que a temperatura baixa suficiente, ocorre o entrelaçamento repetitivo das partículas primárias de Si na zona rica em Si, obstruindo o fluxo dos grãos.

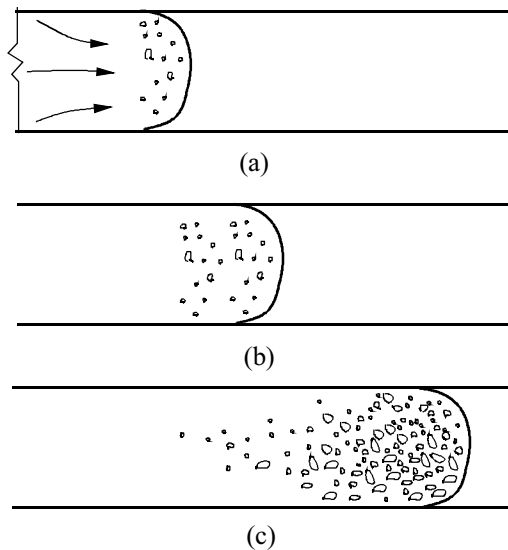


Figura 7. Fluxo e solidificação de liga de grãos finos equiaxiais. (a) Início do fluxo; (b) durante o fluxo; (c) fim do fluxo.

A Figura 8 ilustra a macroestrutura da extremidade de solidificação para as composições estudadas. Nota-se uma estrutura equiaxial fina para a liga de base Al + 11% Si, próxima do eutético o que justificaria a maior fluidez. Para as adições de cobre de 2% a 4%, há um aumento do tamanho de grão. Para 6% de Cu, há uma diminuição do tamanho dos grãos, não determinado o mecanismo que ocasionou esta modificação.

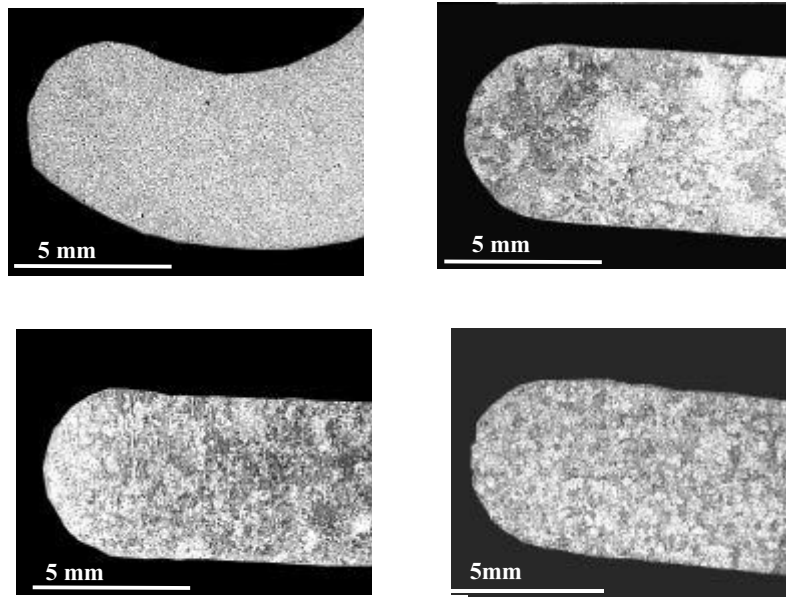


Figura 8. Macroestrutura da extremidade de solidificação. (a) Al + 11% Si; (b) Al + 11% Si + 2% Cu; (c) Al + 11% Si + 4% Cu; (d) Al + 11% Si + 6% Cu. Ataque, reativo de Keller.

4. Conclusões

Algumas conclusões podem ser retiradas deste trabalho. Uma delas, seria a importância da adição de elementos de liga na fluidez dos metais, o que pode resultar em peças de melhores qualidades, principalmente naquelas de pequenas dimensões. No caso das composições estudadas, a fluidez de uma liga quase eutética Al – Si com várias adições de cobre, é proporcional ao grau de superaquecimento, aumentando com o mesmo. A adição de Cu só se torna interessante em uma faixa de composição acima de 4%, o que não ocasiona alteração do comprimento da fluidez. Com o aumento da porcentagem de cobre para 6%, a fluidez aumenta proporcionado melhor preenchimento da cavidade do molde.

5. Agradecimentos

Um dos autores, Cristiano Schwartz, agradece a Fapergs (Fundação de Amparo à Pesquisa do Estado do Rio Grande do Sul), pela ajuda ao projeto sob a forma de bolsa de iniciação científica, processo nº 505500.

6. Refências

- American Society for Metals, 1996, “Castings”, Vol. 15, 9^ª ed., Ed. ASM, Ohio, USA, 937 p.
- American Society for Metals, 1983, “Metals Reference Book”, 2^ª ed., Ed. ASM, Ohio, USA, 560 p.
- Flemings, M.C., 1974, “Solidification Processing”, Ed. McGraw-Hill Inc., 363 p.
- Kim, J.M. and Loper Jr, C.R., 1995, “Effect of solidification mechanism on fluidity of Al-Si castings alloys”, AFS Transactions, Vol. 103, No. 8, pp. 521-529.
- Lang, G., 1972, “Giesseigenschaften und oberflächenspannung von aluminium und binären aluminiumlegierungen”, Part I, Aluminium, Vol. 48, No. 10, pp. 664-672.
- Loper Jr, C.R., 1992, “Fluidity of aluminum silicon casting alloys”, AFS Transactions, Vol. 100, No. 147, pp. 533-538.
- Metha, S. and Shivkumar, S., 1995, “Fluidity of Al alloys and composites in the lost foam process”, AFS Transactions, Vol. 103, No. 89, pp. 663-668.
- Mollard, F.R., Flemings, M.C. and Niyama, E.F., 1987, “Understanding aluminum fluidity: the key to advanced cast products”, AFS Transactions, Vol. 95, No. 33, pp. 647-652.
- Niyama, E., Anzai, K., Funakubo, T. and Hiratsuka, S., 1997, “Some basic research for thin-wall casting technology”, J. Mat. Process. Techn., Vol. 63, pp. 779-783.
- Pan, E.N. and Hu, J.F., 1997, “Study on fluidity of Al-Si alloys”, AFS Transactions, Vol. 105, No. 48, pp. 413-418.
- Pan, E.N. and Hu, J.F., 1998, “Fluidity of Al-Si (Cu) alloys as affected by alloy solidification modes”, AFS Transactions, Vol. 106, No. 53, pp. 609-617.
- Tiryakioglu, M., Askeland, D.R. and Ramsay, C.W., 1994, “Fluidity of 319 and A356: an experimental design approach”, AFS Transactions, Vol. 102, No. 47, pp. 17-25.
- Venkateswaran, S., Mallya, R.M. and Seshadri, M.R., 1986, “Effect of trace elements on the fluidity of eutectic Al-Si alloy using the vacuum suction technique”, AFS Transactions, Vol. 94, No. 128, pp. 701-708.

FLUIDITY OF Al-Si CASTING ALLOY WITH Cu ADDITIONS

Cristiano Schwartz

Universidade Federal de Santa Maria – Campus Universitário Camobi, CT, 97105-900, Santa Maria, RS, Brazil
Schwartz@sm.conex.com.br

Aleir Antonio Fontana De Paris

Universidade Federal de Santa Maria – Campus Universitário Camobi, CT, 97105-900, Santa Maria, RS, Brazil
aparis@ct.ufsm.br

Abstract. *Fluidity tests were made using an aluminum-silicon base alloy with copper additions, in varied pouring temperatures. As methodology was used sand mold, obtained through model in the serpentine form. Analyses of macro and microstructure were made in function of the percentages of the elements of the alloys (%Al, %Si, %Cu.). The results were compared with models developed by Flemings and Loper.*

Keywords. *fluidity, sand mold, Al-Si alloy, Cu addition*

DIAGNÓSTICO DE PROCESSOS DE RETIFICAÇÃO ATRAVÉS DA ANÁLISE DE SINAIS

Douglas Dantas Soares

Universidade de São Paulo / Escola de Engenharia de São Carlos – Dep. Mecânica (USP/ EESC)
Núcleo de Manufatura Avançada/ Laboratório de Otimização de Processos de Fabricação (NUMA/ OPF)
Av. Trabalhador Saocarlense, 400 CEP 13566-590 São Carlos – SP tel. (16) 273 9438
ddantas@sc.usp.br

João Fernando Gomes de Oliveira

Universidade de São Paulo / Escola de Engenharia de São Carlos – Dep. Mecânica (USP/ EESC)
Núcleo de Manufatura Avançada/ Laboratório de Otimização de Processos de Fabricação (NUMA/ OPF)
Av. Trabalhador Saocarlense, 400 CEP 13566-590 São Carlos – SP tel. (16) 273 9438
jfgo@sc.usp.br

Resumo. Trata-se dos principais elementos que constituem um sistema de monitoramento e diagnóstico baseado em análise de sinais de Emissão Acústica (EA), Potência e Deslocamento (LVDT) para operações de retificação. Através dessas análises, é possível detectar problemas típicos de retificação, bem como otimizar o processo com maior exatidão.

Palavras chave: monitoramento, diagnóstico, retificação.

1. Introdução

As empresas competitivas têm a característica de serem líderes e inovadoras nas suas atividades e ainda possuem uma grande capacidade de resposta às alterações externas. Nesse contexto, a utilização de ferramentas tecnológicas de diagnóstico e monitoramento aplicadas no chão de fábrica, através da Manufatura Integrada por Computador (CIM), pode promover o aumento da competitividade das organizações manufatureiras.[3]

Em meio ao crescente e acelerado desenvolvimento tecnológico, percebe-se que as indústrias de usinagem ainda utilizam, em larga escala, deficientes sistemas de monitoramento de processos e da produção. Dentre os processos de usinagem conhecidos, pode-se ressaltar o processo de retificação como sendo um dos mais importantes da manufatura. Por se tratar de um processo de acabamento final, a peça, nesta etapa, possui um valor agregado bastante alto. Esse processo apresenta alto grau de complexidade em virtude do grande número de possíveis condições de processo, sendo ainda hoje pouco conhecido e difícil de ser controlado. Além disso, a complexidade de um sistema composto por máquina, ferramentas de corte e afiação, peça, dispositivos de fixação e afiação torna a solução de problemas e a otimização de processos difícil de ser atingida, já que a sua análise requer uma observação contínua dos fenômenos envolvidos e muita experiência.

Nesse cenário, um sistema de diagnóstico e monitoramento autônomo para processos de retificação viabiliza resultados justos e exatos, e soluções mais transparentes. Pela análise de sinais de Emissão Acústica (EA), Potência, Vibração e Deslocamento (LVDT), e com o sensoreamento de retificadoras é possível detectar problemas típicos de retificação, bem como otimizar o processo de maneira competitiva. Este estudo está sendo desenvolvido pelo Grupo de Otimização de Processos de Fabricação do Núcleo de Manufatura Avançada – NUMA, da USP – São Carlos.

2. Retificação

A Retificação provê altos níveis de qualidade, dimensionais, geométricas e superficiais em lotes de peças. Entretanto, um dos processos mais utilizado pela indústria metal-mecânica é pouco dominado e conhecido dos processos de fabricação, ficando o seu desempenho a cargo da habilidade e experiência do operador [8].

Há uma norma conhecida como norma DIN 8589 que subdivide as operações de retificação em: tangencial de passagem, tangencial de mergulho, lateral (ou de face) de mergulho e lateral de passagem. As formas geométricas das superfícies obtidas são subdivididas em cilíndrica externa, cilíndrica interna, plana e plana rotativa. Essa norma, porém, não considera o tipo de fixação da peça, ficando a operação sem centros (retificação *centerless*) classificada como um caso particular, assim como retífica de cames, de rosca, de forma etc. [8].

Muitas peças usinadas têm a retificação como a última operação de uma ou várias de suas superfícies. Suas principais características são: possibilidade de obtenção de tolerâncias apertadas (tolerância dimensional entre IT4 e IT6 e tolerância geométrica compatível), de baixas rugosidades (Ra de 0,2 a 1,6 μm) e baixa capacidade de remoção de cavaco. Assim, em geral, é um processo de acabamento [6].

A ferramenta utilizada na retificação é denominada rebolo. Este, um corpo geralmente cilíndrico, é formado por uma liga aglomerante, cuja função é reunir os inúmeros e pequenos grãos abrasivos, que vão entrar em contato com a peça e realizar a usinagem. Assim, cada grão abrasivo retira uma quantidade minúscula de material da peça [6]. Dessa forma, pode-se obter, com a retificação, tolerâncias bastante apertadas.

O desempenho do rebolo é diretamente afetado pelo tipo de liga aglomerante e pelo arranjo espacial dos grãos, chamado de estrutura. Grãos abrasivos posicionados muito juntos um do outro formam uma estrutura fechada, enquanto que uma estrutura aberta significa que há uma maior espaçamento entre os grãos. Estruturas abertas têm maiores cavidades para cavacos, mas menos arestas cortantes por unidade de área [5].

O ciclo de retificação é definido como sendo o conjunto de etapas que ocorrem em uma operação desde a colocação da peça até a sua saída dentro de especificações pré-determinadas. O ciclo de retificação é dividido em fases e a soma de todos os tempos de realização das fases resulta no tempo total do ciclo [8]. A Fig. (1) mostra um ciclo de retificação de mergulho.

A primeira fase (tempo T1) corresponde à aproximação do rebolo na peça e portanto não há corte. Na segunda (T2), ocorre o contato rebolo/peça e um aumento da potência consumida pelo motor e da emissão acústica gerada pelo contato. Na terceira (T3), a profundidade de corte é igual ao avanço por volta do rebolo. O tempo T4 corresponde à fase de *Spark out*, ou centelhamento, aonde se chega à dimensão final da peça. Nas fases 5 e 6, ocorrem o afastamento do rebolo (T5) e a troca de peça com possível dressagem (T6) [8].

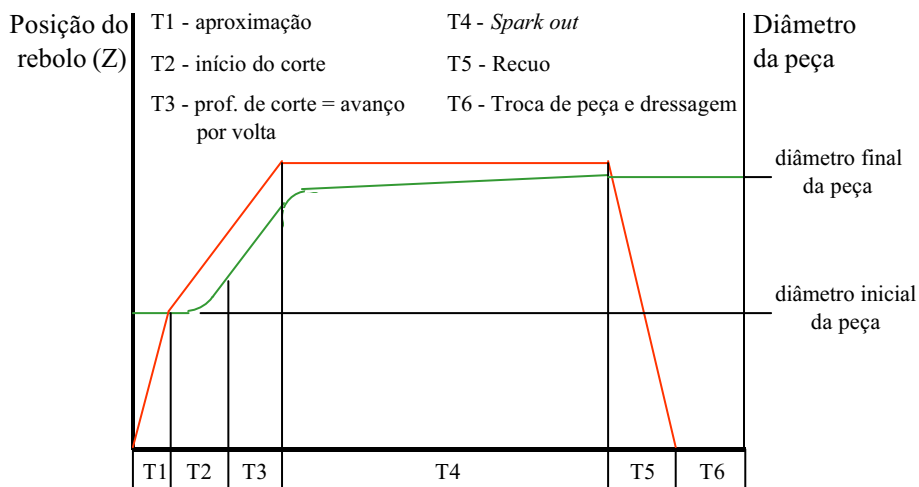


Figura 1 – Ciclo de retificação de mergulho [8R]

Quando o rebolo perde suas características de corte, é necessário que se faça a sua dressagem. A operação de dressagem é a preparação do rebolo através da usinagem da sua face de trabalho com uma ferramenta específica (dressador). A dressagem de um rebolo tem três finalidades principais: a obtenção da concentricidade da face de trabalho com o eixo de rotação, o perfilamento da face de trabalho para uma operação de forma e o arrancamento dos grãos abrasivos gastos para melhorar a agressividade da face de trabalho. Das três características acima, a mais importante é o arrancamento dos grãos abrasivos gastos, uma vez que a agressividade de um rebolo determina a capacidade de remoção de material na retificação [8].

3. Elementos de um Sistema de Monitoramento Autônomo

Por ser um dos processos de acabamento mais utilizados pelas indústrias metal-mecânicas para a obtenção de peças metálicas com melhor qualidade superficial e tolerâncias mais apertadas, a retificação tem sido cada vez mais estudada e aplicada. Com o crescente uso de retificadoras CNC nas indústrias, o estudo do processo relacionado com a capacidade de automação torna-se cada vez mais necessário [3].

As soluções pesquisadas para eliminar problemas que afetam a operação normalmente implicam na interrupção da máquina para a realização de correções, feitas na maioria das vezes manualmente por um operador experiente, resultando em perda de tempo, produção e, conseqüentemente, de competitividade para a empresa.

A melhor solução para esses problemas é a implantação de sistemas de monitoramento em retificadoras que, quando bem integrados com a máquina, acabam com a dependência entre o processo e o operador [1]. Além disso, esses sistemas possibilitam uma melhoria na confiabilidade das operações ao mesmo tempo em que aumentam a qualidade das peças.

3.1 Sensoreamento

O uso de sensores para a realização do monitoramento das máquinas e processos tem se tornado cada vez mais comum nas indústrias que buscam um aumento da qualidade e produtividade, uma vez que eles fornecem informações mais precisas e confiáveis. Essas informações, tratadas de forma a fornecer subsídios necessários para o diagnóstico preciso dos problemas das máquinas e processos e análises reais da produtividade e *status* da produção, por exemplo, fazem dos sensores um importante alicerce na construção de um sistema de informação da manufatura. [7]

O uso de múltiplos sensores (combinação de diferentes sensores) está aumentando conforme o custo do sensoreamento tem se reduzido. Praticamente todas as empresas que oferecem sistemas de monitoramento têm pelo menos dois tipos de sensores no mercado. Eles combinam, por exemplo, medição de potência com informações dos sinais de emissão acústica. Isto pode trazer vantagens pois aproveita as diferentes características de cada um dos sensores, aumentando a faixa de aplicação e confiabilidade do sistema [7].

Para detectar problemas e otimizar processos de retificação são utilizados os sensores de emissão acústica, potência, vibração e deslocamento (LVDT).

- **emissão acústica:** são ondas de tensões produzidas por movimento súbito em materiais tensionados. As fontes clássicas das emissões acústicas são os processos de deformação tais como o crescimento de uma trinca e a deformação plástica. O movimento súbito na fonte produz uma onda de tensão, o qual irradia para dentro da estrutura e excita um transdutor piezelétrico sensitivo. Quando a tensão no material é elevada, várias destas emissões são geradas. Os sinais de um ou mais sensores são amplificados e medidos para produzir dados para exibição e interpretação [4]. O princípio físico desta técnica se resume na utilização do sinal acústico gerado durante o processo de usinagem que é propagado pelo material. A variação da intensidade de energia deste sinal é captada por um sensor piezelétrico e posteriormente correlacionada com o processo em questão. A emissão acústica, por captar sinais de alta frequência e livre dos ruídos advindos de fontes que não interessam especificamente ao processo, é um método bastante sensível e, portanto, adequado ao monitoramento do processo de retificação, que possui baixas taxas de remoção de cavaco. A emissão acústica precisa de um meio físico de propagação, sendo que na retificação, os mais utilizados são os componentes metálicos das máquinas, que estão em contato com a região de corte, como o contra ponto, o cubo ou o eixo do rebolo (o sensor é fixado nestes locais). O sensor pode ser fixado ainda no tubo do fluido de corte, utilizando este como meio físico para propagação do sinal.
- **potência (corrente):** sensores para medir a corrente ou a potência efetiva dos motores representam, tecnicamente, a alternativa mais simples de monitoramento. Devido a algumas desvantagens inerentes do processo, esses tipos de sensores são comumente usados para detectar colisão, quebra da ferramenta e desgaste se instalados adequadamente [2].
- **vibração:** oscilações devido às forças de corte produzem vibrações na estrutura das máquinas, que variam de acordo com o desgaste da ferramenta. Elas podem ser medidas utilizando-se acelerômetros piezelétricos [2].
- **deslocamento:** do inglês Linear Variable Differential Transformer, um LVDT é basicamente um transformador com ponto médio (também designado diferencial. A principal diferença reside no fato de o núcleo magnético ser móvel e se encontrar fixo ao objeto cujo deslocamento se pretende medir. Neste sensor, a variação da posição do núcleo altera os coeficientes de indução mútua entre os enrolamentos primário e secundário, tendo como consequência a alteração da diferença entre as forças electro-motrizes induzidas nos dois enrolamentos secundários. Este transdutor caracteriza-se por uma relativa linearidade entre a diferença de potencial medida na saída e o deslocamento operado sobre o núcleo magnético. Esta classe de transdutores, com algumas variantes, é utilizada na medição do deslocamento, da velocidade e da aceleração de objetos[13].

3.2 Aquisição e Análise de Sinais

A aquisição e análises de sinais provenientes dos sensores citados acima são feitas através de um software de aquisição de sinais. O LabVIEW (Laboratory Virtual Instrument, Engineering Workbench) da National Instruments na sua versão 5.1 é um ambiente de desenvolvimento baseado em programação gráfica de linguagem G. Oferece ferramentas gráficas e boa interface com o usuário na criação de VIs (*Virtual Instruments*). A aquisição dos sinais é feita através de uma placa de aquisição a onde o sensoreamento é plugado e interfaceado ao software. O sinal adquirido pode ser amplificado, medido em inúmeras variáveis, transformado em arquivo de *bitmap* e arquivado na área de memória de um computador ou em uma base de dados.

4. Problemas de Retificação & Medidas de Sinais

Consultando as bibliografias mais tradicionais sobre automação da retificação [9], [10], [11], [12] e [3], pôde-se entender a gama de problemas básicos referentes a estes processos e as suas possíveis soluções a partir do sistema proposto.

“Por ser um dos processos de acabamento mais utilizados pelas indústrias para a obtenção de peças metálicas com melhor qualidade superficial e tolerâncias mais apertadas, a retificação tem sido estudada intensivamente, descobrindo-se, nestes estudos, diversos problemas que afetam a operação” [3]. As soluções para tais problemas normalmente são detectadas por inspeções visuais ou por verificações dimensionais da peça. Isso implica na parada do processo para a realização da correção, o que resulta em perda de tempo e de produção. Ao mesmo tempo, análises visuais estão sujeitas a altos índices de discrepância, uma vez que dependem da experiência do operador.

A seguir serão apresentados alguns dos principais problemas que ocorrem em operações de retificação em ambiente industrial, cujo monitoramento e soluções são normalmente difíceis de serem controlados.

4.1 Problemas de Dressagem

Quando as peças retificadas começam a apresentar problemas de acabamento, desvios de forma ou dimensional, normalmente realiza-se a dressagem do rebolo, devolvendo-lhe o perfil original e restabelecendo as características de afiação. [3]

Muitas vezes essa dressagem é feita de forma irregular, seja por problemas de *setup* de máquina, seja por erros excessivos no rebolo. De qualquer forma, o processo de dressagem acaba por piorar o acabamento final da peça.

Através do uso de um único sensor de emissão acústica (EA) e outro de vibração, fixados em pontos da máquina onde possam captar os sinais gerados por esse fenômeno, pode-se detectar falhas na dressagem do rebolo no decorrer do próprio processo [2].

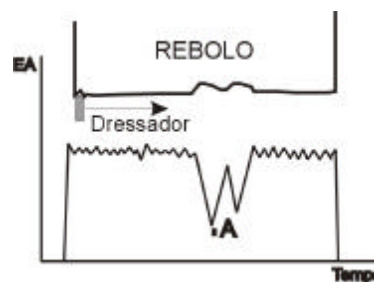


Figura 2 – Problemas de Dressagem

Analisando o gráfico da Fig. (2), pode-se identificar em A, através do desenho de um sinal de EA, um problema de dressagem. O sinal acústico gerado pelo contato do dressador com o rebolo deve ter amplitude significativa e constante. Se o sinal descer abaixo de um limite mínimo de EA, como observado no ponto A, indica que a dressagem pode não ter corrigido completamente o rebolo. Nesse caso, será necessário efetuar passos adicionais de dressagem até que o sinal de EA fique constante.

4.2 Problemas no Ciclo de Trabalho

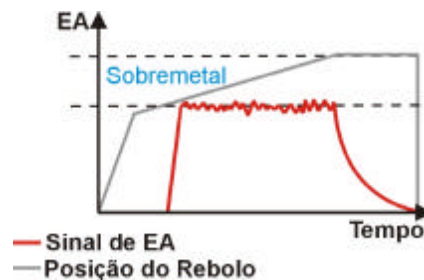


Figura 3 – Ciclo da Retificação

O ciclo mostrado na Figura 3 é típico de uma Retificação Cilíndrica de Mergulho. Neste ciclo, o rebolo avança com velocidade máxima até uma distância de segurança entre o rebolo e a peça. A partir de então esta velocidade é reduzida à velocidade de avanço de corte. No contato do rebolo com a peça, observamos um aumento considerável no sinal de EA, que se mantém constante até que o rebolo pare de avançar e entre em processo de *Spark out*. Durante esse processo, observamos que o sinal de EA decresce moderadamente até o rebolo desencostar da peça e o sinal desapareça por completo. Partindo desta última análise, pode-se identificar os seguintes problemas de conseqüências e soluções conhecidas:

a) Problema: Rebolo colide com a peça no início do ciclo com velocidade de aproximação (figura 4);

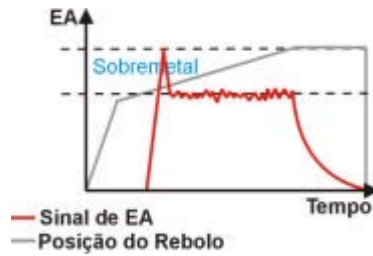


Figura 4 – Sinal de EA – Rebolo colidindo na peça com velocidade de aproximação

Consequência: Deformação geométrica na superfície do rebolo, redução na vida do rebolo, má qualidade na peça.

Solução: Corrigir a posição de comutação de velocidade de aproximação para velocidade de avanço de corte.

b) Problema: Deslocamento de corte excessivo em relação ao valor do sobremetal (figura 5);

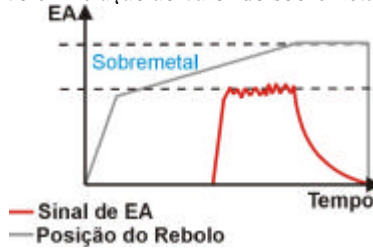


Figura 5 – Deslocamento de corte excessivo

Consequência: Desperdício de tempo;

Solução: Corrigir a posição de comutação de velocidade de aproximação para velocidade de avanço;

c) Problema: Peça com sobremetal abaixo do mínimo necessário (figura 6);

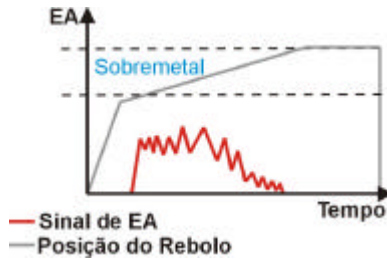


Figura 6 – Sinal de EA – Peça com sobremetal abaixo do mínimo necessário

Consequência: Erro de forma da peça, manchas da operação anterior, erros dimensionais e outros;

Solução: Verificar controle dimensional da peça na operação anterior;

d) Problema: Tempo de *Spark out* inadequado (figura 7);

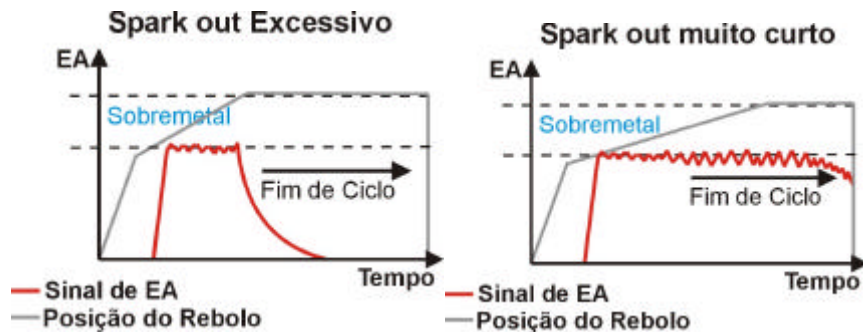


Figura 7 – Sinal de EA – Tempo de *spark-out* inadequado

Consequência: desperdício de tempo (no caso de tempo de *Spark out* maior que o ideal), erro de forma (em se tratando de tempo de *Spark out* menor que o ideal), variação dimensional;

Solução: corrigir tempo de *Spark out* no processo para o ideal.

Analisando agora os sinais de potência junto aos sinais de vibração no decorrer de vários ciclos, conforme é mostrado na Fig. (8) pode-se identificar a perda de capacidade de corte do rebolo (A) ou perda volumétrica do rebolo (B).

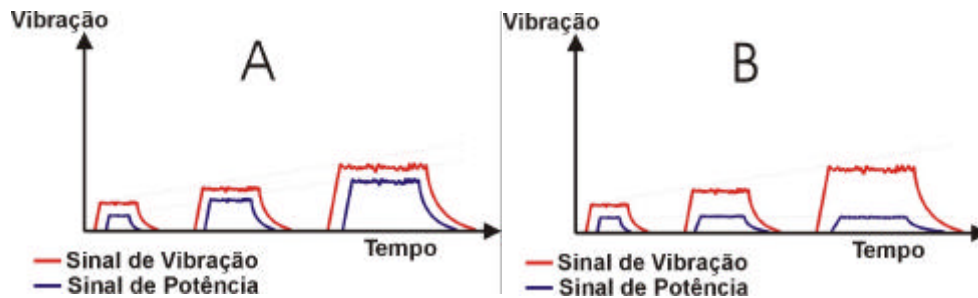


Figura 8 - Sinais de potência e vibração – Perda de capacidade de corte (comportamento duro) e capacidade volumétrica do rebolo (comportamento mole).

Na Fig. (9) pode-se observar um problema característico de máquinas hidráulicas. Nota-se pelo sinal de EA que o rebolo avança com velocidade muito variável (em solavancos). Pode ser problema no sistema hidráulico (como ar no sistema, guias ou fixação da peça).

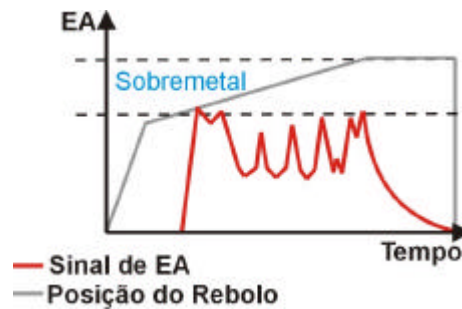


Figura 9 – Rebolo avançando em soco

Além dos problemas descritos acima, pode-se identificar várias outras deficiências no processo de retificação através de análises de sinais de sensores. Por exemplo, pode-se citar as deformações estruturais térmicas da máquina e desgastes do rebolo (EA, temperatura), descentralização do rebolo (EA), entre outros.

As operações de retificação que possuem funções monitoradas por sistemas de monitoramento capazes de tomar ações corretivas são definidas como operações de retificação inteligente, ou simplesmente, RI. Portanto, a RI é a retificação que faz uso de diversos sistemas de monitoramento e opera com um alto nível de informações para controlar o processo de forma automática e tomar decisões, com interferência mínima do operador [RI]. Algumas funções de RI serão descritas a seguir.

4.3 Otimização e Monitoramento Autônomo

A partir de sistemas de monitoramento baseados na EA e em sinais digitais captados na máquina, pode-se executar algumas funções na retificação inteligente que visam otimizar o processo e/ou solucionar alguns problemas de operação, gerando informações essenciais para uma boa avaliação do processo e do desempenho da máquina. Essas informações são aqui classificadas de informações tecnológicas.

As funções da retificação inteligente são: *gap-less* rebolo/peça, autocalibração do rebolo, detecção de falhas no sobremetal, dressagem inteligente, detecção de colisão [3] e medição dimensional em processo.

- **Detecção de contato – *Gap-less***

Esse sistema é usado para diminuir o tempo de ciclo na operação de retificação. Uma vez que a dimensão da peça depende da operação anterior e tem uma tolerância, o cabeçote de rebolo se aproxima da peça com velocidade alta e antes de encostá-la passa para a velocidade de corte. A idéia do *Gap Less* é de justamente ajustar a mudança da alta velocidade

para a de corte logo ao contato do rebolo com a peça, diminuindo assim o tempo de aproximação da ferramenta. O contato é identificado mais uma vez através da EA e economiza o tempo de corte em vazio.

O tempo de aproximação da ferramenta é uma informação muito importante em se tratando de otimização do ciclo total de retificação. Uma pequena redução do tempo de aproximação da ferramenta pode significar uma grande redução no ciclo total da peça e, conseqüentemente, redução nos prazos, custos e um aumento na capacidade da máquina.

- **Calibração do rebolo**

Verifica a capacidade de o sistema detectar a posição do rebolo pela identificação do contato da ferramenta com um diamante de calibração cuja posição é conhecida. O diamante ideal para tal aplicação possui área de contato maior do que o diamante utilizado na dressagem, além de ser sem ponta.

O rebolo se movimenta até próximo de um diamante de calibração, quando avança em sua direção, até a detecção de um sinal de EA. Como a posição do diamante é conhecida, sabe-se identificar a posição real do rebolo a qual deve ser corrigida no CNC. Através desse procedimento, é possível compensar o desgaste ou a deformação térmica da máquina.

Esse procedimento pode ser usado para otimizar o processo de dressagem quando o desgaste radial do rebolo é elevado, pois detectando a posição do rebolo antes do início da dressagem, evita-se a operação em vazio.

- **Detecção de falhas no sobremetal**

Esse procedimento utiliza a EA para detectar possíveis falhas de sobremetal durante a retificação, eliminando assim operações de verificação posteriores. O contato rebolo/peça, a partir do início da retificação, deve-se tornar cada vez mais contínuo. Ao atingir a fase de centelhamento a peça deve-se encontrar totalmente circular e sem falhas. Portanto o sinal de EA gerado pelo contato do rebolo com a peça deve apresentar caráter contínuo. A variação de sinais na fase de centelhamento indica possíveis falhas na peça ou também o desbalanceamento do rebolo. Neste último caso, o sistema deve acionar o balanceador automático de rebolos, se houver, ou simplesmente indicar a necessidade de balanceamento do rebolo.

- **Dressagem Inteligente**

O processo de dressagem é necessário na correção das características de afiação do rebolo quando este começa a ocasionar falhas no acabamento, na forma ou na tolerância das peças retificadas. Para garantir uma dressagem satisfatória, são realizados diversos passes em seqüência. Isto acarreta desgastes desnecessários do rebolo e do diamante. Em virtude de um desgaste radial do rebolo, os primeiros passes podem ser realizados em vão, pois o programa CNC que coordena o programa compensa o valor dressado nas coordenadas do rebolo, mantendo as coordenadas do dressador. No próximo ciclo, o rebolo se desloca para a posição anterior de dressagem, significando tempo de ciclo perdido.

Para solucionar esses problemas aplica-se a dressagem inteligente através da detecção da posição do rebolo. Assim, começa-se a dressar o rebolo a partir da posição onde o rebolo foi identificado, evitando a dressagem em vazio.

A dressagem é controlada pela EA para garantir a uniformidade da operação. O nível do sinal de EA deve permanecer acima de um limite preestabelecido durante todo o processo de dressagem. Na detecção de falhas pelo sistema, o processo de dressagem é repetido até que o rebolo apresente um perfil e um nível de EA uniformes.

- **Detecção de colisão**

O objetivo desta função é suprir a máquina com um sistema de detecção de colisão de alta sensibilidade capaz de interromper o processo antes que a máquina e a peça sejam danificadas ou o operador seja atingido.

Normalmente, nas retificadoras, existem sensores de potência que acionam o desligamento e o afastamento da máquina na detecção de altas potências. Avalia-se, nesse procedimento, que até o início da ação de desligamento o rebolo pode ter causado estragos desastrosos em várias partes da máquina, como placas de fixação, dressadores ou contra-pontos. Na detecção de colisão, a cada movimento do cabeçote do rebolo em velocidade superior a um limite programado, o sistema monitora a presença de EA. Durante a movimentação do rebolo, quando não há contato com a peça, o sensor de EA não capta algum sinal relevante, apenas ruídos de movimentação. Quando o rebolo encosta na peça imediatamente a colisão é detectada, ocorrendo o afastamento da ferramenta, sem causar maiores danos à peça e à máquina. Como o sensor de EA é muito sensível, o rebolo é então recuado antes que a peça complete uma volta.

5. Teste de Aplicação

O sistema de diagnóstico e monitoramento de processos de retificação foi implementado na Fábrica Integrada Modelo (FIM) do Núcleo de Manufatura Avançada (NUMA) da Escola de Engenharia de São Carlos – USP. A maioria das funções de RI, tais como detecção de colisão, detecção de contato, *gap-less* rebolo peça, dressagem inteligente, bem como as análises de sinais através do LabVIEW 5.1 para a detecção de problemas já estão em funcionamento.

A infra-estrutura existente na FIM para a aplicação de todas as funcionalidades citadas é:

- 1 retificadora cilíndrica CNC ZEMA;

- 1 sistema de monitoramento de emissão acústica Sensis DM42;
- 1 sensor de emissão acústica;
- 1 sensor de potência;
- 1 sensor de deslocamento LVDT;
- 1 sistema de medição dimensional em processo;
- *software* Labview 5.1;
- 1 Placa de Aquisição PCI – MIO-16E-4 da National Instruments;
- 1 Born de conexão SCB-68 da National Instruments;
- PC Pentium II 233MHZ com 120 MB RAM;

Os sensores de potência e EA foram fixados na estrutura da máquina. Como as frequências de EA para monitoramento de processos são normalmente altas o sistema de monitoramento Sensis , a onde os sensores foram conectados, recebeu uma configuração de Passa Alta (limite inferior) de 10KHZ. Os valores foram medidos em RMS com constante de tempo igual a 50ms. Um programa foi implementado no software LabVIEW para se efetuar a aquisição dos sinais dos sensores de EA, potência e LVDT. As escalas dos gráficos a seguir correspondem a 200 amostras/segundo.

Na retificadora ZEMA foram implementadas funções de *Gap-Less* e Detecção de Colisão. Nota-se na Fig. (10) a implementação de detecção de colisão. Quando o rebolo toca na peça com alta velocidade, causando um pico de EA acima de um limite de segurança e preservação das tolerâncias da peça, a máquina imediatamente interrompe o movimento de avanço. No momento do contato em alta velocidade do rebolo com a peça o sinal de potência vai a zero ao mesmo tempo em que o rebolo se afastar (LVDT).

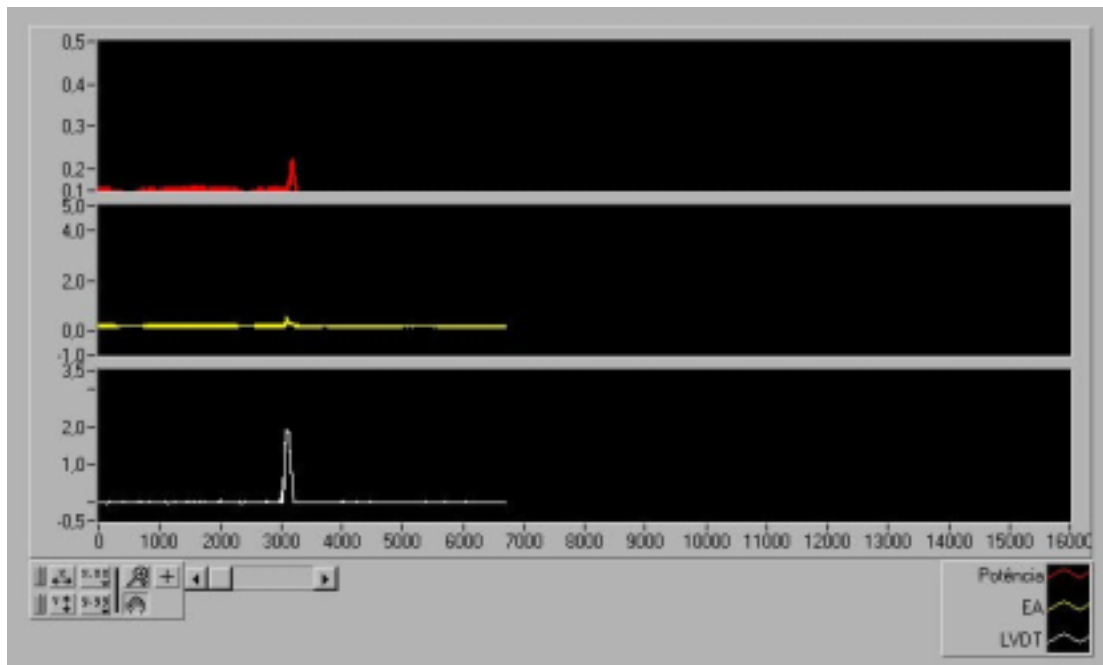


Figura 10 – Detecção de Colisão.

Um dos problemas de retificação discutidos anteriormente, o qual é responsável pelos altos índices de refugo em uma produção é o problema de dressagem. Este é facilmente visualizado na Fig (11), onde se observa o sinal de EA na dressagem inconstante. Nota-se que o sinal de potência não mostra alguma elevação significativa.

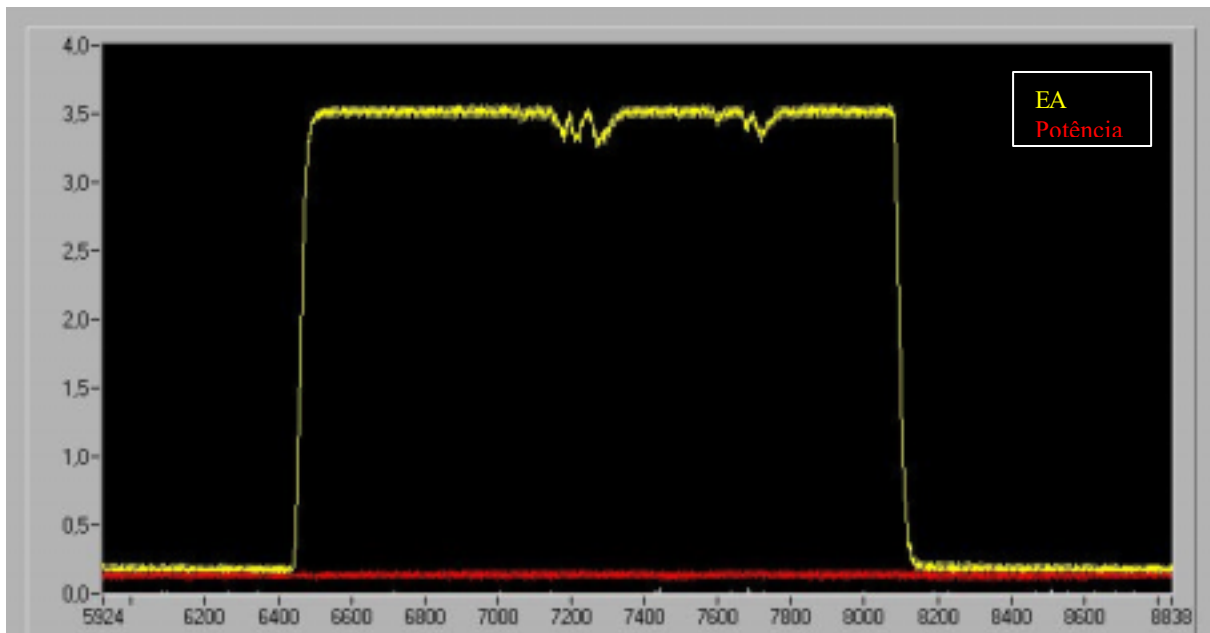


Figura 11 – Problemas de Dressagem

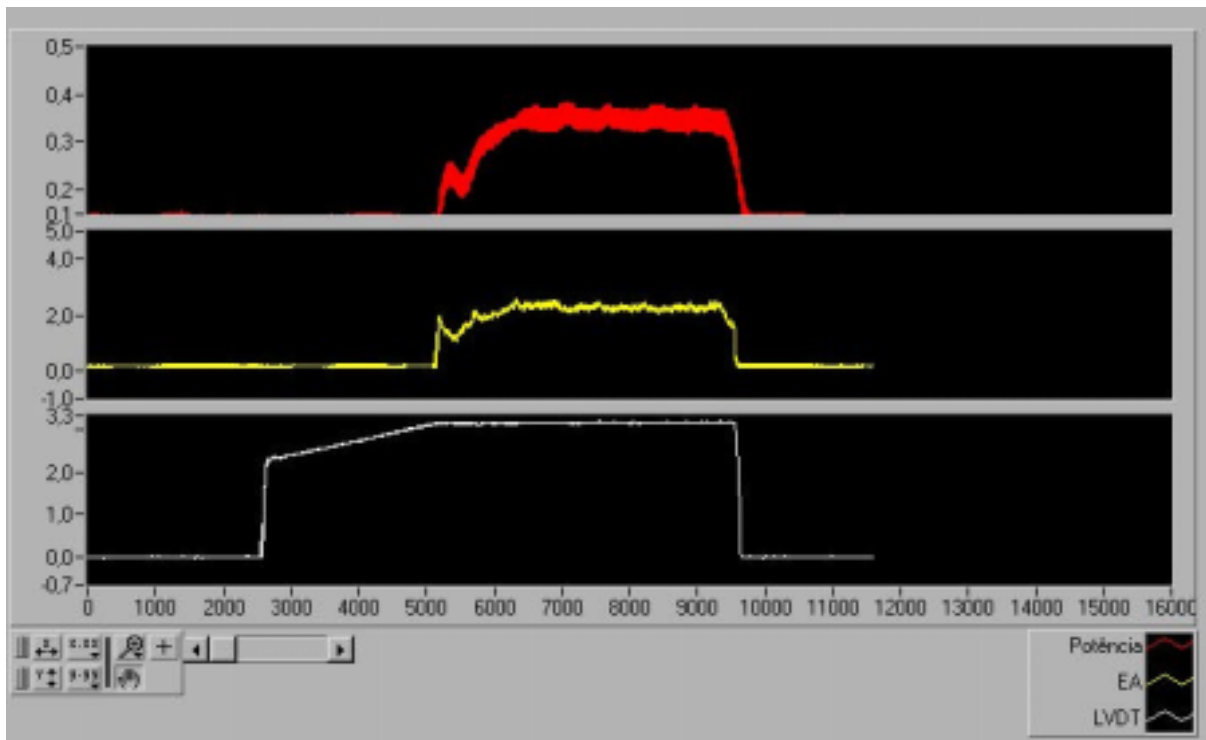


Figura 12 – *Spark out* muito curto.

Na Fig. (12) é possível observar que o tempo de *Spark out* implementado é insuficientemente curto para esta operação. Nota-se uma queda no sinal de potência antes mesmo que as tenções estruturais da peça fossem aliviadas.

6. Conclusões

Através das informações descritas neste estudo fica clara a importância da sistematização de informações para um sistema de monitoramento e diagnóstico para processos de retificação baseado em análises de sinais. Pela sensibilidade e

exatidão dos sensores, principalmente os de emissão acústica o monitoramento autônomo ganha em confiabilidade e confiança, principalmente nas operações de alta velocidade. O uso de múltiplos sensores pode fornecer informações muitas vezes ocultas mesmo aos operadores mais experientes, sendo uma grande vantagem para a detecção e resolução de problemas.

7. Referências Bibliográficas

- [1] Oliveira, J. F. G. O. et al, 1998, “Intelligent grinding systems (IGS): high reliability and automation level in precision grinding”, *Abrasives magazine*, p.11-22, June/July.
- [2] Byrne, G., Dornfeld, D. A., Ketteler, G., König, W., Teti, R., 1995, “Tool condition monitoring (TCM) – The Status of Research and Industrial Application”, *Annals, CIRP*, v.44.
- [3] Felipe, Jr. J., Oliveira, J. F. G., 1998, “A retificação inteligente é mais confiável e menos dependente do operador”, *Máquinas e metais*, n.386, p.80-98, Março.
- [4] Pollock, A. A., 1989, “Acoustic emission inspection. In: AMERICAN SOCIETY FOR METALS”, *Metals handbook*, 9.ed. Metals Park, Ohio, USA. v.17 - Nondestructive Evaluation and Quality Control, p.278-294.
- [5] Degarmo, E. P., Black, J. T., Kohser, R. A., 1997, “Materials and processes in manufacturing”, USA, Prentice-Hall.
- [6] Diniz, A. E., Marcondes, F. C., Coppini, N.L, 1999, “Tecnologia da usinagem dos materiais”, São Paulo, MM editora
- [7] Krishnamurthy, R., Pugazhendi, 1996, “Sensor-fusion for identification of process performance in deep hole drilling”, In: INTERNATIONAL MANUFACTURING ENGINEERING CONFERENCE, University of Connecticut, 1996. Proceedings, London, Freund, p. 454-456.
- [8] Oliveira, J. F. G., 1989, “Tópicos avançados sobre o processo de retificação”, São Carlos, 94p, Apostila - Escola de Engenharia de São Carlos, Universidade de São Paulo.
- [9] Hassui, A., Diniz, A. E., Oliveira, J.F.G., JR, J. E, Gomes, J.J.F, 1998, “Experimental evaluation on grinding wheel wear through vibration and acoustic emission”, *Wear*, p. 271.
- [10] Rowe, W. B., Yan, L., 1994, “Applications of Artificial Intelligence in Grinding”, *Annals, CIRP*, v.43.
- [11] Hundt, W. et al, 1994, “An approach to monitoring of the grinding process using acoustic emission (AE) technique”, *Annals, CIRP*, v.43, n° 1, p. 295-298.
- [12] Klufft, W., 1994, “A monitoração dos processos reduz custos e desperdícios”, *Máquinas e Metais*, p.60-80, out.
- [13] http://hendrix.etfsc-sj.rct-sc.br/apostilas/sebenta/cap_13/sensreel.html
- [14] NATIONAL INSTRUMENTS (application note 084), <http://www.ni.com> (20/10/1999)

DIAGNOSIS OF GRINDING PROCESS THROUGH THE SIGNAL ANALYSIS

Douglas Dantas Soares

Universidade de São Paulo / Escola de Engenharia de São Carlos– Dep. Mecânica (USP/ EESC)
 Núcleo de Manufatura Avançada/ Laboratório de Otimização de Processos de Fabricação (NUMA/ OPF)
 Av. Trabalhador Saocarlense, 400 CEP 13566-590 São Carlos– SP tel. (16) 273 9438
ddantas@sc.usp.br

João Fernando Gomes de Oliveira

Universidade de São Paulo / Escola de Engenharia de São Carlos– Dep. Mecânica (USP/ EESC)
 Núcleo de Manufatura Avançada/ Laboratório de Otimização de Processos de Fabricação (NUMA/ OPF)
 Av. Trabalhador Saocarlense, 400 CEP 13566-590 São Carlos– SP tel. (16) 273 9438
jfgo@sc.usp.br

Abstract: It’s about the main elements that constitute a monitoring and diagnosis system through the signal analysis of Acoustic Emission (EA), Power and Displacement (LVDT) for grinding operations. Through this analysis, it’s possible to detect typical problems of grinding process, as well as to improve in with better accuracy.

Keywords: monitoring, grinding, diagnosis.

METODOLOGIA PARA A COMPARAÇÃO ENTRE A RETIFICAÇÃO CILÍNDRICA E O TORNEAMENTO NA FABRICAÇÃO DE EIXOS

João Chagas Soares Filho

João Fernando Gomes de Oliveira

Escola de Engenharia de São Carlos – USP – Departamento de Engenharia Mecânica

e-mail : joakleo@yahoo.com; jfgo@sc.usp.br

Resumo. Diversos fatores competitivos levaram as indústrias a desenvolverem novos materiais de ferramentas, tais como CBN e cerâmica, que são capazes de usinar aços endurecidos até 65 HRc. Graças a isto, dois dos mais importantes processos de fabricação, que são a retificação e o torneamento, concorrem hoje nas mesmas aplicações. Este trabalho apresenta um estudo sobre a influência do sobremetal para a determinação do processo ideal de usinagem (torneamento ou retificação), tendo em vista o mínimo custo e a máxima produção, considerando-se para isto aspectos como geometria da peça, qualidade, potência disponível da máquina e valor do sobremetal, procurando assim auxiliar aos engenheiros de processos numa tomada de decisão para a escolha do melhor processo.

Palavras chave: retificação, torneamento, sobremetal.

1. Introdução

Atualmente ferramentas de CBN, cerâmica e CERMETS aliadas a equipamentos mais rígidos permitem a usinagem de aços endurecidos de até 65 HRc, o que há algum tempo só era possível de se obter através da retificação. Desta forma tem-se hoje, em determinadas aplicações, uma competição entre dois dos mais importantes processos de fabricação, que são a retificação e o torneamento. Este trabalho compara a retificação cilíndrica e o torneamento na fabricação de eixos, neste caso um aço SAE 4340 – temperado (51 HRc), material largamente utilizado pela indústria em componentes altamente solicitados como eixos, válvulas de motores etc. A pesquisa limita-se ao estudo do sobremetal a ser removido e sua influência na determinação de qual é o processo a ser adotado, considerando-se para isto os parâmetros relacionados com a qualidade final do produto, quais sejam: acabamento superficial, dureza e geometria da peça.

2. Metodologia comparativa para a escolha entre os processos de torneamento e retificação

Partindo-se do pressuposto de que determinada especificação de qualidade seja atendida pelos dois processos, dois pontos básicos para esta tomada de decisão são capacidade de produção e custos. Neste trabalho será estudada a comparação entre torneamento e retificação dentro do contexto de fabricação de eixos de transmissão de veículos. A usinagem dos colos destes componentes normalmente atingem qualidade IT7 / IT8, que são atingíveis pelos dois processos. Atualmente existem diversas iniciativas para substituir a retificação pelo torneamento de materiais endurecidos com CBN. A viabilidade desta substituição é o foco do presente estudo.

2.1 Torneamento

Para os estudos em questão, serão considerados apenas os tempos de corte (t_c), de aproximação e de afastamento (t_a) e de troca das peças (t_s) envolvidos nos dois processos. A fim de estabelecer-se uma metodologia comparativa entre estes, considerar-se-á que as peças são possíveis de serem executadas por ambos os processos na faixa de qualidade considerada – IT8.

Segundo Soares (1999), o tempo total de torneamento simplificado para comparação com a retificação é dado pela eq.(1) a seguir:

$$t_t = \frac{l_f * p * d}{1000 * f * v_c} + t_a + t_s \quad [\text{min}] \quad (1)$$

onde : l_f é o comprimento de avanço [mm]; d é o diâmetro da peça [mm], f é o avanço [mm/volta] e v_c é a velocidade de corte [m/min]. No presente trabalho o valor de l_f será associado ao valor da largura de retificação b_w para efeito de comparação.

Portanto o tempo de torneamento depende basicamente do comprimento, do avanço e da velocidade de corte adotados.

2.2. Retificação

Considera-se neste estudo a operação de retificação em mergulho, que utiliza toda a superfície de trabalho do rebolo. Conforme mencionado no item 2.1 acima, serão considerados somente os tempos de corte (t_c), de aproximação e de afastamento (t_a) e de colocação e retirada das peças (t_s).

Desta forma podemos escrever o tempo parcial de retificação t_R como sendo:

$$t_R = t_c + t_a + t_s \quad (2)$$

Como a retificação em mergulho envolve toda a superfície de trabalho do rebolo, é preciso analisar-se o tempo de retificação em função da largura da peça, conforme verifica-se a seguir:

2.2.1. Comprimento de corte da peça é igual ou menor à largura efetiva de corte do rebolo

$$bw \leq b_{se} \Rightarrow \text{AproxIN} [bw/b_{se}] = 1$$

Onde $\text{AproxIN} [b_w/b_{se}] =$ aproximação do próximo inteiro, b_w é o comprimento de corte e b_{se} é a largura de corte efetiva do rebolo.

$$\text{Na retificação em mergulho o tempo de corte } t_c \text{ é dado por : } t_c = t_{merg} + t_{so} \quad [\text{min}]$$

Portanto pode-se calcular o tempo parcial de retificação t_R pela seguinte eq. (3) a seguir (Soares,1999):

$$t_R = \frac{(d_i - d_f)}{v_f} + t_a + t_s + t_{so} \quad [\text{min}] \quad (3)$$

Onde : t_{so} é o tempo de “sparkout” ou centelhamento, sem remoção de material [min.], d_i é o diâmetro inicial da peça [mm] (valor programado para abranger uma margem de segurança acima do diâmetro máximo do lote), d_f é o diâmetro final da peça [mm], v_f é a velocidade de avanço do rebolo no diâmetro [mm/min] e t_{merg} é o tempo de mergulho[min]

2.2.2- Comprimento de corte da peça é maior que a largura efetiva de corte do rebolo.

$$bw > b_{se} \Rightarrow \text{AproxIN} [bw/b_{se}] > 1$$

Onde $\text{AproxIN} [bw/b_{se}] > 1 =$ aproximação do próximo inteiro maior que 1, que corresponde ao número de vezes que o rebolo penetrará na peça

Neste caso tem-se uma condição diferente, pois o rebolo entrará no material mais do que uma vez. Portanto, deve-se considerar o tempo t_a (tempo de aproximação e de afastamento) , o tempo de reposicionamento do rebolo t_{rep} e o tempo de sparkout dentro do tempo de corte.

Desta forma, tem-se para este caso :

$$t_R = \left\{ \left[t_a + t_{so} + t_{rep} + \frac{(d_i - d_f)}{v_f} \right] * \text{AproxIN} \left[\frac{b_w}{b_{se}} \right] \right\} + t_s \quad [\text{min}] \quad (4)$$

$$t_{rep} = \frac{b_{se}}{v_{fb}} \quad [\text{min}] \quad \text{e} \quad (5)$$

$$t_a = \frac{d_{ap}}{v_{fap}} + \frac{d_{af}}{v_{faf}} \quad [\text{min}] \quad (6)$$

Onde:

v_{fb} = velocidade de reposicionamento do rebolo [mm/min], d_{ap} = distância de aproximação rebolo/peça [mm], v_{fap} = velocidade de aproximação do rebolo [mm/min], d_{af} = distância de afastamento do rebolo/peça [mm], v_{faf} = velocidade de afastamento do rebolo [mm/min].

A fig. (1) a seguir apresenta esquematicamente o corte para $b_w > b_{se}$.

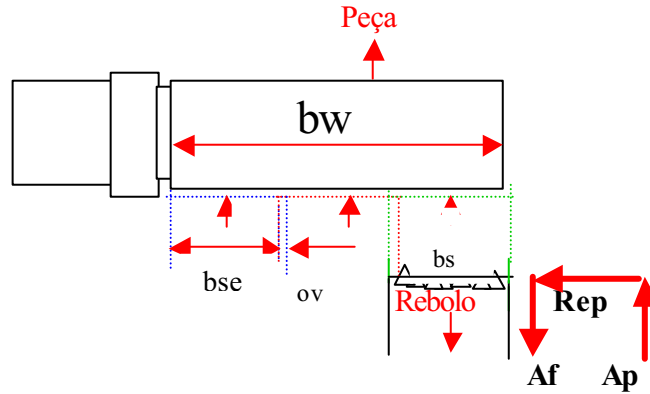


Figura 1 – apresentação esquemática do corte na retificação em mergulho para $b_w > b_{se}$

2.3. Determinação do sobremetal limite para a escolha do menor tempo de corte entre a retificação e o torneamento.

Para a determinação do sobremetal limite deve-se igualar o tempo de retificação através da eq. (7) (para $AproxIN[b_w/b_{se}] \leq 1$) ou da eq. (8) (para $AproxIN[b_w/b_{se}] > 1$) com o tempo de corte do torneamento obtido através da eq. (3). Como o tempo de corte no torneamento independe do valor do sobremetal (S_m) e o tempo de retificação é diretamente proporcional ao valor do sobremetal (S_m), valores de sobremetal maiores que o sobremetal limite ($S_m > S_{mlim}$) implicam em tempo de retificação maior que o tempo de torneamento.

Segundo Soares (1999), supondo-se que os tempos t_a e t_s para o torneamento e retificação são praticamente os mesmos tem-se:

a) Para $b_w/b_{se} \leq 1$ tem-se:

$$S_{mlim} = v_f \left(\frac{b_w * p * d}{1000 * f * v_c} - t_{so} \right) \text{ [mm]} \quad (7)$$

Onde S_{mlim} = sobremetal limite

b) Para $b_w/b_{se} > 1$ tem-se:

$$S_{mlim} = v_f \left[\frac{1}{AproxIN[b_w/b_{se}]} * \left(\left(\frac{b_w * p * d}{1000 * f * v_c} \right) + t_a \right) - (t_a + t_{so} + t_{rep}) \right] \text{ [mm]} \quad (8)$$

2.4. Comparação entre os custos de ferramental por peça na retificação e no torneamento.

2.4.1. Custo de ferramenta por peça na retificação

Segundo Soares (1999), o custo de ferramenta por peça na retificação pode ser calculado conforme eq. (9), (10) e (11) a seguir:

$$K_{ufr} = \frac{(K_r + K_{dr})}{Z} \text{ [R\$]} \quad (9)$$

$$Z = n_{dr} * PPd \quad (10)$$

$$n_{dr} = \frac{(d_{ir} - d_{fr})}{a_{dt}} \quad (11)$$

Onde: K_{ufr} é custo de ferramental por peça para a retificação, K_r é custo de aquisição do rebolo e K_{dr} é o custo do dressador por rebolo, Z é o lote total de peças produzidas, d_{ir} é o diâmetro inicial do rebolo [mm], d_{fr} é o

diâmetro final do rebolo [mm], a_{dt} é a profundidade de dressagem total [mm] e PPD é o número de peças por dressagem.

2.4.2. **Custo de ferramenta por peça no torneamento**

Segundo Ferraresi (1969), o custo por peça para o torneamento pode ser calculado conforme equações a seguir:

$$K_{uf} = \frac{1}{Z_t} * K_{ft} \text{ [R\$]} \tag{12}$$

$$K_{ft} = \frac{1}{n_f t} * V_{si} + \frac{K_s}{n_s} \text{ [R\$]} \tag{13}$$

Onde: K_{uf} é o custo de ferramenta para o torneamento, K_{ft} é o custo da ferramenta por vida T, Z_t é o número de peças usinadas por vida T da ferramenta, n_{ft} é a vida média do porta ferramentas em quantidade de fios de corte (adotamos 1000), V_{si} é o custo de aquisição do porta ferramentas, K_s é o custo de aquisição do inserto e n_s é o número de fios de corte do inserto.

A comparação deve ser feita pelo cálculo de K_{uf} e k_{ufr} , a partir da determinação experimental dos valores de PPD, Z_t e n_{ft} .

3. **Experimentação e resultados obtidos**

Adotou-se para o controle dimensional das amostras a qualidade IT8 e os parâmetros de fim de vida considerados foram: a variação dimensional, a rugosidade superficial Ra-CLA (“center Line Average”) e a circularidade. Os equipamentos utilizados foram : retífica cilíndrica CNC “ZEMA ZSELICS G800 e um torno CNC INDEX GU 600, com comando Siemens 810D.

As dimensões do corpo de prova são $\phi = 54$ mm e largura de 35 mm e as condições de usinagem utilizadas são apresentadas nas tab. (1) e (2), conforme segue:

Tabela 1. Condições de usinagem utilizadas no torneamento do aço SAE 4340-(51 Hrc)

| | Veloc.corte V_c [m/min] | Avanço f [mm/volta] | Prof.usinagem a_p [mm] | Compr.corte b_w [mm] |
|------------|------------------------------|------------------------|-----------------------------|---------------------------|
| Condição 1 | 180 | 0.08 | 0.5 | 35 |
| Condição 2 | 150 | 0.08 | 0.5 | 35 |
| Condição 3 | 180 | 0.08 | 0.25 | 35 |
| Condição 4 | 150 | 0.08 | 0.25 | 35 |
| Condição 5 | 200 | 0.08 | 0.1 | 35 |
| Condição 6 | 500 | 0.08 | 0.1 | 35 |

Tabela 2. Condições de usinagem utilizadas na retificação do aço SAE 4340-(51 Hrc)

| Dureza do rebolo | Vel. de avanço do rebolo v_f (mm/min) | Sobremetal usinado no diâmetro (mm) | Ud | Tempo de sparkout (s) | Rotação da peça (rpm) | Rotação do rebolo (rpm) | Peças por ensaio |
|------------------|---|-------------------------------------|----|-----------------------|-----------------------|-------------------------|------------------|
| R | 0.5 | 0.5 | 5 | 10 | 70 | 1750 | 50 |
| G | 0.5 | 0.5 | 5 | 4 | 70 | 1750 | 34 |

A comparação entre os resultados obtidos no torneamento e na retificação dos corpos de prova conforme condições mostradas na tab. (1) e com qualidade IT8 para peças com diâmetro entre 50 e 80 mm – variação dimensional limite de 46 µm- (Agostinho et al, 1989) são mostrados na fig. (2), a seguir:

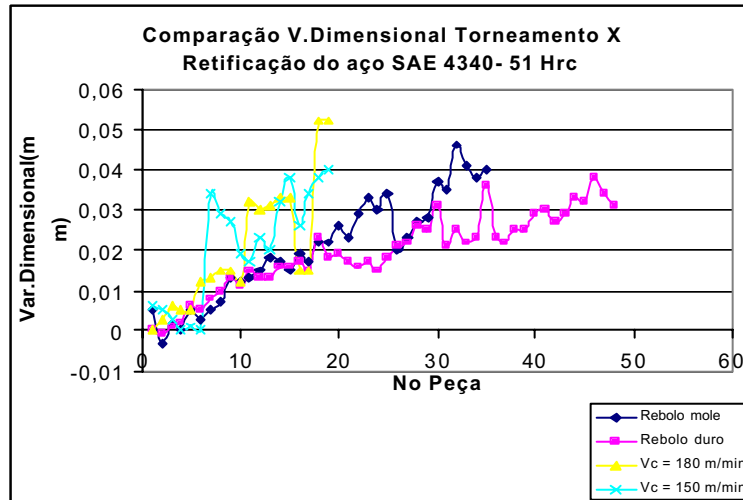


Figura 2. Comparação entre as variações dimensionais obtidas na retificação e no torneamento do aço SAE 4340 – 51 Hrc, com sobremetal usinado de 0.5 mm no diâmetro.

Observa-se no gráfico da fig. (2) que a retificação apresenta maior estabilidade na variação dimensional que o torneamento, sendo que o melhor resultado é obtido com o rebolo duro. No torneamento houve uma tendência na variação dimensional para as diversas condições utilizadas, com uma vida média de 20 peças por aresta para o inserto utilizado (PCBN-“Tipped” SNGN 12 04 08-SANDVIK, exceto na condição 6, utilizada com o intuito de conhecer-se o comportamento da ferramenta em condições extremas, pois segundo König (1993) não é recomendada a utilização de insertos soldados (“tipped”) a velocidades de corte acima de 220 m/min. Entretanto, o inserto de PCBN comportou-se bem, apesar do desgaste acelerado e da vibração excessiva.

A fig. (3) apresenta uma comparação entre os valores de rugosidade Ra obtidas no torneamento e na retificação do aço SAE 4340 – endurecido (51 Hrc) para um sobremetal usinado de 0,5 mm no diâmetro.

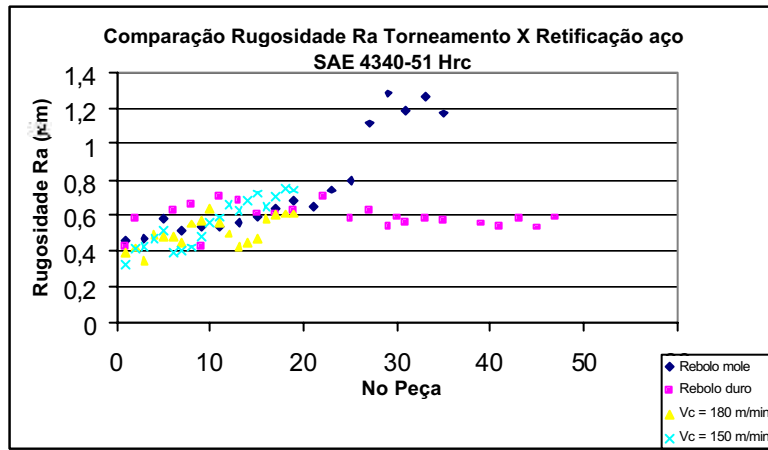


Figura 3. gráfico comparativo entre as rugosidades obtidas na retificação e no torneamento do aço sae 4340 – 51 hrc

Do gráfico observa-se que os valores de rugosidade Ra obtidos no torneamento e na retificação com o rebolo duro mantém-se num mesmo patamar, abaixo do limite estabelecido para as dimensões usinadas - 1,2 µm (Agostinho et al, 1988). Já na retificação com o rebolo mole ocorre um salto nos valores de Ra a partir da peça de número 25, ultrapassando o limite de 1,2 µm já na trigésima peça. Este fato indica que a rugosidade Ra é um fator mais crítico para indicar o fim de vida do rebolo mole, que produziu 32 peças sob o critério dimensional.

A fig. (4) apresenta as fotos da aresta do inserto utilizada nos ensaios da condição 1.

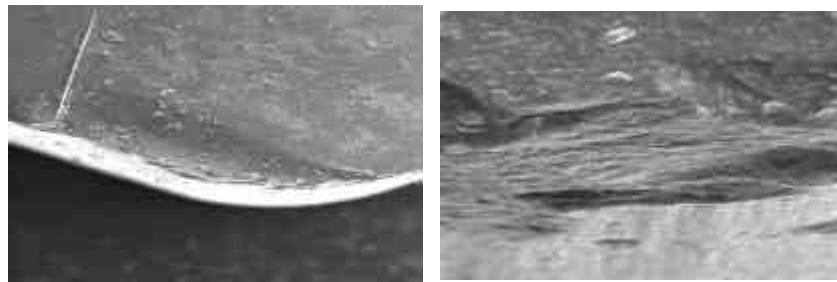


Figura 4. Foto da aresta do inserto utilizada para a usinagem do aço SAE 4340 (51 Hrc) na condição 1 ($v_c = 180$ m/min), mostrando um desgaste por cratera e a ampliação mostrando o desgaste de flanco, com deterioração do material PCBN.

É possível comparar-se os dois processos quanto ao tempo de produção, igualando-se as eq. (1) (torneamento) com a eq. (3) (retificação- $b_w \leq b_{se}$) e com a eq. (4) (retificação- $b_w > b_{se}$). No caso apresentado na fig. (5) adotou-se a cond. (1) do torneamento com velocidade de avanço $v_f = 0,5$ mm/min e $t_{so} = 0,07$ min para a retificação e $t_a + t_s = 0,15$ min e $b_w = 35$ mm para os dois processos. Na fig.(6) verifica-se a influência da largura de corte no tempo, adotando-se pois um sobremetal fixo de 0,1 mm e variando-se a largura de corte, com as demais condições idênticas às citadas anteriormente.

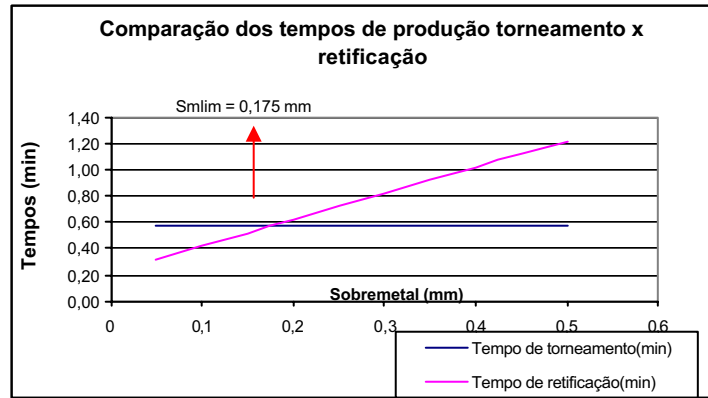


Figura 5. Comparação entre os tempos de torneamento e de retificação na usinagem do aço SAE 4340 (51 HRC) e verificação do sobremetal limite.

Utilizando-se a eq. (7), encontra-se o valor do sobremetal limite igual a 0.175 mm para as condições adotadas, valor este igual ao encontrado graficamente na fig. (5). Como pode-se verificar na fig. (5), valores de sobremetal maiores que o sobremetal limite ($S_m > S_{mlim}$) implicam em tempos de retificação maiores que os tempos de torneamento.

Na fig. (6) observa-se o aumento do tempo de torneamento proporcional ao aumento da largura de corte b_w . Na retificação os tempos são constantes para $b_w \leq b_{sc}$ e mudam de patamar para $b_w > b_{sc}$. O tempo de torneamento tende a zero para pequenos valores de b_w , sendo portanto mais vantajoso que a retificação neste caso. Já para pequenos valores de sobremetal a retificação é bastante competitiva.

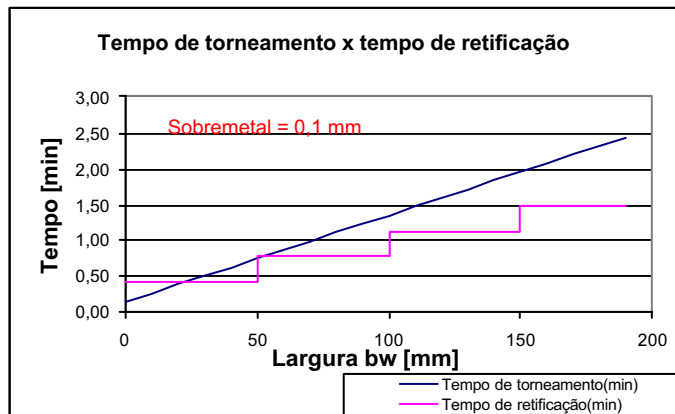


Figura 6. Tempo de torneamento x tempo de retificação para um sobremetal fixo ($sm=0.1mm$) e variação na largura de usinagem b_w .

Outro fator importante a ser considerado é o custo de ferramenta por peça. Sendo a faixa de vida útil do rebolo igual a 100 mm, profundidade de dressagem $a_{dt} = 0,04$ mm, obtém-se 2500 dressagens por vida do rebolo. Considerando-se uma quantidade de 30 peças por dressagem, obtém-se um total de 75.000 peças/rebolo. Se considerarmos um custo médio de R\$ 300,00 para rebolo e dressador, teremos um custo $K_{uf} = R\$ 0,004/peça$. Substituindo-se este valor por K_{uf} – eq (12), encontra-se uma vida $Z_t = 5.050$ peças/inserto, ou seja, 632 peças/aresta de corte, valor que está muito abaixo do valor encontrado (20 peças/aresta).

4. Conclusões

- O torneamento compete hoje com a retificação na usinagem de aços endurecidos, podendo torneiar peças com qualidade IT8, utilizando-se tornos modernos equipados com controladores numéricos computadorizados (CNC) de última geração e ferramentas de nitreto de boro cúbico (CBN);
- O processo de retificação é mais estável que o de torneamento, sendo portanto mais seguro para a obtenção de tolerâncias muito apertadas (abaixo de IT7) e mais adequado para automação;
- O torneamento é mais competitivo para usinar peças com pequeno comprimento de corte ou com sobremetal elevado. A retificação é melhor para pequenos valores de sobremetal;
- A retificação tem menor custo de ferramenta/peça, sendo portanto melhor indicada para a produção de grandes lotes de peças;
- O torneamento é um processo que pode ser executado a seco, produzindo cavacos limpos e recicláveis, sem agredir o meio ambiente, sendo portanto ecológicamente mais favorável;

5. Referências

Agostinho, O.L.;Rodrigues,A.C.S.; Lirani,J. 1988. “Tolerâncias, ajustes, desvios e análises de dimensões”. 4.ed. São Paulo, Edgard Blücher.

Ferraresi, D. 1969.” Determinação das condições econômicas de usinagem. In: Fundamentos da usinagem dos metais”, 9ª, São Paulo.1977, cap.XIII, p. 646-736. Edgard Blücher.

König, W.; Berkold, A. 1993.” Turning versus grinding – a comparison of surface integrity aspects and attainable accuracies”. *CIRP's Annals*, v.42, p. 39-43, Jan.

Soares F.,J.C.1999.”Metodologia para a comparação entre retificação cilíndrica e o torneamento na fabricação de eixos”. São Carlos. 91 p. Dissertação (Mestrado) – Escola de Engenharia de São Carlos, Universidade de São Paulo.

A Methodology for Comparison Between Cylindrical Grinding and Turning in Automotive Transmission Manufacturing.

João Chagas Soares Filho

João Fernando Gomes de Oliveira

Escola de Engenharia de São Carlos – USP - Departamento de Engenharia Mecânica

E-mail: joakleo@yahoo.com, jfgo@sc.usp.br

***Abstract.** Several facts have pressed the cutting tools manufacturers to develop new materials, as CBN and ceramics, already available for hard machining steel with hardness levels up to 65 HRc. Therefore, two of the most important machining processes, that are grinding and turning, compete today in the same applications. The goal of this work is to present a study showing the influences of the stock removal, in order to decide which one is the best process between grinding and turning, searching the minimum cost and maximum production. To reach this goal, some aspects were considered such as workpiece geometry, machine power and stock removal, trying to help process engineers to choose the best process.*

Keywords : Grinding, turning, stock removal

PREVISÃO DE PARAMETROS REOLÓGICOS POR MODELAGEM DE MISTURAS TERNÁRIAS

Ivanise Guilherme Branco

Universidade Estadual do Centro-Oeste (UNICENTRO), Departamento de Engenharia de Alimentos.
Cx. P. 730, Guarapuava, Paraná, Brasil. e-mail: czbranco@hotmail.com

Carlos Alberto Gasparetto

Universidade Estadual de Campinas, (UNICAMP), Departamento de Engenharia de Alimentos.
Cx. P. 13080- 970, Campinas, São Paulo, Brasil. e-mail: gasparetto@ceres.fea.unicamp.br

Resumo. No estudo do comportamento reológico de misturas a três componentes, como por exemplo óleo solúvel para lubrificação e resfriamento em processos de usinagem, há necessidade de aplicar o planejamento experimental com misturas para verificar qual é o efeito de cada componente, no caso água, óleo e partículas de metal, sobre os parâmetros reológicos. No planejamento experimental em sistemas ternários, há dois tipos de delineamentos recomendados: o simplex-lattice e o simplex centróide aumentado. O que diferencia os dois é o posicionamento dos pontos experimentais. A proporção de cada componente na mistura será determinada através da metodologia de superfície de resposta para mistura. Essas proporções são expressas em termos de componentes originais ou de pseudocomponentes. Estes são definidos como combinações dos componentes originais. Os valores de resposta do delineamento são os parâmetros reológicos do modelo que melhor se ajustarem para todas ou a maioria das formulações propostas. A representação do modelo que ajusta os parâmetros é feita através de superfície de resposta. Esses métodos modificados de análise de mistura têm encontrado larga aplicação na ciência da engenharia e na prática industrial.

Palavras chave: Usinagem, Óleo de corte, Misturas, Reologia.

1. INTRODUÇÃO

O estudo do comportamento reológico do óleo solúvel utilizado na lubrificação e resfriamento em processos de usinagem é importante pois obtêm-se as melhores condições do processo de usinagem e remoção das partículas. O óleo solúvel, quando utilizado nos processos de usinagem, constitui-se em um sistema que possui três componentes: óleo, água e partículas de metal, que são provenientes do processo de usinagem. Para a verificação do efeito de cada componente no comportamento reológico dessa mistura, há a necessidade de realizar um planejamento experimental para misturas, conforme Cornell (1990). Esse tratamento pode ser aplicado com sucesso nos casos de retificação e de conformação por martelamento, onde as partículas de pequenas dimensões formam com o fluido de corte um sistema muito estável, sendo difícil a remoção dessas partículas e onde é preciso estabelecer a quantidade mínima dessas partículas admissível no fluido reciclado na máquina e injetado no ponto de usinagem. Essa definição da quantidade admissível de partículas é função do comportamento reológico do fluido de corte, comportamento esse que é determinado pelas proporções óleo-água e pelo conteúdo dessas partículas.

2. FORMULAÇÃO E DELINEAMENTO DAS MISTURAS

O experimento de misturas foi definido por Cornell (1990) como a medida da resposta que é dependente das proporções dos ingredientes presentes na mistura e não da quantidade total da mistura. Além disso, as proporções dos diversos componentes de uma mistura não são independentes no seu efeito. A soma de todas as proporções tem que resultar 100%. Em um sistema de q componentes, se x_i representa a proporção do i-ésimo componente numa escala em que 100% corresponde a 1, então:

$$\sum_{i=1}^q x_i = x_1 + x_2 + \dots + x_q = 1 \quad (1)$$

A representação geométrica do espaço contendo os q componentes, a qual é definida pelos valores de x_i , é chamada de coordenada simplex. Para $q = 3$ componentes, o espaço experimental é definido por um sistema de coordenadas triangular. Vários tipos de delineamento experimental tem sido desenvolvidos, sendo os mais comuns: planejamento em rede simplex, planejamento centróide simplex e o planejamento centróide simplex aumentado (figura 1). A escolha do delineamento irá depender da complexidade de interação entre os componentes e a resposta obtida. O que diferencia esses delineamentos é o posicionamento dos pontos experimentais no sistema triangular. Na rede simplex os pontos experimentais situam-se nos vértices do triângulo e nas arestas. O simplex centróide diferencia-se da rede simplex pela adição de um ponto central, isto é, adição de um ponto no interior do triângulo onde todos os componentes aparecem em proporções iguais. No simplex centróide aumentado tem-se todos os pontos do simplex centróide e são

adicionados mais três pontos no interior do triângulo. Este delineamento é indicado no uso de modelos complexos como o modelo quadrático especial onde a forma da superfície de resposta é desconhecida.

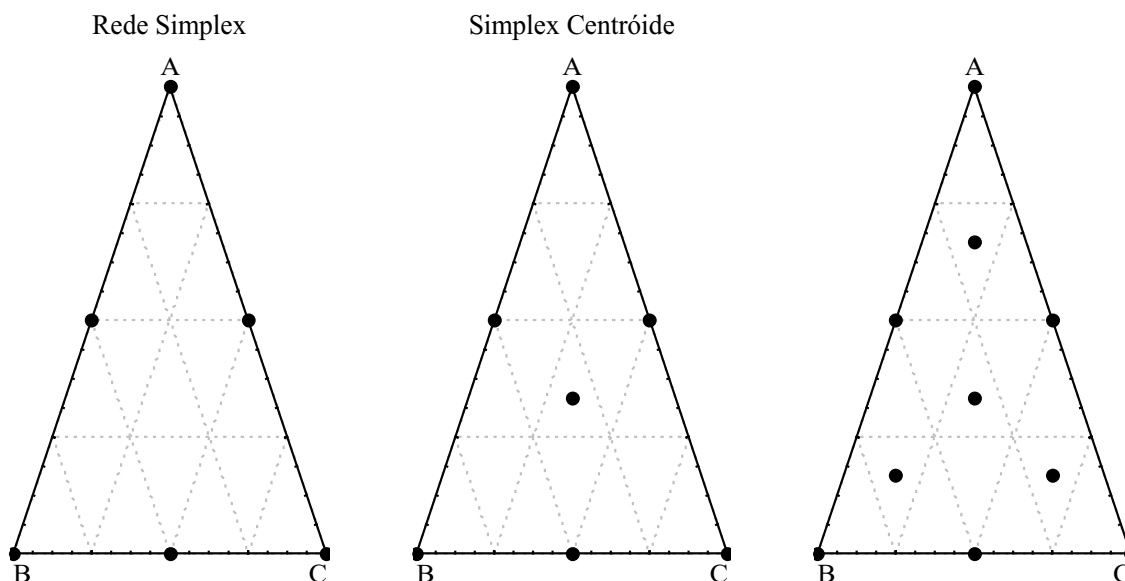


Figura 1- Planejamentos Experimentais

Neste trabalho foi definida a utilização do delineamento simplex centróide, e assim obtêm-se sete diferentes tratamentos para a mistura de óleo, água e partículas. Se não houver restrição quanto ao mínimo ou máximo de um ou mais componentes, as proporções dos componentes, para cada tratamento, são dadas na tabela 1. Se houver restrição de um ou mais componentes, há necessidade da introdução de pseudocomponentes, conforme descrito por Cornell (1990).

Tabela 1- Proporção dos Componentes

| Tratamento | Óleo | Água | Partículas |
|------------|------|------|------------|
| 1 | 1 | 0 | 0 |
| 2 | 0 | 1 | 0 |
| 3 | 0 | 0 | 1 |
| 4 | 1/2 | 1/2 | 0 |
| 5 | 1/2 | 0 | 1/2 |
| 6 | 0 | 1/2 | 1/2 |
| 7 | 1/3 | 1/3 | 1/3 |

Os pseudocomponentes são definidos como combinações dos componentes originais. Na determinação da composição original da mistura, quando dois ou mais componentes são restritos pelos limites superiores, como é o caso do presente trabalho, $X_i \leq U_i$, Crosier (1984) sugeriu definir os U- pseudocomponentes como:

$$u_i = \frac{U_i - X_i}{U - 1} \tag{2}$$

onde: $U = \sum_{i=1}^q U_i > 1$

A região dos U-pseudocomponentes, $u_i, i = 1, 2, \dots, q$, é um simplex invertido denominado U- simplex e representa a região experimental somente quando ele se posiciona inteiramente dentro do simplex original e isto acontece se e somente se

$$\sum_{i=1}^q U_i - U_{min} \leq 1 \tag{3}$$

onde U_{min} é o mínimo dos q limites superiores.

A principal razão para introduzir os pseudocomponentes é que frequentemente o ajuste dos modelos e sua representação gráfica são muito facilitados quando feitos em sistema de pseudocomponentes do que quando feitos em sistemas de componentes originais.

Com as proporções dos componentes fixadas, segue-se para o levantamento experimental dos dados reológicos cujos parâmetros serão utilizados como resposta no delineamento experimental.

3. CÁLCULO DOS PARÂMETROS REOLÓGICOS

Determinam-se os dados reológicos nas mesmas condições de operação para os dez tratamentos. Em cada tratamento, devem-se fazer triplicatas das medidas pois estas repetições são extremamente importantes no cálculo de ajuste do modelo às respostas observadas. No cálculo dos parâmetros reológicos dessas misturas, vários modelos podem ser usados, desde que se ajustem bem aos reogramas experimentais, como o modelo da lei da potência, equação 5, o qual é um modelo simples e de grande aplicabilidade, e o modelo de Casson (1959), equação 4, o qual foi desenvolvido para uma suspensão de partículas interagindo em um meio newtoniano. Este modelo tem a particularidade de possuir o termo tensão inicial, que é desejável em muitas aplicações tecnológicas.

$$\tau^{1/2} = K_{oc} + K_c * \gamma^{1/2} \tag{4}$$

onde τ é a tensão de cisalhamento, γ é a taxa de deformação, K_c é a viscosidade plástica de Casson e a tensão inicial é igual a K_{oc} .

$$\tau = K * \gamma^n \tag{5}$$

onde τ é a tensão de cisalhamento, γ é a taxa de deformação, K é o índice de consistência e n é o índice de comportamento do fluido.

Obtidos os parâmetros reológicos, o próximo passo é descrevê-los em termos de pseudocomponentes ou de componentes originais para encontrar uma função que melhor descreva os resultados experimentais.

4. METODOLOGIA ESTATÍSTICA

Os parâmetros reológicos são ajustados inicialmente com o modelo linear (Eq. 6). Neste modelo não há interação entre os componentes e os coeficientes deste modelo podem ser determinados sem nenhuma mistura, usando-se somente as respostas medidas para os componentes puros, que correspondem aos vértices do triângulo, ou seja aos tratamentos 1, 2 e 3 da tabela. Caso o modelo linear não se mostre satisfatório, ajustam-se os dados reológicos ao modelo quadrático (Eq. 7). Este descreve as interações entre dois componentes reproduzindo os valores de resposta nos vértices (componentes puros) e nas arestas (misturas binárias), ou seja, os tratamentos 1, 2, 3, 4, 5, e 6 da tabela. Se o modelo quadrático mostrar-se insuficiente, é necessário acrescentar os termos cúbicos. No modelo cúbico ocorre a presença simultânea dos três componentes que são os pontos no interior do triângulo.

$$\hat{Y} = b_1' X_1' + b_2' X_2' + b_3' X_3' \tag{6}$$

$$\hat{Y} = b_1' X_1' + b_2' X_2' + b_3' X_3' + b_{12}' X_1' X_2' + b_{13}' X_1' X_3' + b_{23}' X_2' X_3' \tag{7}$$

$$\hat{Y} = b_1' X_1' + b_2' X_2' + b_3' X_3' + b_{12}' X_1' X_2' + b_{13}' X_1' X_3' + b_{23}' X_2' X_3' + b_{123}' X_1' X_2' X_3' \tag{8}$$

onde:

\hat{Y} = estimativa da resposta de tensão inicial, índice de consistência e índice de comportamento do fluido, para cada modelo estudado;

b' = coeficientes determinados conforme Cornell (1990);

X' = proporção dos pseudocomponentes.

Portanto, o procedimento para a obtenção do modelo polinomial consiste em obter os pseudocomponentes, estimar os coeficientes b's para o modelo e determinar a significância estatística do modelo através da análise da variância, a qual está esquematizada na tabela 2 abaixo:

Tabela 2- Quadro de análise da variância.

| Fonte de Variação | Soma quadrática | Número de Graus de Liberdade | Média quadrática | F |
|-------------------|-----------------|------------------------------|---------------------|------------|
| Regressão | SQR | p-1 | MQR = SQR/(p-1) | MQR/MQr |
| Resíduos | SQr | n-p | MQr = SQr/(n-p) | |
| Falta de Ajuste | SQfaj | m-p | MQfaj = SQfaj/(m-p) | Mqfaj/Mqep |
| Erro Puro | SQep | n-m | MQep = SQep/(n-m) | |
| Total | SQtotal | n-1 | | |

onde:

n = número total de observações;

m = número de níveis distintos;

p = número de parâmetros do modelo.

Para verificar se a regressão é estatisticamente significativa faz-se uso da média quadrática devido à regressão (MQR) e ao resíduo (MQr), as quais seguem uma distribuição F, ou seja:

$$MQR/MQr \cong F_{vR, vr} \tag{9}$$

onde vR são os números de graus de liberdade da média quadrática devido à regressão e vr são os números de graus de liberdade da média quadrática residual. Para verificar essa significância estatística, basta comparar MQR/MQr com o valor estatisticamente admissível de $F_{vR, vr}$ no nível de significância desejado. Se verificar que o MQR/MQr é maior do que $F_{vR, vr}$ pode-se dizer que a regressão é estatisticamente significativa. Quanto maior for o valor de MQR/MQr, melhor. Citado por Barros Neto et alii (1995), o valor de MQR/MQr deve ser no mínimo de quatro a cinco vezes o valor de $F_{vR, vr}$.

Para avaliar se o modelo está ou não bem ajustado às observações, deve ser empregado o teste F da razão MQfaj/MQep. O valor de MQfaj/MQep será comparado com o valor tabelado de $F_{vFaj, vep}$, onde vFaj e vep são os números de graus de liberdade da média quadrática devido à falta de ajuste e da média quadrática do erro puro, respectivamente. Valores altos de MQfaj/MQep significarão muita falta de ajuste, ou seja, a descrição resultante não é significativa.

Se a falta de ajuste for significativa seleciona-se o modelo polinomial de grau superior.

5. ANÁLISE DOS RESULTADOS

A representação do melhor modelo obtido, o qual ajusta os parâmetros reológicos em função dos componentes, é dada pela superfície de resposta. Através da superfície pode-se verificar o efeito de cada componente, óleo, água e partículas de metal, sobre os parâmetros reológicos e encontrar em quais proporções da mistura que não ocorre alteração dos processos operacionais durante a usinagem.

6. APLICAÇÃO

É apresentado a seguir um exemplo prático de aplicação dos conceitos desenvolvidos acima. Seja uma mistura ternária de óleo, água e partículas de metal, onde há necessidade de impor restrições quanto à quantidade máxima dos componentes na mistura, principalmente quanto ao teor de partículas metálicas, pois esse é, na prática, o fator limitante. As restrições impostas são: teor de óleo = $X1 \leq 0,6$; teor de água = $X2 \leq 0,4$; teor de partículas = $X3 \leq 0,3$.

Essas restrições significam que a combinação das misturas devem possuir no máximo 60% de óleo, 40% de água e 30% de partículas de metal.

Como $(U1 + U2 + U3 - Umin) = (0,6 + 0,4 + 0,3 - 0,3) = 1,0 \leq 1,0$, o U- simplex está inteiramente dentro dos limites do triângulo original Xi. Na figura 2, encontra-se o U- simplex definido para este trabalho.

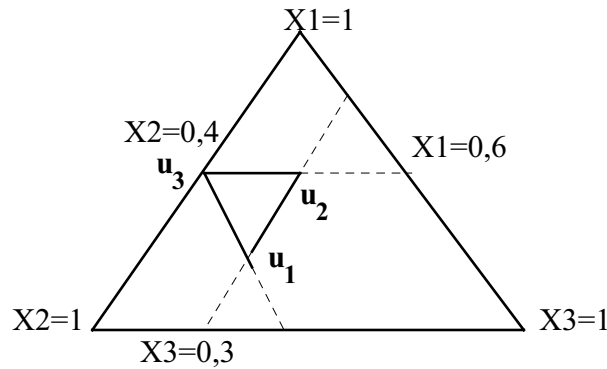


Figura 2: Delineamento U- simplex definido por $X1 \leq 0,6$; $X2 \leq 0,4$ e $X3 \leq 0,3$

Os teores da mistura em termos de pseudocomponentes, designados de u_i , são dados pela equação 2, onde obtêm-se:

$$u_1 = \frac{0,6 - X1}{0,3} \quad u_2 = \frac{0,4 - X2}{0,3} \quad u_3 = \frac{0,3 - X3}{0,3}$$

Através dessas equações os valores dos componentes originais $X1$, $X2$ e $X3$ do delineamento centróide simplex são obtidos e são listados na tabela 3. Nesta tabela encontram-se também os valores de resposta do delineamento. Utilizou-se aqui como resposta, para ilustrar o exemplo, a viscosidade aparente da mistura, a qual foi calculada à uma taxa de deformação constante.

Tabela 3- Delineamento experimental proposto e valores de resposta

| U- pseudocomponentes | | | Componentes Originais | | | Valores de Resposta (Y) | | |
|----------------------|-------|-------|-----------------------|------|------|-------------------------|-------|-------|
| U_1 | U_2 | u_3 | $X1$ | $X2$ | $X3$ | Viscosidade Aparente | | |
| 1 | 0 | 0 | 0,3 | 0,4 | 0,3 | 55,7 | 56,1 | 57,2 |
| 0 | 1 | 0 | 0,6 | 0,1 | 0,3 | 98,5 | 100,8 | 113,6 |
| 0 | 0 | 1 | 0,6 | 0,4 | 0 | 78,6 | 75,9 | 80,5 |
| 1/2 | 1/2 | 0 | 0,45 | 0,25 | 0,3 | 66,9 | 68,8 | 71,4 |
| 1/2 | 0 | 1/2 | 0,45 | 0,4 | 0,15 | 56,8 | 58,2 | 61,7 |
| 0 | 1/2 | 1/2 | 0,6 | 0,25 | 0,15 | 86,8 | 90,1 | 92,4 |
| 1/3 | 1/3 | 1/3 | 0,5 | 0,3 | 0,2 | 85,4 | 83,3 | 80,5 |

As respostas devem ser ajustadas com as equações 6, 7 e 8, para encontrar a equação que melhor ajusta os dados experimentais. Neste caso, encontrou-se que a equação cúbica (eq. 9) é o melhor modelo para representar as viscosidades aparente observadas no planejamento centróide simplex e, neste caso, não foi possível fazer uma análise completa da variância, incluindo falta de ajuste, pois o número de ensaios é igual ao número de parâmetros. Na equação 9 encontra-se os valores da equação em termos dos componentes originais, assim como seus erros padrão, e pode ser verificado que todos os coeficientes encontrados são significativos.

$$\begin{aligned} \mu_a = & -430,3 X_1 - 1135,6 X_2 - 1315,1 X_3 + 3206,3 X_1 X_2 + \\ & (66,121) \quad (148,16) \quad (231,62) \quad (410,25) \\ & 3810,4 X_1 X_3 + 5886,7 X_2 X_3 - 10500,0 X_1 X_2 X_3 \end{aligned} \quad (10)$$

Através da superfície de resposta encontrada pode ser verificado que a proporção de partículas teve um forte efeito sobre a viscosidade aparente. Isso pode ser melhor visualizado através das curvas de nível do modelo cúbico (fig. 3). Através dessa figura pode ser observado que a menor viscosidade aparente encontrada foi justamente na formulação que não havia presença de partículas de metal.

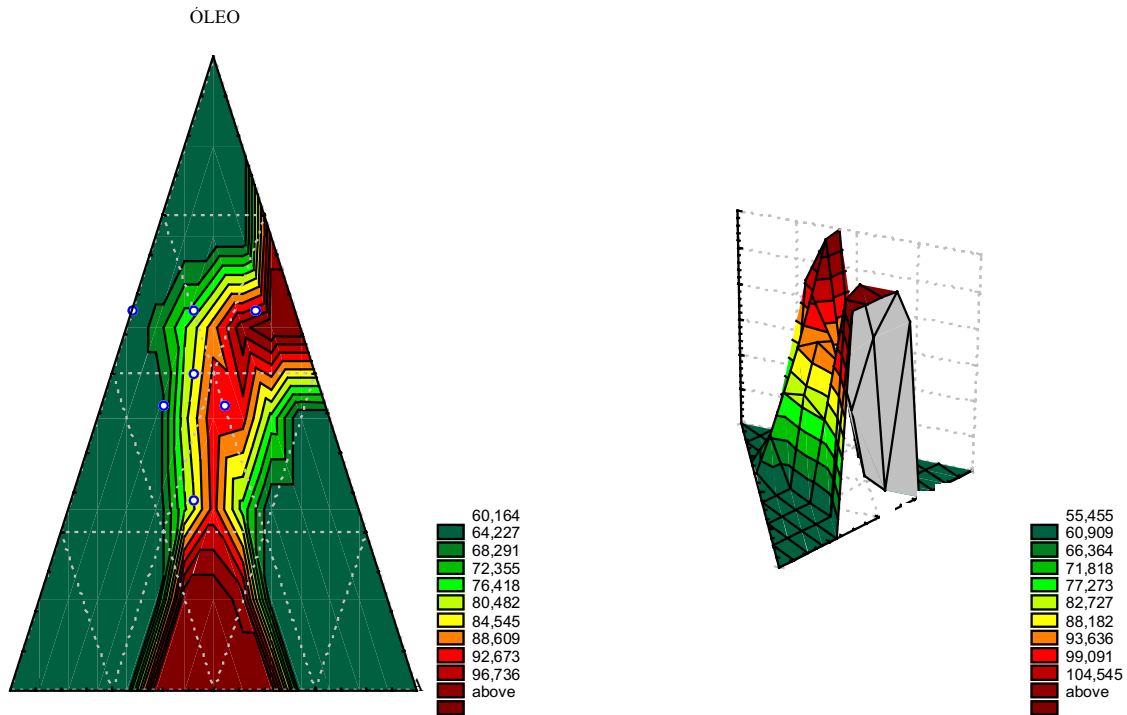


Figura 3 – Curvas de nível do modelo cúbico

7. REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

- BARROS NETO, B., SCARMINIO, I. S. & BRUNS, R. E. (1995). Planejamento e Otimização de Experimentos. Campinas (SP): Editora da UNICAMP.
- CASSON, N. (1959). A Flow Equation for Pigment-Oil Suspensions of the Printing ink Type. In "Rheology of Disperse Systems," Pergamon Press, New York.
- CORNELL, J. A. (1990). Experiments with Mixtures: Designs, Models and the Analysis of Mixture Data. 2⁻⁰ ed., Nova York; Wiley.
- CROSIER, R. B. (1984). Mixture experiments: Geometry and Pseudo-components. *Technometrics*, Vol. 26, p.p.209-216

MODELLING TERNARY MIXTURES FOR RHEOLOGICAL MODEL

Ivanise Guilherme Branco

Universidade Estadual do Centro Oeste (UNICENTRO), Departamento de Engenharia de Alimentos.
Cx. P. 730, CEP 85.015-430, Guarapuava, Paraná, Brasil. e-mail: czbranco@hotmail.com

Carlos Alberto Gasparetto

Universidade Estadual de Campinas (UNICAMP), Departamento de Engenharia de Alimentos.
Cx. P. 6121, CEP 13081- 970, Campinas, São Paulo, Brasil. e-mail: gasparetto@ceres.fea.unicamp.br

Abstract: *The rheological modelling of mixtures with three components, particularly soluble oil used in cutting machinery to both lubrication and cooling, demands a specific experimental design, which is discussed in this paper. For this particular mixture, the aim is to determine which component oil, water and cutting shavings- is the main responsible for the rheological behaviour. This behaviour is of utmost importance for design and operation of the machining process and performance. For the rheological experimental design of ternary systems two kinds of statistical design are to be considered: simplex-lattice and expanded simplex centroid, depending on the experimental data obtained and how they are distributed. The influence of each component analyzed through a response surface and described in terms of either real or pseudo-components. The responses to the experimental design are the rheological parameters of the preassigned model. The description of the parameters adjustment is visualized through the*

response surface . These modified methods for the analysis of mixtures are now being widely used for research and industrial practice.

Key Words: *Machining, cutting oil, rheology, ternary mixture experimental design.*

CARACTERÍSTICAS DA APLICAÇÃO DE MÍNIMA LUBRIFICAÇÃO NO TORNEAMENTO DO AÇO ABNT 52100 ENDURECIDO

Fernando Teixeira Filho

Universidade do Estado de Minas Gerais – UEMG – Av. Cel. José Alves, 256 – 37010-540 – Varginha/MG
fernando-fenva@fepesmig.br

João Roberto Ferreira

Escola Federal de Engenharia de Itajubá – EFEI – Av. BPS, 1303 – Bairro Pinheirinho – 37500-000 – Itajubá / MG
jorofe@iem.efei.br

Anselmo Eduardo Diniz

Universidade Estadual de Campinas – UNICAMP – DEF/FEM Caixa Postal 6122 – 13083-970 – Campinas/SP
anselmo@fem.unicamp.br

Resumo. A última década foi marcada por extensivas pesquisas visando o aumento da produtividade e da qualidade nos processos industriais. Com o desenvolvimento de materiais para ferramentas, como o nitreto cúbico de boro policristalino (PCBN) e de máquinas mais rígidas e precisas, o torneamento se tornou uma boa alternativa à retificação, sendo realizado normalmente a seco. Porém, nesta condição é desenvolvida uma alta temperatura de corte que afeta a precisão dimensional e geométrica da peça. Se o uso de fluido de corte nos processos de usinagem tem sido questionado, por outro lado, a técnica de Mínima Quantidade de Fluido (MQF) tem-se mostrado interessante em algumas operações de usinagem. Neste trabalho estudou-se a influência do MQF no desgaste de ferramenta de PCBN no torneamento do aço ABNT 52100 endurecido (60 HRC). Duas outras condições de usinagem foram ensaiadas: a seco e com fluido de corte abundante. Durante os testes mediu-se o desgaste da ferramenta de PCBN, a rugosidade da peça e os erros de circularidade. A condição a seco apresentou uma maior vida da ferramenta, enquanto que a condição com fluido abundante apresentou os piores resultados. A técnica de MQF apresentou os menores erros de circularidade em velocidades de corte maiores.

Palavras chave: Torneamento, Aço Endurecido, PCBN, Mínima Lubrificação.

1. Introdução

O desenvolvimento de materiais para ferramentas de corte de elevada dureza a quente e alta resistência ao desgaste, aliado ao desenvolvimento de máquinas-ferramentas mais rígidas e potentes, tem possibilitado a usinagem de materiais endurecidos (dureza > 45 HRC). Isto tem permitido a substituição com algumas vantagens da operação de retificação pelo torneamento destes materiais. Dentre estas vantagens pode-se citar: maior produtividade, menor custo das ferramentas, baixo consumo de energia por volume de material usinado, redução dos tempos de preparação e troca de ferramentas, máquinas-ferramentas mais simples e de menor custo, etc. (Tönshoff et al., 1995; Klocke et al., 1995, apud. Matsumoto, 1998). O Nitreto de Boro Cúbico Policristalino (PCBN) é um material para ferramentas de corte que possui excelentes propriedades como: baixa solubilidade no ferro, elevada dureza a quente (cerca de 1800HV a 1000° C) e boa tenacidade à fratura ($6,3 \text{ MPa/m}^{1/2}$). Estas propriedades permitem o uso eficaz do PCBN na usinagem de ligas ferrosas temperadas, com dureza na faixa de 50 a 65 HRC (Abrão et al., 1996).

No torneamento de aços endurecidos ocorre a elevação da temperatura de corte, o que facilita a deformação e o cisalhamento do material na formação do cavaco (Nakayama et al., 1988). Além disso, a usinagem de materiais endurecidos é citada na literatura como sendo a seco. No entanto, a alta temperatura causa a dilatação da peça, afetando sua precisão dimensional e geométrica e a integridade da superfície usinada (Tönshoff et al., 1995). A ausência de lubrificação além de prejudicar o transporte de cavaco, favorece o aumento do desgaste abrasivo e de aderência, causado pelo aumento no atrito devido à camada de separação entre a ferramenta e o material (Novaski & Dörr (a), 1999). No torneamento do aço ABNT 52100 temperado (dureza 60 HRC), Costa (1993) verificou que a taxa de desgaste de flanco (V_B/t_c), sendo V_B o desgaste de flanco e t_c o tempo de corte, dos insertos de PCBN cresceu com o aumento da velocidade de corte. Utilizando velocidades de corte de 100, 120 e 140 m/min, o referido autor verificou que a taxa de desgaste de flanco aumentou e nenhum desgaste de cratera foi observado. Por outro lado, no torneamento do mesmo aço (dureza média de 60 HRC), Matsumoto (1998) verificou que a vida da ferramenta de PCBN cresceu com o aumento da velocidade de corte, para as velocidades ensaiadas ($v_c = 108$ e 130 m/min). Há, portanto, uma certa contradição entre os resultados obtidos por estes autores sobre a influência da velocidade de corte na vida da ferramenta de PCBN. No torneamento de aço ABNT 52100 endurecido (60 HRC), Matsumoto & Diniz (1999) concluíram que o processo de torneamento pode substituir a retificação em operações de acabamento, particularmente em peças de pequeno comprimento. Foram obtidas qualidades superficial ($Ra < 0,6 \mu\text{m}$) e dimensional (ISO IT5) similares às obtidas em operações de retificação, mesmo quando se utiliza máquina-ferramenta com projeto mecânico convencional.

A usinagem com Mínima Quantidade de Fluido (MQF) consiste na aplicação de uma quantidade mínima de fluido de corte (normalmente < 100 ml/h) na região de corte, na maioria dos casos através de um jato de ar. Estas quantidades mínimas são suficientes para reduzir substancialmente o atrito cavaco-ferramenta-peça e evitar a aderência dos

materiais em contato (Novaski & Dörr (b), 1999). A usinagem com MQF tem sido pesquisada objetivando reduzir o volume de fluido de corte, favorecendo as questões ecológicas, as exigências legais quanto à preservação do meio ambiente e a preservação da saúde do ser humano (Heisel & Lutz, 1998). A utilização de fluido de corte abundante (condição úmida) tem as vantagens de facilitar a remoção de cavacos, reduzir o atrito e refrigerar a peça. Por exemplo, na usinagem de alumínio e aços dúcteis, a não aplicação da refrigeração provoca um desgaste adesivo inaceitável (Novaski & Dörr (a), 1999). Entretanto, a utilização da condição úmida representa custos adicionais nos processos de corte que podem chegar a 17% dos custos de produção, que são relativos à aquisição, armazenamento, manutenção e descarte. Por outro lado, os gastos relacionados com a ferramenta representam somente de 2 a 4% dos custos de produção (Novaski & Dörr (a), 1999). A utilização do mínimo volume de óleo tem-se mostrado vantajosa em algumas operações de corte. Na operação de furação de liga de alumínio-silício (AS 323), Braga et al. (1999) verificaram que o desgaste da ferramenta com MQF (Vazão de 10 ml/h) foi similar à operação com condição úmida e que, em termos de esforços de corte, a operação com MQF mostrou-se melhor que a condição úmida.

Neste contexto, o presente trabalho tem como objetivo verificar a influência da mínima quantidade de fluido na operação de torneamento de aço ABNT 52100 endurecido (dureza 60 HRC). Para efeito de comparação, utilizou-se outras duas condições de corte (úmida e a seco) visando avaliar a influência da velocidade de corte no desgaste da ferramenta de PCBN, na rugosidade R_a e nos desvios de circularidade da peça usinada.

2. Procedimentos experimentais

Os experimentos foram realizados em um torno CNC Cosmos 30 – Romi, potência de 22 KW (30 HP), ano de fabricação 1985, projeto mecânico convencional com mancais de rolamento e guias de escorregamento. Os corpos de prova de aço ABNT 52100 foram usinados nas dimensões finais de $\varnothing 49 \times 50$ mm e tratados termicamente visando seu endurecimento. A dureza média medida situou-se na faixa de 60 ± 2 HRC. A composição química do aço utilizado encontra-se na Tab. (1).

Tabela 1. Composição química do aço ABNT 52100 em %.

| C | Si | Mn | Cr | Mo | Ni | S | P |
|------|------|------|------|------|------|-------|------|
| 1,03 | 0,23 | 0,35 | 1,40 | 0,04 | 0,11 | 0,001 | 0,01 |

O equipamento de Mínima Quantidade de Fluido utilizado foi o *Magic-Cut "Mist coolant equipment"* da Fuso Seiki Co. Ltd., modelo OS-21-AT-40, que permite uma regulagem fina do volume de óleo, por meio de um registro tipo agulha, atomizando-o em um fluxo de ar comprimido à pressão constante de 4,5 bar. O bico injetor de ar foi colocado a cerca de 10 mm da peça, na parte superior, conforme mostra a Fig. 1.

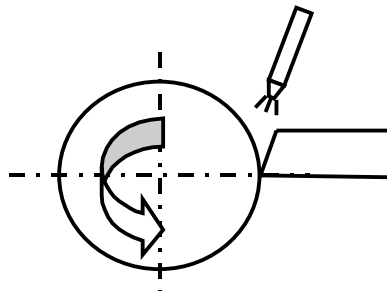


Figura 1. Esquema do bico injetor nos ensaios com ar comprimido e MVO.

As medidas de rugosidade, R_a , foram realizadas em um rugosímetro *Surftest 211*, Mitutoyo, aferido e calibrado antes do início das medições. O parâmetro de *cut-off* foi ajustado para 0,8 mm em todas as medidas. As medições dos desgastes de flanco máximos das pastilhas (VB_{max}) e também as fotos da progressão destes desgastes foram obtidos em um analisador de imagem (*Global Image Analyser*) acompanhado do respectivo software (*Global Lab*). Este equipamento é constituído de um microscópio óptico com ampliação de 25 a 50 vezes acoplado a uma câmara de vídeo e ao computador.

Os desvios de circularidade foram medidos em seis pontos aproximadamente equidistantes da superfície usinada da peça, como mostra a Fig. (2), utilizando-se uma Máquina de Medir por Coordenadas, modelo B251 (manual), fabricada pela Mitutoyo, com faixa de operação $x = 725,600$ mm, $y = 1531,460$ mm e $z = 460,700$ mm e resolução de 1 μm .

Foram utilizados insertos intercambiáveis de PCBN brasados em metal duro, geometria quadrada, código ISO SNGA 120408 S01020, recobertos com uma camada de nitreto de titânio (TiN), raio de ponta de 0,8 mm, com chanfro (Sandvik CB7020). Foi usado um porta ferramentas código ISO MSSNR 2525M12 com a seguinte geometria: ângulo de saída $\gamma_o = -8^\circ$; ângulo de inclinação $\lambda_s = 0^\circ$ e ângulo de posição $\gamma_r = 45^\circ$.

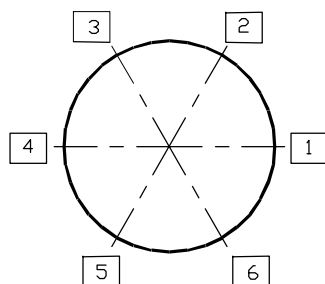


Figura 2. Esquema das medidas dos desvios de circularidade.

Os critérios de fim de vida da ferramenta foram baseados no desgaste de flanco máximo $VB_{max} = 0,3$ mm ou rugosidade $Ra = 0,75 \mu m$, de acordo com a norma ISO 3685 de 1993. Quando um destes dois parâmetros fosse atingido, o ensaio era encerrado. Durante os ensaios as medidas de rugosidade (Ra) e desgaste de flanco (VB_{max}) foram efetuadas após a ferramenta ter usinado um comprimento de corte aproximado de 252 m (três passes). As condições de corte foram: a seco, com óleo abundante (úmida) e com mínima quantidade de fluido com vazão de 10 ml/h. Os parâmetros de corte foram: velocidades de corte (v_c) de 110, 130, 150 e 175 m/min; avanço $f = 0,08$ mm/volta e profundidade de usinagem $a_p = 0,3$ mm, constantes em todos os ensaios.

3. Resultados

A Fig. (3) mostra a evolução do desgaste de flanco para as três condições ensaiadas com velocidade de corte de 110 m/min. A condição a seco apresentou o melhor desempenho, acredita-se que isto tenha ocorrido devido ao efeito da maior temperatura de corte, que provoca a perda de dureza do material da peça, facilitando a formação do cavaco e reduzindo os esforços de corte. O desgaste de flanco VB_{max} na condição a seco mostra uma evolução mais lenta que nas demais condições de corte, favorecido pelo efeito da temperatura desenvolvida durante a usinagem, aliado à alta resistência do PCBN em elevadas temperaturas. À medida que o comprimento de corte aumenta, a evolução do desgaste para a condição úmida é mais rápida, acredita-se que devido ao intenso resfriamento da peça e do cavaco, fazendo com que a ferramenta de PCBN esteja sujeita a esforços de corte maiores. A Fig. (4) mostra o lascamento da ferramenta de PCBN ocorrido no ensaio com $v_c = 110$ m/min na condição úmida. Para comprimentos de corte acima de 1800 m, a condição de MQF com vazão 10 ml/h apresenta um desempenho intermediário entre as outras duas condições.

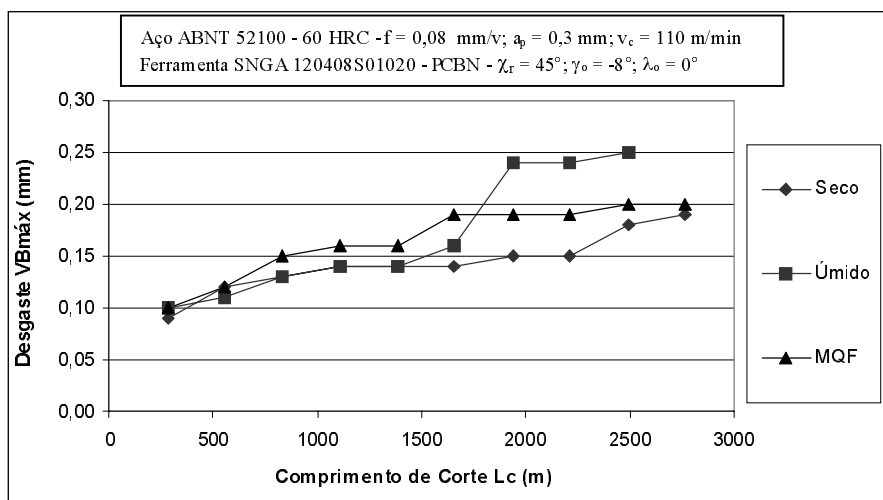


Figura 3. Evolução do desgaste de flanco para as condições ensaiadas com $v_c = 110$ m/min.

A fig. (5) mostra a evolução do desgaste de flanco para as condições ensaiadas com $v_c = 130$ m/min. Pode-se observar que na condição úmida o desgaste da ferramenta evolui mais rapidamente, enquanto que na condição a seco esta evolução é mais lenta. O menor desgaste da condição à seco é devido ao calor gerado no corte do material, que eleva a temperatura do mesmo, facilitando o cisalhamento e a deformação do cavaco, aliado à elevada resistência do PCBN a altas temperaturas. Observa-se ainda que as condições a seco e MQF (vazão 10 ml/h) têm desempenhos similares, embora a condição MQF apresente desgaste um pouco menor. Em todos os ensaios realizados neste trabalho, houve a formação de cavacos contínuos (cisalhamento), na forma de dente de serra. Segundo Novaski(b) & Dörr (1999), a formação de cavacos de cisalhamento é um fator limitante para a utilização da técnica de Mínima Quantidade de Fluido na usinagem de aços. Como nenhum quebra-cavacos foi previsto nestes ensaios, os cavacos enrolaram-se nas

peças, prejudicando o acabamento superficial. Além disso, o cavaco enrolado certamente impediu que o jato pulverizado de fluido de corte atingisse a região de corte da ferramenta. Mesmo assim, a condição MQF apresentou desgastes de flanco menores que a condição a seco, devido ao efeito lubrificante do óleo de corte pulverizado.

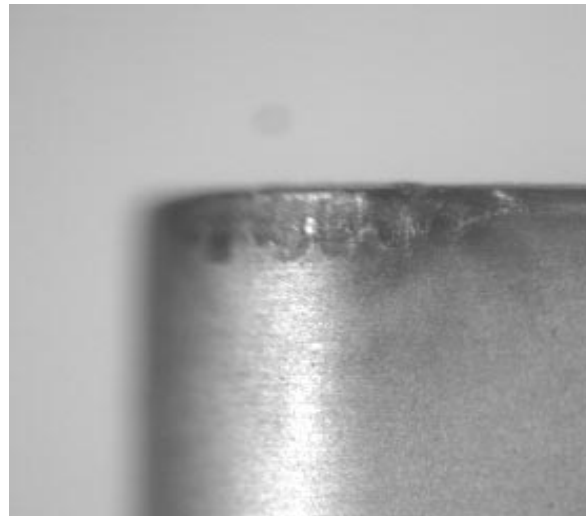


Figura 4. Detalhe do lascamento do inserto de PCBN na condição úmida, $v_c = 110$ m/min, $L_c = 1941$ m.

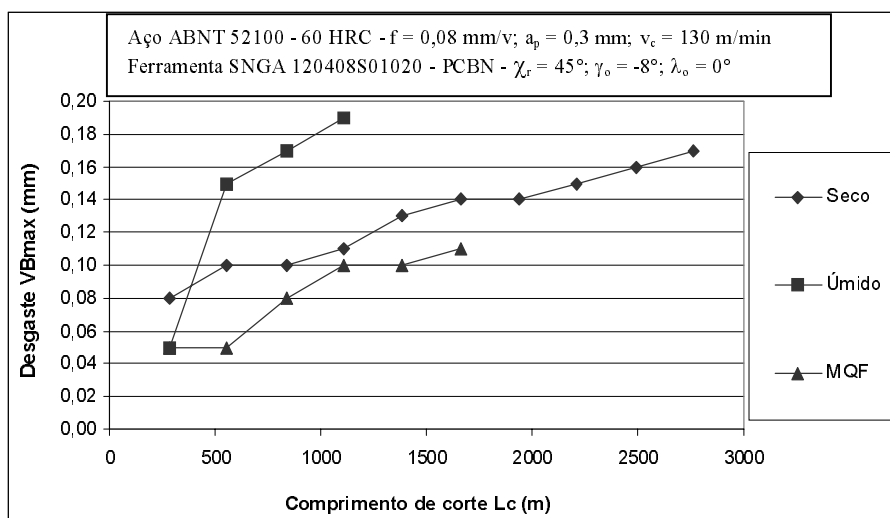


Figura 5. Evolução do desgaste de flanco para as condições ensaiadas com $v_c = 130$ m/min.

A Fig. (6) mostra a evolução da rugosidade para as três condições ensaiadas, a uma velocidade de corte constante de 150 m/min. A condição úmida apresentou alta rugosidade logo no início do ensaio, ultrapassando o critério de fim de ensaio a um comprimento de corte de 825 m. Por isso, o ensaio foi encerrado. A condição a seco proporcionou uma rugosidade menor e uma evolução mais lenta desta. Das três condições ensaiadas, a condição a seco apresentou os menores valores de rugosidade até o comprimento de corte de 1388 m, mas a partir deste ponto, a rugosidade ultrapassou abruptamente o limite de $0,75 \mu\text{m}$, embora nenhuma avaria ou desgaste excessivo tenha sido observado na aresta de corte. Isto porque a rugosidade não apresenta correlação direta com o desgaste de flanco, pois ela está intimamente ligada à forma da ponta da ferramenta no instante do corte, e é dependente das condições dinâmicas da máquina.

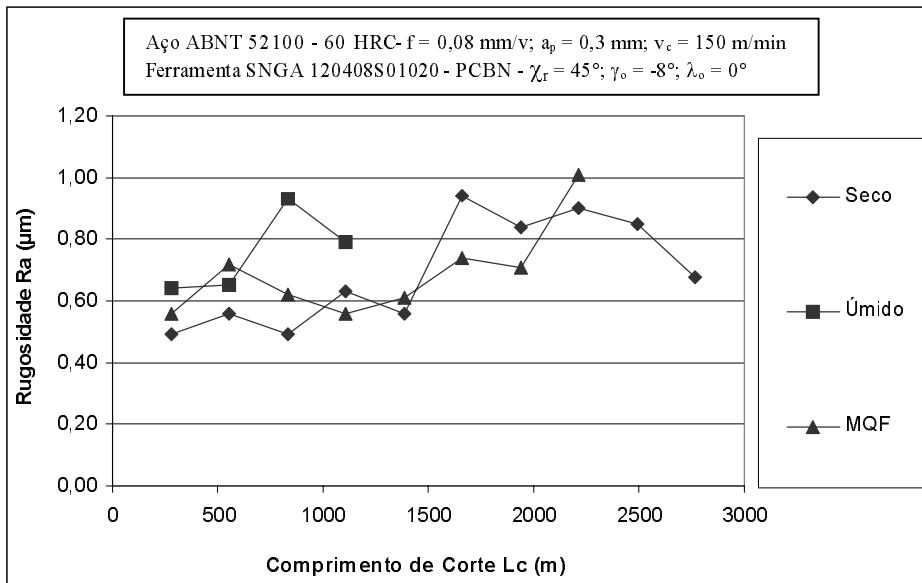


Figura 6. Evolução da rugosidade para as três condições ensaiadas com $v_c = 150$ m/min.

Na velocidade de corte de 175 m/min foram ensaiadas as condições a seco e com MQF e a Fig. (7) mostra a evolução dos desgastes medidos nestes ensaios. A condição úmida não foi ensaiada pois, em todos os ensaios anteriores, apresentou os piores resultados. Observa-se que as duas condições apresentam comportamentos semelhantes, sendo que a condição de MQF apresenta desgaste superior ao da condição a seco, possivelmente devido ao efeito de resfriamento do cavaco pelo ar comprimido, fazendo com que ele mantivesse sua dureza elevada. Observou-se durante os ensaios a ocorrência de desgaste de cratera na condição com $v_c = 175$ m/min, fato que não aconteceu com nenhuma outra condição. Este desgaste foi verificado a partir de um comprimento de corte $L_c = 2542$ m, em função da elevada velocidade de corte e provavelmente pelo baixo poder de lubrificação do MQF na interface cavaco/ferramenta.

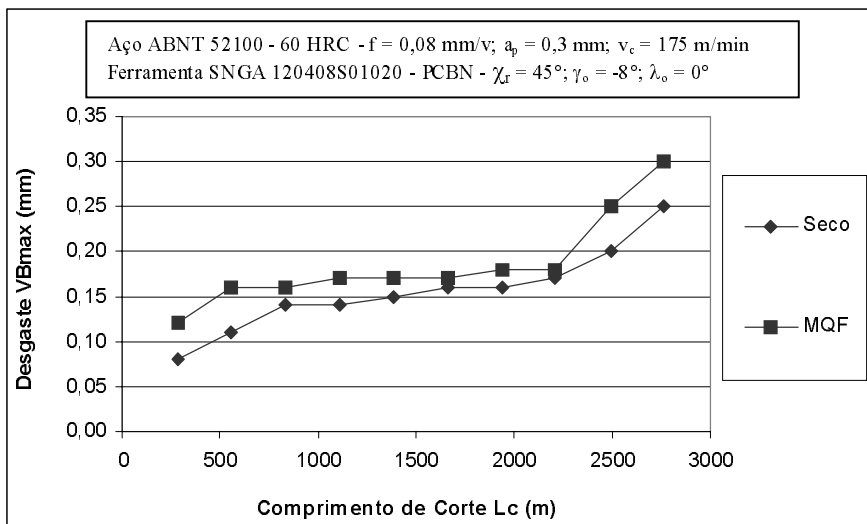


Figura 7. Evolução do desgaste para as condições a seco e MQF, para $v_c = 175$ m/min.

A Fig. (8) mostra a evolução da rugosidade para $v_c = 175$ m/min, para as duas condições ensaiadas. Observa-se que as duas condições apresentam desempenhos muito semelhantes, e a rugosidade mantém-se na faixa de 0,45 a 0,65 μm na condição a seco. A condição com MQF mostrou uma redução da rugosidade com o aumento do comprimento de corte, embora esta rugosidade tenha se situado numa faixa superior à da condição a seco, até o comprimento de corte de 2494 m. O aumento da velocidade de corte atuou no sentido de favorecer a obtenção de rugosidades menores, uma vez que o aumento da temperatura de corte facilita a ação da ponta da ferramenta, deformando mais facilmente o cavaco, no sentido de imprimir na peça o raio de ponta do inserto de PCBN. Observa-se ainda que na condição com MQF, a rugosidade já começou muito alta, próxima do limite de fim de ensaio. No entanto, a rugosidade diminuiu com o comprimento de corte, possivelmente devido ao desgaste de cratera, que alterou a geometria da ferramenta, deixando-a mais positiva, reduzindo os esforços de corte e, conseqüentemente, a resposta dinâmica da máquina ferramenta. A Fig. (9) mostra o desgaste de cratera da ferramenta de PCBN na condição com MQF e $v_c = 175$ m/min.

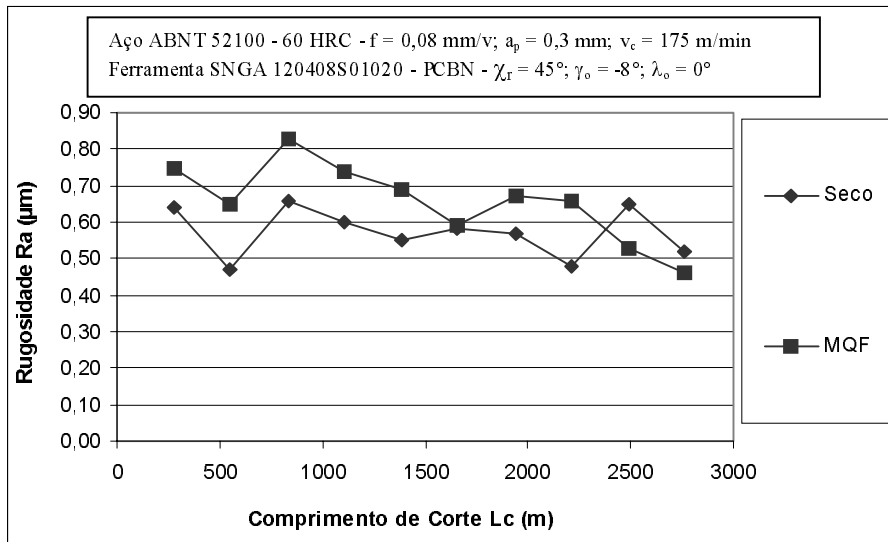


Figura 8. Evolução da rugosidade para as condições a seco e MQF, para $v_c = 175$ m/min.

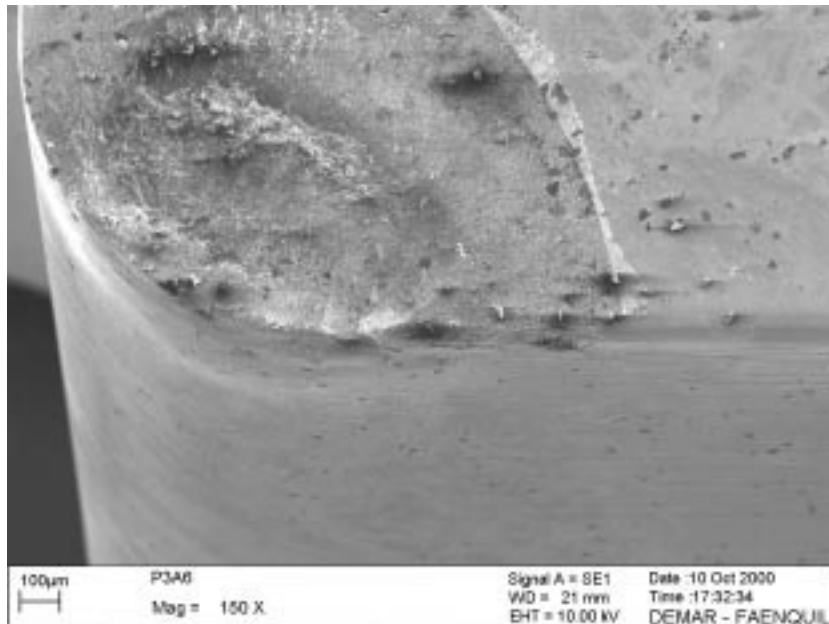


Figura 9. Foto do desgaste de cratera do inserto de PCBN, para a condição com MQF, $v_c = 175$ m/min.

A Fig. (10) mostra os desvios de circularidade medidos para as condições a seco e com MQF, para a velocidade de corte de 175 m/min. Observa-se que a condição com MQF apresentou desvios menores que a condição a seco, exceto para o comprimento de corte de 564 m. Na condição a seco as temperaturas de corte são maiores, causando maior dilatação da peça, que por sua vez, afeta os desvios de circularidade. À medida que o desgaste da ferramenta aumenta, aumenta também a geração de calor, devido à abrasão entre a superfície de folga da ferramenta e a superfície a peça. Na condição com MQF existe o efeito refrigerante do jato de pulverização, que reduz o efeito da dilatação e o efeito lubrificante do fluido de corte reduz a abrasão, causando menor dilatação da peça e, conseqüentemente, menores desvios de circularidade. Para menores comprimentos de corte a influência da temperatura é menor, devido ao pequeno desgaste da ferramenta.

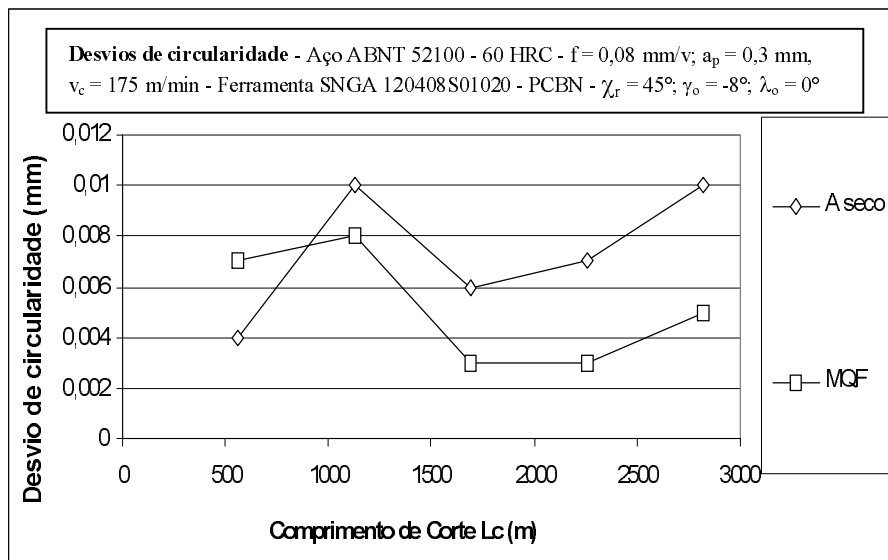


Figura 10. Desvios de circularidade para as condições a seco e com MQF, $v_c = 175$ m/min.

4. Conclusões

Com base nos resultados dos experimentos realizados pode-se concluir que:

- A condição de corte a seco apresentou o melhor desempenho no torneamento do aço ABNT 52100 endurecido, referente à maior vida da ferramenta de PCBN;
- A ferramenta de PCBN apresentou um desgaste típico de flanco nas velocidades de corte de 110, 130 e 150 mm/min e desgaste de cratera na velocidade de corte de 175 m/min na condição MQF;
- A condição de refrigeração abundante determinou um maior desgaste da ferramenta de PCBN e maior rugosidade da peça;
- A condição com MQF vazão de 10 ml/h apresentou melhor desempenho, referente aos desvios de circularidade, para a velocidade de corte de 175 m/min;
- A velocidade de corte teve maior influência no desgaste da ferramenta, no corte com refrigeração abundante, pois nas outras condições ela atuou no sentido de amolecer o material;
- O aumento da velocidade de corte favorece a obtenção de rugosidades menores, em função do alto calor gerado no corte, que facilita a ação da forma da ponta da ferramenta.

5. Agradecimentos

Agradecemos ao Prof. Dr. Marcos Valério Ribeiro, do Departamento de Engenharia de Materiais da Faculdade de Engenharia Química de Lorena (Demar/Faenquil) pela utilização do microscópio eletrônico de varredura (MEV) e à Fapemig pelo apoio financeiro.

6. Referências bibliográficas

- Abrão, A. M., Aspinwall, D. K., Wise, L. H., 1996, "A vida de ferramentas e a integridade das peças no torneamento de aços temperados", Máquinas e Metais, pp. 200-217.
- Braga, D. U., Diniz, A. E., Miranda, G., Coppini, N. L., 1999, "Performance do processo de furação de liga de alumínio-silício utilizando a técnica de mínima lubrificação por névoa", XV COBEM, Águas de Lindóia, São Paulo. Anais em CD-Rom, código AAAEIA.
- Costa, D. D., 1993, "Análise dos parâmetros de torneamento de aços endurecidos", Dissertação de Mestrado, UNICAMP, Faculdade de Engenharia Mecânica, 110p.
- Heisel, U. & Lutz, M. 1998, "Pesquisa de fluido de refrigeração e de lubrificação", Máquinas e Metais, pp. 40-49.
- Heisel, U. Lutz, M. Spath, D., Wassmer R., Walter, U., 1999, "A técnica da quantidade mínima de fluidos e sua aplicação nos processos de corte", Máquinas e Metais, pp. 22-38.
- Klocke, F., König, W., Koch, K. F., Schroeter, R. B., 1995, "Torneamento de precisão: uma opção para o acabamento de peças de aço temperado", Máquinas e Metais, pp. 56-67.
- Matsumoto, H., 1998, "Uma Contribuição ao Estudo do Processo de Torneamento de Aços Endurecidos", Tese de Doutorado, UNICAMP, Faculdade de Engenharia Mecânica, 148 p.
- Matsumoto, H. K.; Diniz, A. E., 1999, "Evaluating The Quality Of Turned Hardened Steel Workpieces", Journal of the Braz. Soc. Mechanical Sciences, vol. XXI, no. 2, pp. 343-354.

- Nakayama, K, Arai, M., Kanda, T., 1988, "Machining characteristics of hard materials", Annals of the CIRP, vol. 37/1, pp. 89-92.
- Novaski, O. & Dörr, J. (a), 1999, "Usinagem sem refrigeração", Máquinas e Metais, março, pp. 18-27.
- Novaski, O. & Dörr, J. (b), 1999, "Usinagem quase a seco", Máquinas e Metais, novembro, pp. 34-41.
- Tönshoff, H. K., Wbker, H. G., Brandt, D., 1995, "Hard turning – influences on the workpiece properties", Transactions of NAMRI SME, v. XXIII, pp. 220-251.

CHARACTERISTICS OF THE MINIMUM LUBRICATION APPLICATION WHEN TURNING HARD STEEL – ABNT 52100

Fernando Teixeira Filho

Universidade do Estado de Minas Gerais – UEMG – Av. Cel. José Alves, 256 – 37010-540 – Varginha/MG
fernando-fenva@fepesmig.br

João Roberto Ferreira

Escola Federal de Engenharia de Itajubá – EFEI – Av. BPS, 1303 – Bairro Pinheirinho – 37500-000 – Itajubá/MG
jorofe@iem.efei.br

Anselmo Eduardo Diniz

Universidade Estadual de Campinas – UNICAMP – DEF/FEM – Caixa Postal 6122 – 13083-970 – Campinas/SP
anselmo@fem.unicamp.br

***Abstract.** The last decade was market by a strong search for higher productivity and quality in industrial processes. With the development of cutting tools materials like polycrystalline cubic boron nitride (PCBN) and also with the development of more rigid and precise lathe, turning became a good alternative to grinding. The hard steel turning normally has been carried out in dry cutting. However, in this condition is developed a high cutting temperature and the workpiece has worst dimensional and geometric accuracy. If the use of cutting fluid in the machining process has been questioned, otherwise the Minimum Quantity of Cutting Fluid Technique (MQF) has been showed that is a interesting technique in some machining operations. In this work, the influence of MQF technique in the PCBN tool wear in the hardened ABNT 52100 steel turning was studied. Two others machining conditions were carried out: dry cutting and abundant cutting fluid. During the tests PCBN tool wear, the workpiece surface roughness and roundness error were measured. The experimental results showed that the dry cutting condition presented a larger tool life, whereas the abundant cutting fluid presented the worst results. The MQF technique presented the smaller roundness error in larger cutting speeds.*

***Keywords.** Turning, Hardened Steel, PCBN Tools, Minimum Lubrication*

Estudo da Usinabilidade do Polietileno de Ultra Alto Peso Molecular (UHMWPE)

Jefferson Luis Cesar Salles

Centro Federal de Educação Tecnológica do Paraná – CEFET-PR
Avenida Alberto Carazzai, 1640. CEP 86300-000 Cornélio Procópio, PR, Brasil.
Doutorando em Engenharia Mecânica pela Faculdade de Engenharia de Guaratinguetá – FEG/UNESP.

Dr. Marcos Tadeu Tibúrcio Gonçalves

Professor Assistente Doutor, Faculdade de Engenharia de Bauru – FEB/UNESP.
Cx. P. 473 - 17033-360 - Bauru, SP, Brasil

Luiz Otávio Corrêa

Centro Federal de Educação Tecnológica do Paraná – CEFET-PR
Avenida Alberto Carazzai, 1640. CEP 86300-000 Cornélio Procópio, PR, Brasil.

Resumo. Este trabalho apresenta o estudo do acabamento superficial na usinagem do Polietileno de Ultra Alto Peso Molecular (UHMWPE), tendo por objetivo principal analisar o desempenho de corte em relação a rugosidade superficial. Verificou-se a influência da velocidade de corte e do avanço na rugosidade de superfícies torneadas. O acabamento superficial foi avaliado por intermédio da avaliação da Rugosidade Média Aritmética (R_a) e análise da imagem de superfície. Por intermédio da análise dos resultados obtidos, foi possível avaliar o desempenho da ferramenta utilizada, como também, identificar a influência dos parâmetros estudados no acabamento superficial deste material.

Palavras-chave: usinabilidade, rugosidade superficial, UHMWPE.

1. Introdução

Atualmente, os plásticos estão sendo amplamente empregados no setor industrial. O uso de plásticos com características superiores aumentou em vários setores, tais como equipamentos de precisão, eletrônicos e óticos. Componentes de plástico para estes fins, devem ser produzidos por meio de processos de usinagem, ao invés de processos de moldagem, em virtude da necessidade de alta precisão e bom acabamento superficial (Kobayashi e Hirakawa, 1984).

Na produção de componentes em plástico, geralmente, utilizam-se os processos de injeção, extrusão, ou moldagem por compressão, que permitem a obtenção da forma final em uma única operação. Os processos que tradicionalmente se empregam na produção de componentes em plásticos, não oferecem a precisão requerida pelas novas aplicações (Carr e Feger, 1993). Quando o objetivo for produzir componentes em plástico com elevada precisão dimensional, utiliza-se o processo de usinagem como operação final. Em alguns casos, é economicamente viável produzir os componentes em plástico, utilizando somente processos de usinagem (Eriksen, 1997).

O comportamento dos plásticos durante a usinagem depende especialmente das propriedades mecânicas, térmicas e reológicas. Por conseguinte, qualquer avaliação das características de usinagem deve levar em conta as propriedades particulares do material a ser usado. Cada categoria de plástico, como também muitas subcategorias específicas, demandam de diferentes geometrias de ferramenta para um ótimo desempenho e produtividade (Kobayashi apud Alauddin et al, 1995).

O Polietileno de Ultra Alto Peso Molecular (UHMWPE) é obtido por um processo em suspensão com catalisador tipo Ziegler, que permite a obtenção de plásticos com peso molecular na faixa de dois a oito milhões g/mol, aproximadamente, dez vezes maior do que os pesos moleculares de resinas consideradas de alto peso molecular. Tal fato proporciona uma viscosidade tão alta no estado fundido que o seu índice de fluidez $190^{\circ}\text{C}/21,6\text{Kg}$ se aproxima de zero. Assim, não é possível processá-lo por métodos convencionais de injeção, sopro ou extrusão. O método empregado é o de compressão, como a prensagem e a extrusão por pistão (“Ram Extrusion”). Nestes dois casos são obtidos produtos semi-acabados em forma de chapas ou tarugos que, necessariamente, serão usinados para atingirem suas dimensões finais (Polialden, 1998)

Como referência, para se considerar um polietileno como sendo de ultra alto peso molecular, atualmente, é aceito o valor mínimo de 3.100.000 g/mol para o peso molecular. Acima deste valor, ocorre uma melhor combinação entre resistência ao impacto e resistência à abrasão, porém com um conseqüente aumento na dificuldade do processamento deste material. Os UHMWPE apresentam ponto de fusão a 130°C . A temperatura máxima de serviço recomendável é de 93°C em virtude de seu elevado coeficiente de expansão térmica.

O Polietileno UHMWPE possui propriedades e desempenho completamente diferentes dos encontrados nos outros tipos de Polietileno. Sua excepcional resistência à abrasão e baixo coeficiente de atrito conferem-lhe grande potencialidade na substituição de outros materiais.

Atualmente, as aplicações do material UHMWPE abrangem peças técnicas, rotores para bomba, correias transportadoras, tubos, guias, revestimento para caixas de sucção de máquinas de papel, mancais, peças para teares,

fibra de alta resistência, materiais para uso médico cirúrgico e outros componentes que exijam máxima resistência à abrasão e ao impacto, além de baixo coeficiente de atrito.

O presente trabalho, tem como principal objetivo, avaliar a influência da velocidade de corte e do avanço na rugosidade superficial do material UHMWPE, para a operação de torneamento com ferramentas de metal duro destinadas ao torneamento de alumínio. No desenvolvimento do trabalho, foram abordadas as características particulares da usinagem em materiais plásticos.

2. Características dos plásticos relacionadas com a usinagem

Ao examinar detalhadamente a superfície usinada de um plástico, nota-se que, em alguns casos, a rugosidade é alta e com crateras, em outros casos, apresenta-se coberta com as indesejáveis marcas de avanço. Pode ocorrer que, o calor excessivo gerado pela usinagem, cause carbonização (termorrígidos) ou derretimento (termoplásticos) na superfície usinada, exigindo um processo de acabamento. Também pode ocorrer que, a aresta de corte da ferramenta, apresente desgaste ou lascamento, limitando seu emprego. Estes problemas ocorrem por não considerar-se na usinagem, as características reológicas e térmicas dos plásticos, como: calor específico, condutividade térmica e coeficiente de expansão térmica (Kobayashi, 1967). Antes que este trabalho seja descrito, são fornecidas informações básicas sobre a característica de usinagem dos plásticos.

2.1 Propriedades térmicas

Durante a usinagem é gerado calor pelo trabalho de deformação e de atrito entre o cavaco e a ferramenta e entre a ferramenta e a peça. Na usinagem de metais, a maior parte do calor é removida da área de corte pelos cavacos. Na usinagem de plásticos, graças a baixa condutividade térmica, a maior parte do calor tem que ser removida pela ferramenta. Isto resulta em um aumento de temperatura que pode influenciar no processo de usinagem de dois modos: o aumento do desgaste da ferramenta e uma mudança na qualidade da superfície cortada.

O calor específico por unidade de peso dos plásticos é superior a $0,2 \text{ cal/g.}^\circ\text{C}$ sendo mais elevado do que para os metais. Porém, devido a densidade dos plásticos ser muito mais baixa que a dos metais, o calor específico por unidade de volume para os plásticos é bem inferior a dos metais. Então, o aumento de temperatura para o plástico será maior quando se aplica uma quantidade calor, se comparado ao mesmo volume de metal. Além disto, a condutividade térmica do plástico é menor que $2,2 \times 10^{-3} \text{ cal/cm.s.}^\circ\text{C}$, que é muito pequena se comparado com os aços. Desta forma, praticamente todo o calor produzido pela atrito entre a ferramenta e o plástico deverá ser conduzido pela ferramenta. Realizando um cálculo, verifica-se que a taxa de transferência térmica para a ferramenta de metal é de 99,2 a 99,8 por cento do calor gerado; o remanescente, ou de 0,2 a 0,8 por cento, será conduzido pelo plástico. Também, como a pequena quantidade de calor transferida para o plástico não pode alcançar sua massa interior, só a superfície exibirá um aumento significativo de temperatura (Kobayashi, 1967).

Os mecanismos de corte dos plásticos também variam com a temperatura de trabalho. O tipo de cavaco formado pela usinagem, pode variar com o aumento de temperatura durante a usinagem, desde que a relação entre a tensão-deformação varie com a temperatura. A fratura se torna dúctil com a elevação da temperatura e frágil com a diminuição. A temperatura de amolecimento e degradação dos plásticos são relativamente baixas. Consequentemente, a oxidação ou descoloração nos termorrígidos e o derretimento ou descoloração nos termoplásticos, podem ocorrer devido ao calor gerado na usinagem. Os fluidos de corte, que são usados para resfriar a área de corte durante a usinagem dos metais, podem degradar os plásticos, sendo assim o uso deve ser evitado. Se for necessário o resfriamento, as alternativas mais adequadas são o ar ou a água.

2.2 Propriedades mecânicas

Conforme Kobayashi (1967), nos metais, a deformação e fratura ocorrem ao longo de planos cristalinos, nos plásticos, a fratura pode acontecer entre áreas amorfas e cristalinas. A baixa dureza dos plásticos resultará em uma deformação elástica ou plástica devido à fixação e às forças de corte. As forças de fixação também podem causar deformação em virtude da fluência do plástico. Isto tem que ser levado em conta para evitar imprecisão das partes usinadas. A deformação causada pela pressão da ferramenta pode resultar em uma maior área de contato entre a ferramenta e a peça. Isto conduz a um aumento da fricção. Desta forma, a escolha dos ângulos da ferramenta é mais crítica que na usinagem dos metais. O fenômeno de fratura nos plásticos varia com o tipo de plástico e também com as condições de corte, especialmente a velocidade de corte e temperatura de trabalho. Também existem aqueles fenômenos peculiares da usinagem dos plásticos, isto é, os fenômenos devido ao comportamento reológico dos plásticos. Um destes fenômenos é a dependência do tempo. Quando a deformação ou taxa de deformação é baixa, pode ocorrer fratura dúctil. A natureza viscoelástica dos polímeros é reconhecida claramente, e são usados modelos de viscoelasticidade para explicar alguns fenômenos que ocorrem durante o processo de usinagem.

Carr e Feger (1993) descrevem a teoria de viscoelasticidade do polímero pela maneira que o material responde a um distúrbio. A descrição pode ser dada em função da variação do tempo ou a da temperatura. A uma determinada temperatura todo polímero tem um tempo de resposta fixo que é relacionado à soma de seus movimentos vibracionais, rotacionais e translacionais. Estas características de tempo são definidas como um tempo de recuperação (**relaxation time**). Se o distúrbio acontece a uma taxa mais alta, a resposta será elástica e os polímeros se comportarão como um

sólido. Se a velocidade do distúrbio for menor que o tempo de recuperação, a resposta será deformação plástica. O material fluirá para acomodar a força aplicada de forma semelhante a um líquido. Em tempos intermediários, o polímero exibe ambos os tipos de comportamento em graus variados. Esta resposta é chamada comportamento viscoelástico. Desta descrição simples, segue aquela velocidade decrescente com que um distúrbio é aplicado dando ao polímero mais tempo para se recuperar, neste caso, o polímero aparenta ser mais suave e mais dúctil quando usinado com baixas velocidades.

2.3 Mecanismo de formação do cavaco

Os tipos de cavacos produzidos podem dar informações importantes sobre a usinagem. No caso particular dos plásticos, pode ocorrer dois tipos de cavaco, os cavacos contínuos ou descontínuos. Os cavacos contínuos podem ser produzidos por uma grande deformação elástica ou por uma ação de cisalhamento ao longo de um plano de corte, ocorrendo quando se empregam pequenas velocidades de corte e em materiais com um grande alongamento. O plano de corte estará na direção em que o trabalho mínimo é exigido para formar um cavaco, e os cavacos são contínuos porque os intervalos de cortes são pequenos. Para obter uma boa qualidade superficial, normalmente, é melhor selecionar os parâmetros de corte e a geometria da ferramenta, de tal modo que, ocorra a formação de cavacos contínuos. Porém, deve ser levado em conta que eles também podem causar problemas ao se enrolarem na ferramenta ou da peça (Kobayashi, 1967).

Segundo Kobayashi (1967), diferentes tipos de cavacos descontínuos podem ser formados quando grandes tensões de compressão são envolvidas ou quando um material frágil é usinado. Também pode ocorrer quando um termoplástico for usinado com um ângulo de saída grande ou uma grande profundidade de corte. Isto resulta em uma fissura que se estende para baixo da ponta da ferramenta, e os cavacos são formados pela flexão instantânea, que age no cavaco quando a fissura se estende por um comprimento. Este tipo de cavaco, dificilmente, ocorre na usinagem de metal, com exceção de alguns tipos de ferros fundidos.

Carr e Feger (1993) apresentaram um modelo para explicar o comportamento do material plástico durante a usinagem em função do ângulo de saída de uma ferramenta mono cortante conforme a Fig. (2). Em um material frágil, quando a tensão de compressão induzida pela aresta de corte excede a tensão de escoamento do plástico, uma fissura se propagará na direção do vetor força. É importante notar que, este modelo assume que as fissuras originam e propagam por intermédio do campo de compressão à frente da ferramenta. As fissuras que se formam no campo elástico, atrás da extremidade de corte, têm características de propagação diferentes, movem-se ortogonalmente para o vetor força. Com ângulo de saída altamente negativo, a fissura estenderá em direção ao interior do material. A ferramenta se moverá além da fissura e arrancará um pedaço grande de material em sua progressão. O cavaco produzido nesta situação é maciço e tende a ser descontínuo e a superfície final consiste, em grande parte, em erosões produzidas pelo arrancamento do material. Os cavacos produzidos por um ângulos de saída próximos de zero são longos, com extremidades lisas e indicam uma remoção relativamente limpa de material. Um ângulo de saída positivo dirigirá o vetor de força para cima do plano de corte. A Figura (1) ilustra o mecanismo de formação do cavaco no torneamento de materiais plásticos, para três ângulos de saída.

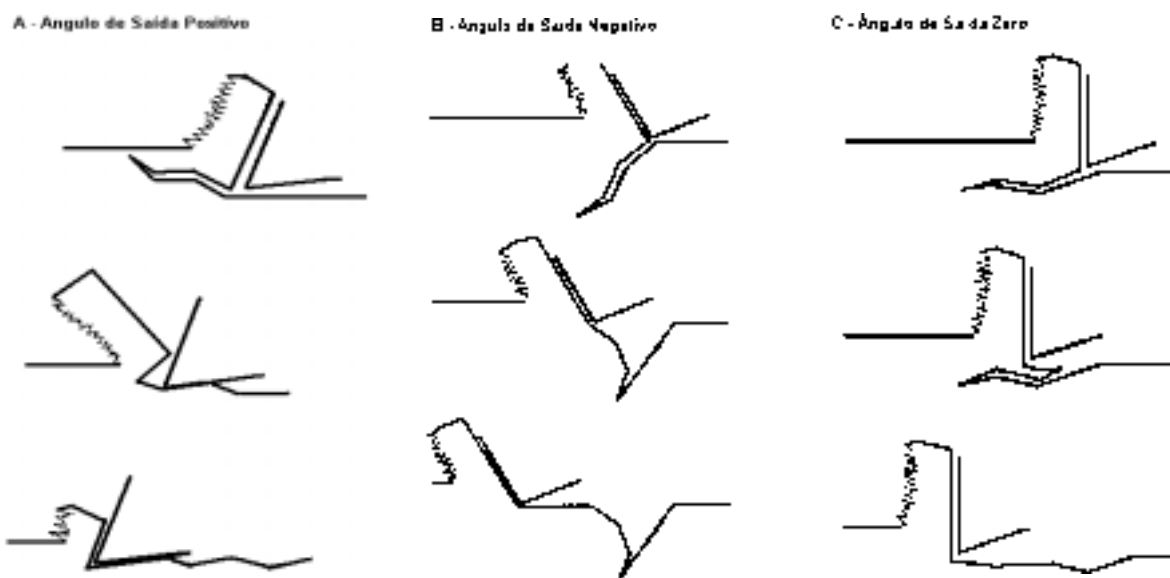


Figura 1 – Mecanismos de formação de cavacos em materiais poliméricos (Carr e Feger, 1993)

3 Usinabilidade

A usinabilidade de um material pode ser definida como uma grandeza comparativa que expressa, por meio de índice, um conjunto de propriedades de usinagem específicas do material para um determinado processo. As

propriedades de usinagem utilizadas para a avaliação da usinabilidade de um material são: o desgaste da ferramenta, a força de corte, o acabamento superficial da peça, a temperatura de corte, a produtividade e as características do cavaco. A escolha da propriedade que será utilizada para a avaliação da rugosidade, depende especialmente da aplicação a que se destina o material.

Segundo Jin e Sandström (1994) os efeitos da usinagem em um material não são dependentes somente das propriedades, mas também do tipo específico de operações de usinagem, das ferramentas de corte e dos parâmetros de corte. Por essa razão, a usinabilidade pode ser classificada como uma propriedade tecnológica que controla a capacidade de se usinar um material para atender as exigências comerciais na dimensão, forma e acabamento superficial. Do ponto de vista da engenharia, a usinabilidade pode ser interpretada como a medida da facilidade ou dificuldade com que cada material pode ser usinado.

Porém, usinagem é um termo livremente definido; é expressado como o tempo de vida de ferramenta, potência de corte, custo da operação de usinagem ou estado final da superfície. A Figura (2) apresenta a relação entre os fatores envolvidos em um processo de usinagem.

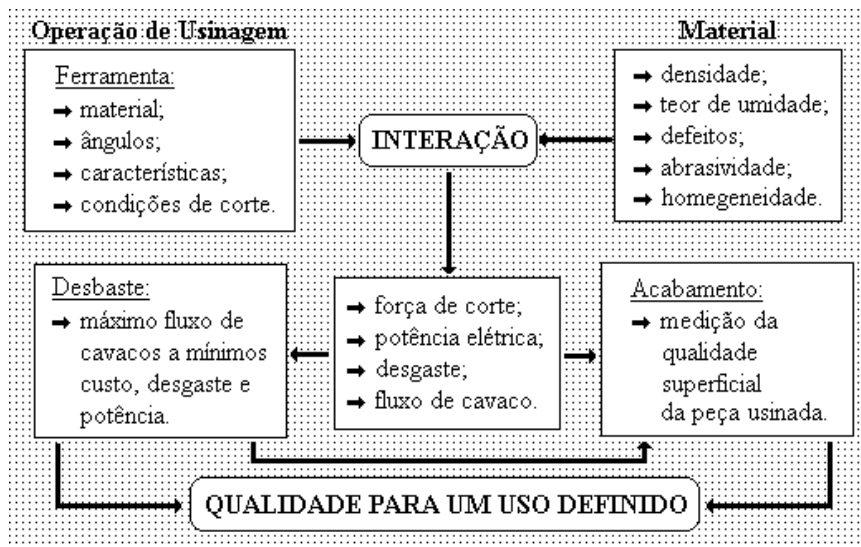


Figura 2 - Descrição geral do processo de usinagem, (Triboulot et al, 1991).

4 Materiais e Métodos

O acabamento foi avaliado considerando-se o torneamento cilíndrico externo, realizado em um torno à comando numérico computadorizado da marca EMCO, modelo TURN 120. Durante a usinagem, foram geradas superfícies torneadas em tarugos cilíndricos de UHMWPE, das quais foram obtidos os valores de rugosidade em função das condições de corte utilizadas. O Torno CNC utilizado, bem como o corpo de prova, são apresentados pela Fig. (4).

Para o desenvolvimento desta etapa, foram utilizados os materiais e equipamentos listados:

- 2 barras de UHMWPE, denominado UTEC 6540, com diâmetro 35 mm e comprimento de 1000 mm;
- Serra circular esquadrejadeira ;
- Torno à Comando Numérico Computadorizado EMCO Compact 5;
- Torno à Comando Numérico Computadorizado EMCO Turn 120;
- Porta ferramenta: SDJCR 1212 D 07;
- Ferramenta de Metal Duro (Inserto): DCGX 070204 AL;
- Paquímetro com resolução de 0,02 mm;
- Rugosímetro marca TAYLOR HOBSON, modelo Surtronic 3+, equipado com ponta apalpadora de diamante de forma cone-esférica, com raio de ponta de 2 μ m, em conjunto com o programa de análise de superfícies Talyprofile;
- Bancada Metalográfica, tipo Neophot 21, da marca: Carl Zeiss Jena com câmara Sony CCD-IRIS.
- Microscópio estereoscópio Leica G26, com câmara Sony CCD-IRIS.

4.1 Parâmetros e ferramentas de corte utilizadas na geração de superfícies.

Normalmente, em processos de torneamento, alguns parâmetros podem ser variados independentemente um do outro, dentro dos limites das máquinas, sendo eles: o avanço (f), a velocidade de corte (V_c) e a profundidade de corte (p). Estes parâmetros são de grande importância industrial, pois estão relacionados diretamente ao tempo de produção, e conseqüentemente com o custo do produto. O avanço foi considerado neste estudo, por possuir influência direta no acabamento superficial. A velocidade de corte exerce grande influência na geração de calor, podendo interferir nas propriedades do UHMWPE durante a usinagem. O desgaste da ferramenta também é influenciado pela velocidade de corte, podendo comprometer o acabamento superficial. Desta forma, considerou-se neste estudo, a influência da

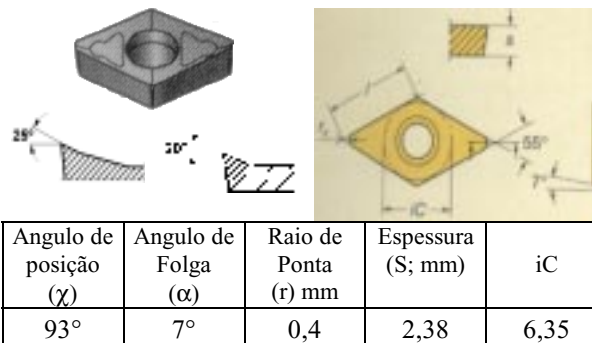
velocidade de corte na geração da rugosidade. A profundidade de corte foi mantida constante, pois sua influência na rugosidade de superfície pode ser considerada previsível. Os parâmetros de corte considerados na usinagem são apresentados na Tab. (1).

Geralmente, os catálogos de pastilhas de metal duro para torneamento, não definem geometrias específicas para a usinagem de materiais plásticos, sendo utilizadas as geometrias específicas para metais não ferrosos. A ferramenta de corte utilizada foi uma pastilha de metal duro sem revestimento, código DCGX070204 AL. A Figura (3), apresenta a geometria da ferramenta utilizada, segundo catálogo do fabricante.

Tabela 1 – Parâmetros de corte e nomenclatura para a geração de superfícies torneadas.

| Parâmetros de Corte | Valores Efetivos |
|--------------------------------|--|
| Avanço [mm / volta] | 0,025 0,05 0,10 0,15 0,20 0,25 0,30 |
| Velocidade de corte [m / min] | 400 340 280 220 160 |

Fonte: Sandvik Coromant, 2000.



Fonte: Sandvik Coromant, 2000.

Figura 3 – Geometria das ferramentas de corte.

4.2 Procedimentos empregados na obtenção das superfícies.

Cinco barras do material UHMWPE, com diâmetro 35 x 1000 mm, foram seccionadas em uma serra circular esquadrejadeira, sendo utilizado disco de serra com dentes de metal duro inclinados e alternados para a obtenção de peças com comprimento de 50 mm. O processo de seccionamento das barras, não resultou em faces devidamente retilíneas e para melhorar a sujeição destas na placa do torno, foi realizada uma operação de faceamento em todos os corpos de prova.

Os corpos de prova de superfícies torneadas foram gerados em um Torno EMCO TURN 120, conforme apresentado pela Fig. (4). Os corpos de prova foram usinados utilizando um único programa CNC, sendo que, antes de cada ensaio, foram alterado os valores de velocidade de avanço e velocidades de corte, conforme o código do corpo de prova. Realizou-se uma operação de desbaste na amostra, permitindo que fossem eliminadas imperfeições resultantes do processo de extrusão do material. A utilização de uma operação de torneamento utilizando a mesma ferramenta e o mesmo programa do ensaio, proporcionou uma segurança adicional quanto à referência da ferramenta.

4.3 Medição da Rugosidade Superficial

A medição da rugosidade nas superfícies torneadas realizou-se utilizando um rugosímetro da marca TAYLOR HOBSON, equipado com uma ponta apalpadora de diamante, de forma cone-esférica, com raio de ponta de 2 μ m, em conjunto com o programa de análise de superfícies Talyprofile 10.

As medições da rugosidade nas superfícies torneadas foram realizadas, inicialmente, com ângulos de 90°, portanto, sendo realizadas quatro medições por corpo de prova. As barras de UHMWPE, apresentam uma boa homogeneidade, de forma que, entre os quatro valores de rugosidade medidos por corpo de prova não houve variação significativa, isto possibilitou adotar-se apenas três medições por corpo de prova, sendo assim os ângulos entre as regiões medidas passaram a ser 120°.

Os comprimentos de onda limite (cut-off - λ_c) foram adotados segundo os valores sugeridos pela ABNT 6405, de acordo com o R_a esperado. O comprimento de amostragem adotado foi 0,8 mm e o filtro utilizado foi o 2CR-fase corrigida. A configuração do programa de aquisição do rugosímetro TAYLOR HOBSON, é apresentada pela Tab. (2).

Tabela 2 – Configuração do rugosímetro para os ensaios.

| VARIÁVEL | CONFIGURAÇÃO |
|-------------------------------|---|
| Percurso de Medição (l_m) | 4,0 mm |
| Escala de Resolução | resolução = $0,02\mu\text{m}$ / mínimo = $0,02\mu\text{m}$ / máximo = $50\mu\text{m}$ |
| Ampliação Vertical | X 1000 |
| Ampliação Horizontal | X 500 |

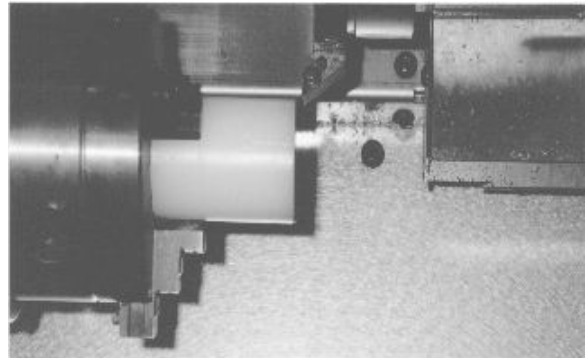


Figura 4 – Torno CNC EMCO-Turn 120 utilizado para a geração das superfícies analisadas e detalhe do corpo de prova.

5 Resultados e discussão

5.1 Rugosidade Superficial

Os resultados comparativos da rugosidade R_a em consequência da variação do avanço, utilizando-se a ferramenta DCGX070204 AL, são apresentados pelas Fig. (5) e (6). Os resultados são apresentados na forma de gráficos, onde cada ponto representa a média de três medições efetuadas na superfície do corpo-de-prova, espaçadas à 120° cada.

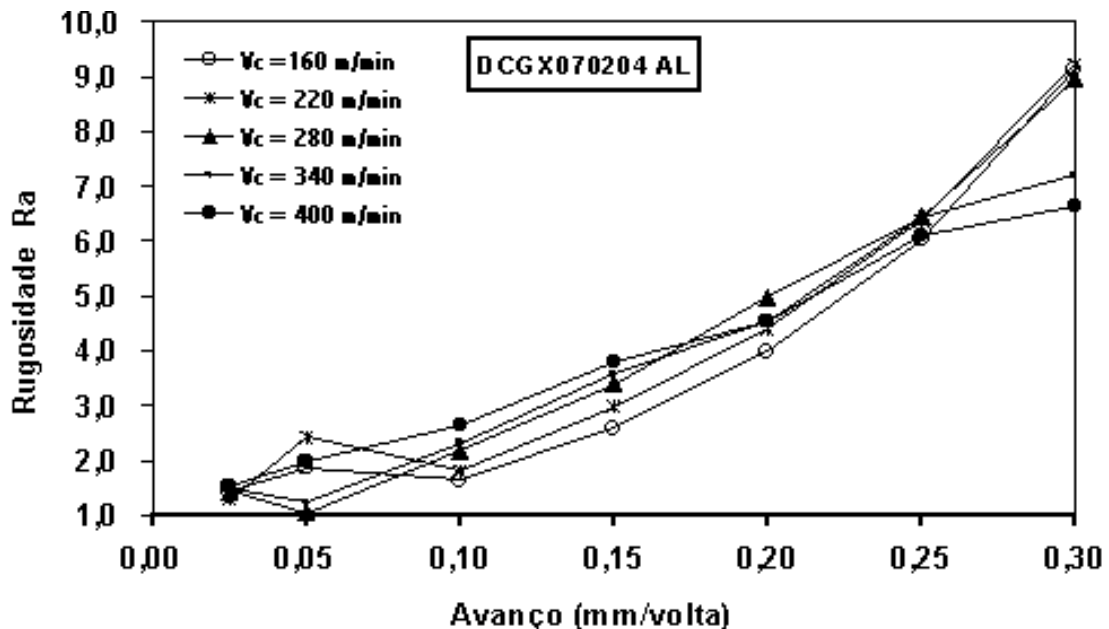


Figura 5 – Resultado comparativo de rugosidade para o torneamento do UHMWPE, quando variou-se a velocidade de corte e o avanço.

Pela análise do gráfico, pode-se comprovar a tendência de aumento da rugosidade com o aumento do avanço. No entanto, observa-se uma mudança no comportamento da rugosidade para os avanços 0,05 e 0,30 mm/volta. Os valores de rugosidade apresentaram, nestes pontos, súbito aumento para algumas faixas de velocidade de corte e súbita queda para as demais faixas de avanço. O comportamento da rugosidade para os avanços 0,05 e 0,30 mm/volta, pode ter sido influenciado pelo comportamento viscoelástico característicos dos plásticos. Na faixa de avanço entre 0,10 e 0,25 mm/volta, a rugosidade R_a apresentou a mesma tendência para todas as curvas, aumentando de forma praticamente linear com o acréscimo do avanço. Na faixa de avanço entre 0,025 e 0,10 mm/volta, as curvas para rugosidade R_a

apresentaram comportamentos distintos. Entre os avanços 0,025 e 0,05 mm/volta, houve o aumento da rugosidade para as velocidades de corte 160, 220 e 400 m/min. Enquanto que, para as velocidades de corte intermediárias (280 e 340 m/min), a rugosidade diminuiu quando o avanço passou a ser 0,05 mm/volta. Quando o avanço passou de 0,05 para 0,10 mm/volta, a rugosidade R_a diminuiu para as menores velocidades de corte empregadas (160 e 220 m/min), já para velocidades intermediárias, a rugosidade aumenta quando o avanço passa a ser de 0,10 mm/volta.

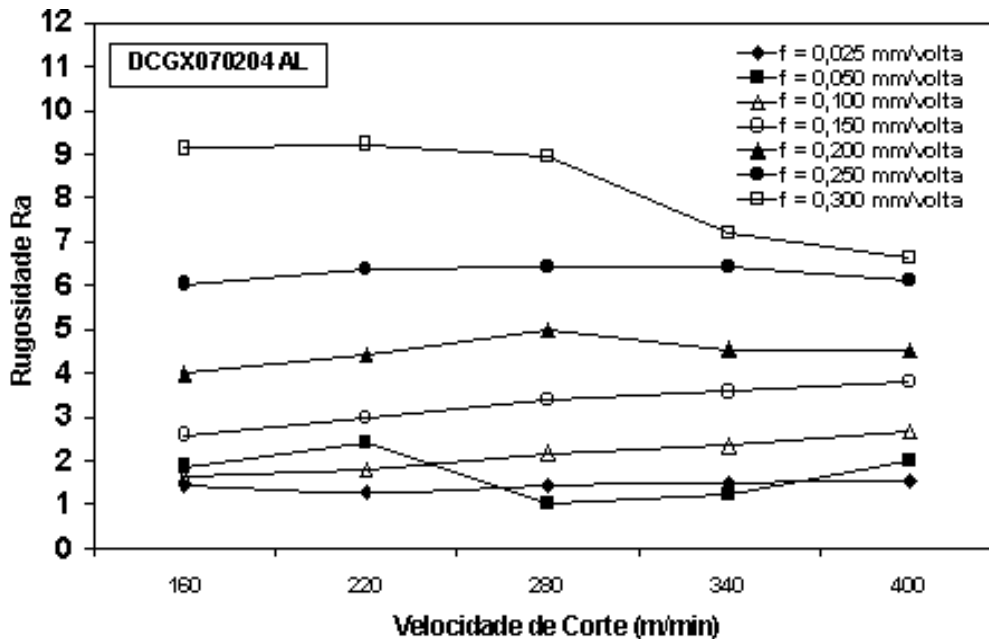


Figura 6 – Valores de R_a quando variou-se a velocidade de corte para o avanço de 0,05 mm/volta.

Analisando-se o gráfico, verifica-se que a variação da velocidade de corte não teve influência significativa sobre o comportamento da rugosidade R_a , exceto quando o avanço foi 0,05 e 0,30 mm/min. A curva da rugosidade R_a variando-se a velocidade de corte e fixando-se o avanço em 0,05 mm/volta, apresenta um comportamento que se destina das demais curvas, inclusive da curva para o avanço 0,30 mm/volta. O comportamento da curva para o avanço 0,05 mm/volta, que pode ter sido influenciado por mudanças nas propriedades do UHMWPE, durante o processo de usinagem. O aumento da velocidade de corte teve influência insignificante sobre a curva da rugosidade R_a , quando os avanços utilizados foram 0,025 e 0,25 m/min. A variação em ambos os casos foi inferior a 0,3 μm .

6.2 Análise da superfície

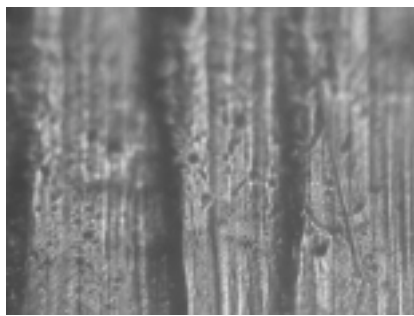
Na Figura (7) pode-se observar que, nas imagens da superfície gerada pelo torneamento, estão bem caracterizados as denominadas marcas de avanço. Estando de acordo com os resultados apresentados pelos gráficos das Fig. (5) e (6), indicando que, as marcas de avanço tiveram grande influência na geração da rugosidade das superfícies, sob todas as condições de ensaio com esta ferramenta. Na imagem correspondente à amostra torneada com o avanço 0,025, pode-se observar que, além da marcas de avanço, a superfície apresenta crateras.

Quando o avanço passou a ser de 0,05 mm/volta, a rugosidade R_a atingiu o valor mais baixo, conforme o gráfico da Fig. (5), e pode-se observar, nesta condição, que diminuiu a presença de crateras na superfície da peça. Esta mudança na imagem da superfície, coincidindo com o ponto de menor rugosidade, está de acordo com a hipótese de mudança nas propriedades do material, consequentemente, do mecanismo de corte.

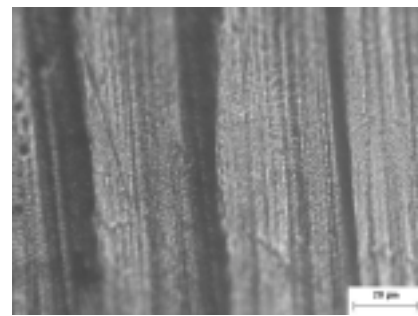
Para os demais avanços, a partir de 0,10 mm/volta, observa-se que, além da presença de marcas de avanço, há presença esporádica de crateras na superfícies torneadas. Nestas imagem, nota-se que o espaçamento entre as marcas de avanço aumentam significativamente, provocando o aumento praticamente linear da rugosidade entre a faixa de avanço de 0,10 à 0,20 mm/volta.

6.3 Estudo do cavaco

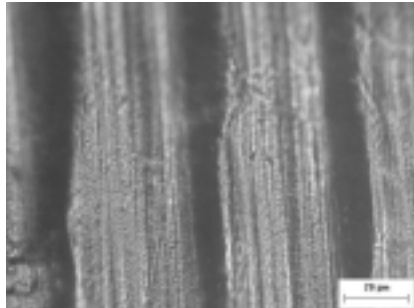
O cavaco formado na usinagem com a ferramenta DCGX070204 AL foi do tipo contínuo que, segundo a literatura, resulta no melhor acabamento superficial na usinagem de materiais plásticos. Pela Fig. (8), observa-se a mudança da forma do cavaco, para os avanços 0,05 e 0,10 mm/volta e velocidades de corte de 280 e 340 m/min, passando de fita para a forma espiral. Esta mudança no cavaco coincide com o ponto de menor rugosidade no gráfico da Fig. (5). Para as demais condições de velocidade de corte e avanço, através de análise visual, não observa-se nenhuma alteração no cavaco gerado, sendo similar ao tipo apresentado para o avanço 0,15 mm/volta e velocidade de corte 280 m/min.



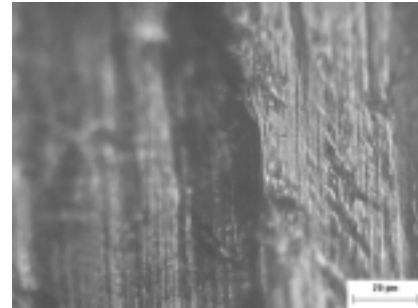
Vc = 340 m/min f = 0,025 mm/volta



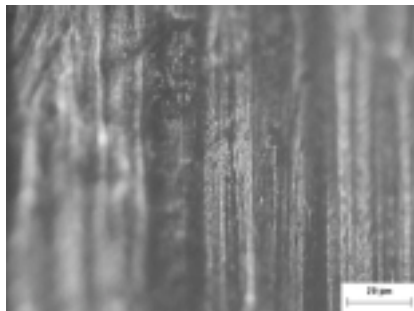
Vc = 340 m/min f = 0,05 mm/volta



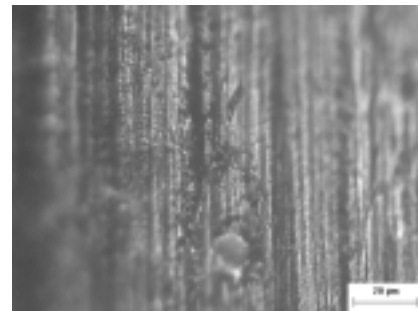
Vc = 280 m/min f = 0,05 mm/volta



Vc = 280 m/min f = 0,20 mm/volta

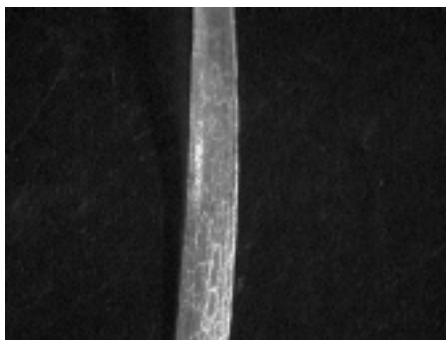


Vc = 280 m/min f = 0,25 mm/volta

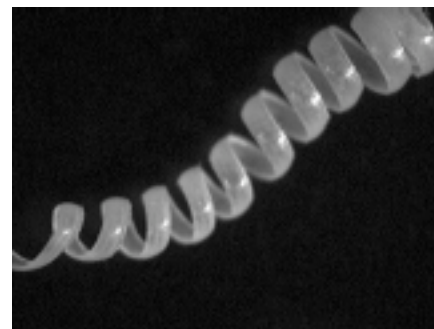


Vc = 280 m/min f = 0,30 mm/volta

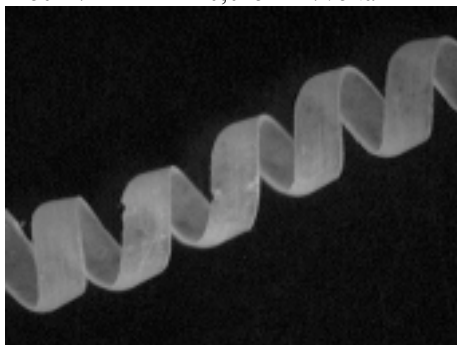
Figura 7 – Imagens da superfície torneada com a ferramenta DCGX070204 AL, obtidas por um microscópio metalográfico.



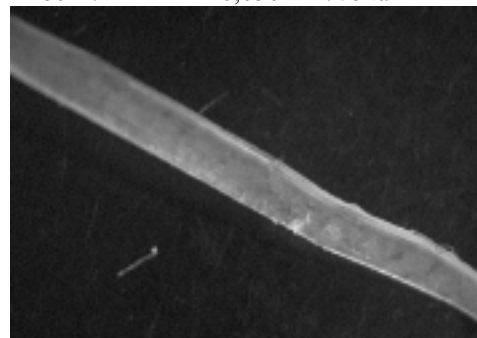
Vc = 280 m/min f = 0,025 mm/volta



Vc = 280 m/min f = 0,050 mm/volta



Vc = 280 m/min f = 0,100 mm/volta



Vc = 280 m/min f = 0,150 mm/volta

Figura 8 – Cavaco formado no torneamento com a ferramenta “A”.

7 Conclusões

Através da análise dos resultados dos ensaios, pode-se concluir que:

- O desempenho da pastilha DCGX070204AL, em relação ao acabamento superficial na usinagem do material UHMWPE, foi satisfatório, somente nos menores avanços utilizados no ensaio (de 0,025 a 0,10 mm/volta) e para as velocidades de corte intermediárias (280 e 340 m/min). Para as demais condições utilizadas neste trabalho, o resultado do acabamento superficial apresentado por esta ferramenta , não foi satisfatório.
- O acabamento superficial foi muito influenciado pela variação do avanço para esta ferramenta. A utilização desta mesma geometria de ferramenta, porém com raio de ponta maior, possibilitará a utilização de uma faixa maior de avanços.
- A velocidade de corte não influenciou significativamente os valores da rugosidade Ra, exceto quando os avanços foram 0,05 e 0,30 mm/volta.

8 Agradecimentos

Manifestamos nossos agradecimentos às empresas Polialden Petroquímica, Titana Tecnologia Comércio e Indústria de Polímeros, e a Empresa PS Ferramentas, pelo apoio técnico e material concedido para a realização deste trabalho.

9 Bibliografia consultada

- ALAUDDIN, M. et al, 1995, "Plastics and Their Machining", Journal of material processing Technology. V.54, p.40-46.
- CARR, J. W.; FEGER, 1993, C. "Ultraprecision Machining of Polymers", Precision Engineering,. N^o 4, p. 221-235.
- ERIKSEN, E, 1997, "Machining of Short Fibre Reinforced Thermoplastics", Aalborg, August. 169p. Ph.D thesis: Aalborg University, Denmark.
- JIN, L. Z.; SANDSTRÖM, R. 1994, "Evaluation of Machinability Data", Journal of Testing and Evaluation, Suécia, Estocolmo. Volume 22, n^o 3, p. 204-211.
- KOBAYASHI, A. "Ultraprecision Machining of Plastics", New York: McGraw-Hill,1967.
- KOBAYASHI, A.; HIRAKAWA, K, 1984, "Ultraprecision Machining of Plastics", part 1, polymethyl methacrylate. Polym. Plast. Technol. Eng., Japão. N^o 1, p. 15-25.
- POLIADELLEN, 1998, "Boletim técnico 3.1". São Paulo.
- TRIBOULOT, P.; KREMER, P.; MARTIN, P., 1991, "Planning of Norway Spruce With Very Ring Width. Holz als Roh und Werkstoff", v49, p 181-184.

Machining of Ultra Higt Molecular Weight Polyethylene (UHMWPE)

Jefferson Luis Cesar Salles

Centre Federal of Technological Education - CEFET

Alberto Carazzai Avenue, 1640 – Center – ZIP CODE 86300-000 – Cornélio Procópio, PR, Brazil.

Dr. Marcos Tadeu Tibúrcio Gonçalves

Department of Mechanical Engineering, São Paulo State University UNESP.

Post office box 473 – ZIP CODE 17033-360 - Bauru, SP, Brazil

Luiz Otávio Corrêa

Centre Federal of Technological Education - CEFET

Alberto Carazzai Avenue, 1640 – Center – ZIP CODE 86300-000 – Cornélio Procópio, PR, Brazil.

Abstract: *This work presents a UHMWPE machinability study, aiming to carry out a cutting performance analysis regarding surface finishing. It was verified the effect of the speed cutting and feed rate in the surface roughness turned.. The parameter used to evaluate the surface finish it went to Average Surface Roughness (Ra). A lathe CNC it was used to generate the surfaces, whose Roughness Surface was measured by a stylus instrument and the values calculated by an acquisition program. Through the analysis of the obtained results, it was possible to identify the influence of each parameter studied in finish surface.*

Keywords: *machinability, surface roughness, UHMWPE.*

USINAGEM “HSC” COM UTILIZAÇÃO DE INSERTOS DE CERÂMICA E PCBN NO FRESAMENTO DE BLOCOS MOTORES DE FERRO FUNDIDO CINZENTO

Antônio Maria de Souza Júnior

antonio.maria@brf.fiat-gm-pwt.com – FIAT/GM Powertrain - Belo Horizonte, MG, Brasil.

Wisley Falco Sales

wisley@pucminas.br - Pontifícia Universidade Católica de Minas Gerais – PUC Minas - Belo Horizonte, MG, Brasil.

Resumo: *A necessidade da melhoria de eficiência nos processos produtivos reduzindo os tempos de usinagem e os custos operacionais, que aliado às exigências de planos fresados com parâmetros de qualidade superficiais mais precisos, levou ao estudo da utilização de novos materiais de insertos para o fresamento, que suportassem as elevadas velocidades de corte exigidas. Essas novas exigências dimensionais e de processo conduziram à investigação da utilização de insertos de PCBN, no fresamento do plano de apoio do cabeçote no bloco do motor e o confronto com insertos de Cerâmica Mista, em fresas que usa insertos alisadores em toda a ferramenta. Nesse trabalho, variou-se a profundidade de corte (a_p) e o avanço (f) e foram monitorados os parâmetros de topografia de superfície R_a , R_t , W_t e a rebarba (h), para os dois casos. Os limites máximos de rugosidade superficiais e ondulações previstos no dimensionamento do processo, juntamente com a utilização da velocidade de corte $v_c = 1000$ m/min, estabeleceu a condição de contorno para os ensaios experimentais. Todas estas variações visaram principalmente conseguir a maior produtividade da fresa, sem ultrapassar os limites de qualidade do plano fresado exigido a projeto. O PCBN apresentou melhores resultados em praticamente todos os ensaios realizados enquanto na Cerâmica Mista houve pior desempenho e foi agravado pelo fenômeno do “breakout”.*

Palavras-chave: *Fresamento, Nitreto Cúbico de Boro (PCBN), Cerâmica Mista, Rebarbas, Desgaste de Flanco.*

1. INTRODUÇÃO

Com a necessidade de melhoria da vida e eficiência dos motores automotivos, foi introduzida uma nova tecnologia de junta para fazer a junção entre o cabeçote e o bloco motor. O ciclo térmico e as altas solicitações em que é submetido o motor, contribui para o desgaste prematuro das juntas convencionais, provocando “queima”, erros de planicidade, perda da rigidez na junção e conseqüente perda de potência. Essa nova junta metálica promove uma rigidez maior na junção entre as duas peças (cabeçote e bloco do motor), não deformando com o tempo e mantendo a integridade da junção.

A necessidade de se elaborar um plano perfeito de apoio, com parâmetros de acabamento e de ondulação no bloco do motor ($R_a = 1,6 \mu\text{m}$; $R_t = 10 \mu\text{m}$; $W_t = 10 \mu\text{m}$ e rebarbas, $h = 0,5$ mm), para adaptação da junta metálica, levou os fabricantes de ferramentas a investirem no desenvolvimento de materiais de corte que garantissem a qualidade e a repetibilidade da usinagem realizada em alta escala de produção.

Uma superfície fresada apresenta erros de forma e rugosidade do material. Os erros de forma normalmente são na forma de ondulações (entre outras, como circularidade, cilíndricidade, conicidade, etc), que podem ser resultados de folgas da fresa montada na face do fuso ou da posição axial irregular dos cantos das arestas. As distâncias entre picos normalmente coincidem com o avanço por dente. Superposta à ondulação, está a rugosidade no material, provocada por fatores como: posicionamento individual de pastilhas irregulares no sentido axial; desgaste desigual das pastilhas; pastilhas com aresta irregulares quanto à afiação; fluxo de saída irregular do cavaco; condições operacionais da máquina ferramenta; fixação deficiente da peça; conformação e estabilidade da própria peça de trabalho (Sandvik, 1990).

Nos fresamentos de faceamento em superfícies onde a profundidade de corte é inferior a 1 mm, um melhor acabamento é obtido com o uso de insertos com uma face plana, promovendo o alisamento da superfície usinada. A aresta mais saliente alisa a superfície cortada pelas arestas anteriores. Assim somente uma parte das arestas da fresa geram a superfície acabada. Se o avanço por rotação é menor que a largura da fase plana, somente a aresta mais saliente fará o acabamento da superfície (Sandvik, 1994). Portanto, os insertos alisadores são de fundamental importância para se conseguir acabamentos superficiais com valores de R_a e R_t menores por eliminarem os picos das asperezas deixadas pelos insertos de corte normal.

Atualmente existem inúmeros trabalhos investigando como a usinagem a altas velocidades de corte, denominada pela literatura inglesa como *high speed cutting* (HSC) ou *high speed machining* (HSM) que, entre outras, pode ser definida para situações em que a velocidade supera 1000 m/min (Kristyanto et al, 2001), influencia nos parâmetros superficiais, erros de forma e na vida da ferramenta.

Este trabalho tem como principal objetivo, investigar a qualidade superficial, os erros de forma e a rebarba na saída da superfície fresada dos blocos motores de ferro fundido cinzento GH190, no plano de apoio do cabeçote do motor, com a utilização de elevadas velocidades de corte (HSC) e de dois materiais para insertos de fresamento: PCBN e Cerâmica Mista.

2. Procedimentos Experimentais

O experimento foi realizado em uma fresadora especial da linha de usinagem de bloco motor “FIRE 16V” da Fiat Automóveis. A unidade de fresamento efetua a usinagem através de um mono-mandril de fresamento GR ISO130, pressurizado internamente e acionado por um motor assíncrono trifásico. A fresadora utiliza velocidade de corte (v_c) constante e a rotação do cabeçote é fixa em 1270 rpm. Todo o teste foi feito em regime de produção normal e as variações possíveis de serem feitas na regulagem da máquina, foram no avanço (f) e na profundidade de corte (a_p).

O bloco motor mostrado na Fig. (1) é fabricado de ferro fundido cinzento GH 190 UNI, com a seguinte composição química: %C = 3,2 a 3,5; %Cr = 0,2; %S = 0,15; %P = 0,10 e $H_v 200 \text{ kgf/mm}^2$.

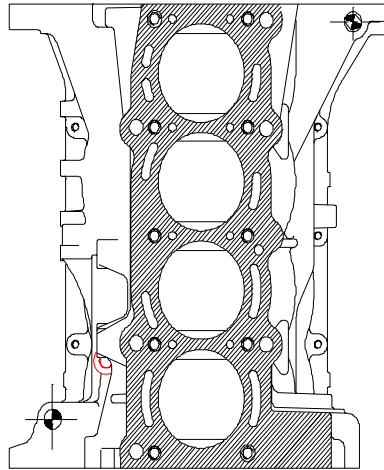


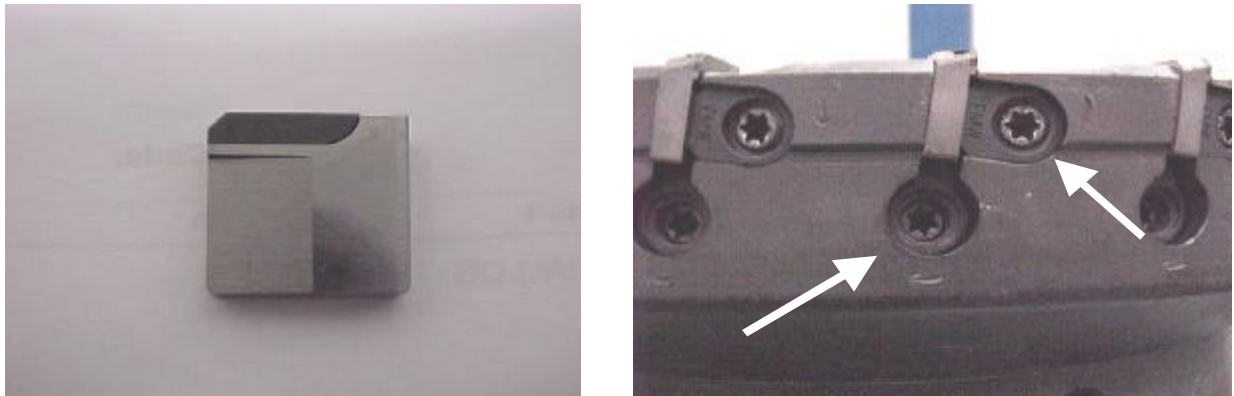
Figura 1. Vista superior do bloco motor.

Neste trabalho foi utilizado uma fresa com 250mm de diâmetro e sistema de fixação com regulagem axial em todos os insertos, conforme mostrados nas Fig. (2) e (3b).

Essa fresa usa um sistema de insertos alisadores em 24 alojamentos (Figura 3b) devidamente separados com passo uniforme. Cada alojamento usa a fixação dos insertos através de cunhas radiais.



Figura 2. Fresa D250 mm– Sistema com todos os insertos alisadores.



a). Inseto de PCBN

b). Sistema de fixação do inserto na fresa.

Figura 3. Ferramenta e detalhes do sistema de fixação.

Os insertos são na geometria SN com aresta em chanfro T 0,5X15, conforme Fig. (3a), com as seguintes propriedades médias: Cerâmica Mista: $H_V = 2000$ e $K_{IC} = 2 \text{ MPa.m}^{1/2}$; PCBN: $H_V = 4000$ e $K_{IC} = 10 \text{ MPa.m}^{1/2}$

Dois tipos de classes de materiais de insertos foram utilizados para o teste, sendo inicialmente o PCBN na classe KB 922234TM, que se constitui de uma placa de PCBN brasada em uma base de metal duro e CERÂMICA na classe RSX8TM constituído de $\text{Al}_2\text{O}_3 + \text{TiC}$. A mesma geometria de aresta de corte (Figura 3a) foi utilizada para dois materiais dos insertos nos ensaios experimentais.

A regulagem dos insertos foi realizada em uma mesa Ingersoll, com apalpador de ponta plana, em que todos os insertos são de geometria alisadora e existe regulagem individualizada para todos os 24 insertos. O batimento axial fica com dispersão máxima de $3 \mu\text{m}$ e o radial com $25 \mu\text{m}$ (neste caso não há possibilidade de ajuste).

Para medição do desgaste das ferramentas, utilizou-se os microscópios óticos: Wild – Heerbrugg Mod 117.775 e OMIS MINI *Optical Measurement Inspection System*. As superfícies das ferramentas desgastadas foram avaliadas no microscópio eletrônico de varredura Carl Zeiss. Utilizou-se o perfilômetro Taylor Hobson MK3, para medições dos parâmetros de rugosidade e erros de forma. A medida da rebarba foi realizada com um apalpador (resolução de $20 \mu\text{m}$), sendo neste caso realizadas 5 medidas e retirado o valor médio (Lee et al, 1979).

2.1. Metodologia.

Os ensaios foram realizados em etapas individuais para cada material de ferramenta. Utilizou-se as seguintes condições de corte: $a_p = 0,3 \text{ mm}$, $f_z = 0,06 \text{ mm/z}$ e $v_c = 1000 \text{ m/min}$, conforme mostrado na Tabela 1.

Em todos os casos houve a preocupação de obedecer os parâmetros de rugosidade, erro de forma e rebarba admissível no projeto do bloco, pois caso algum destes parâmetros de controle da peça fique fora das tolerâncias especificadas, seria refugo definitivo de produção, uma vez que é uma operação final de acabamento deste plano usinado.

Tabela 1 – Parâmetros utilizados em cada sistema avaliado

| ETAPA | FRESA | INSERTO | $a_p \text{ (mm)}$ | $f_z \text{ (mm/z)}$ |
|----------------------------|-----------------------------------|----------------|--------------------|----------------------|
| $v_c = 1000 \text{ m/min}$ | | | | |
| I | Fresas com 24 insertos alisadores | PCBN | 0,3 mm | 0,06 mm |
| II | | CERÂMICA MISTA | 0,3 mm | 0,06 mm |

A cada conjunto de testes, foram medidos os parâmetros de rugosidade, R_a , R_t , ondulação W_t , desgaste $VB_{Bmáx}$ e rebarba (h), nas 5 primeiras peças. Em seguida de 10 em 10 peças até a de n°. 100. Entre as peças de n°. 100 e 800, mediu-se cada 100 e a partir da peça n°. 800 a cada 200 peças, até a produção máxima que se pode atingir dentro dos parâmetros de qualidade exigido no projeto.

Com os dados obtidos fez-se comparações entre o comportamento dos parâmetros de qualidade investigados, com as variações de avanço e profundidade de corte entre os dois materiais avaliados: PCBN e Cerâmica Mista..

Além do desgaste de flanco observado nos insertos, foram também observadas outras formas de desgaste. As superfícies desgastadas das ferramentas foram avaliadas e fotografadas no microscópio eletrônico de varredura.

3. Resultados e Discussões

Na comparação entre o material do inserto utilizado, foi escolhida a condição de " a_p " e " f " que melhor desempenho obteve em condições preliminares previamente avaliadas (resultados não apresentados neste trabalho), utilizando como critério a vida útil e das condições de contorno estabelecidas no projeto.

A condição de profundidade de corte $a_p = 0,3 \text{ mm}$ e o avanço por dente $f_z = 0,06 \text{ mm/z}$, foi a que permitiu usar o maior numero de blocos motores, dentro dos parâmetros pré-estabelecidos no projeto do processo. Esta condição foi a selecionada para confronto nesse projeto.

Na Figura (4), verifica-se a curva de evolução do desgaste, no confronto dos insertos de Cerâmica Mista e de PCBN.

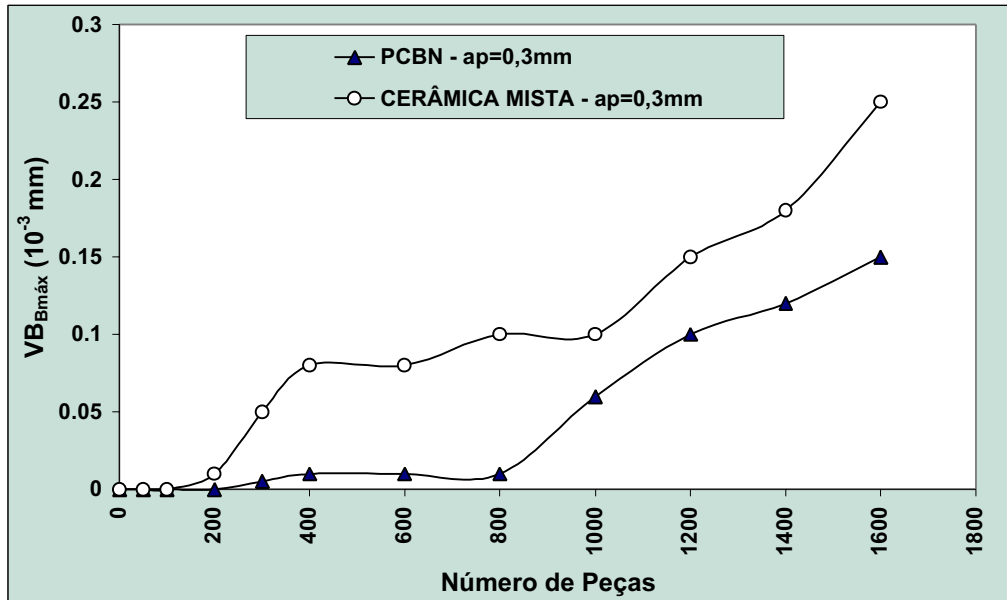


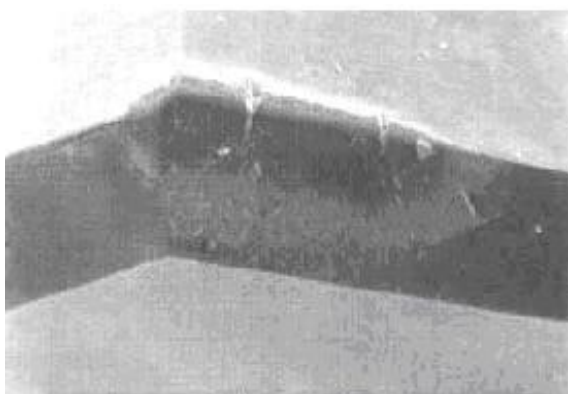
Figura 4. Desgaste de flanco $VB_{Bmáx}$, com insertos de PCBN X Cerâmica Mista.

Nesta figura, observa-se que as ferramentas de PCBN apresentaram maior resistência ao desgaste quando comparadas com as de Cerâmica Mista. A análise das propriedades desses dois materiais mostra que o PCBN apresenta dureza duas vezes maior enquanto a tenacidade, cinco vezes superior. O fato desse material apresentar maior dureza e tenacidade que o outro, aliado à excelente estabilidade química do PCBN, sugere que ele apresente melhor comportamento ao desgaste (Hutchings, 1992).

Observa-se que apesar da diferença apresentada no comportamento do desgaste até a peça de número 800, a tendência da evolução do desgaste de flanco $VB_{Bmáx}$ apresentou-se comportamento similar para os dois materiais avaliados. Conclui-se que pela característica do desgaste apresentadas nos dois materiais citados, os problemas de microtrincas ocorridas nos insertos de PCBN, mostrados na Fig. (5), precipitou o crescimento do desgaste mais acentuado a partir de 800 peças e a eliminação dos respingos de refrigerante na fresa, para limpeza da estação de fresamento, poderiam modificar o comportamento e elevar ainda mais a sua vida útil.

As microtrincas observadas na Fig. (5), podem ser justificadas, devido ao ciclo térmico ocorrido no corte interrompido, que foi acelerado pelos respingos de água proveniente do sistema de limpeza da máquina na unidade de fresamento após o ciclo de usinagem. Após a usinagem de cada bloco, elevada vazão de água é aplicada sobre a superfície com objetivo de retirar os cavacos, do tipo descontínuo, da peça. Observou-se que a água "molha" toda a ferramenta ainda aquecida, imediatamente após cada bloco usinado. Segundo Ferraresi (1977) e Palmari (1987), a ação cíclica dos cortes interrompidos, e tensões de tração e compressão provenientes das variações de temperaturas na interface do cavaco com a ferramenta, promoverá o aparecimento de trincas por fadiga de origem térmica.

Na parte "b" da Figura 5 observa-se material da peça aderido na região desgastada e nas imediações da trinca também são observados indícios de deformação plástica da aresta cortante. A área de contato cavaco-ferramenta calculada, em todos os ensaios realizados é extremamente pequena e vale $A=f_z \cdot a_p = 0,06 \cdot 0,3 = 0,018 \text{ mm}^2$. Nesta faixa de velocidades de corte utilizadas (1000 m/min) as temperaturas envolvidas são bastante elevadas (Trent, 1991) e aceleram os mecanismos de desgaste termicamente ativados, como a difusão e as deformações plásticas cisalhantes e de compressão na região de contato cavaco-ferramenta.

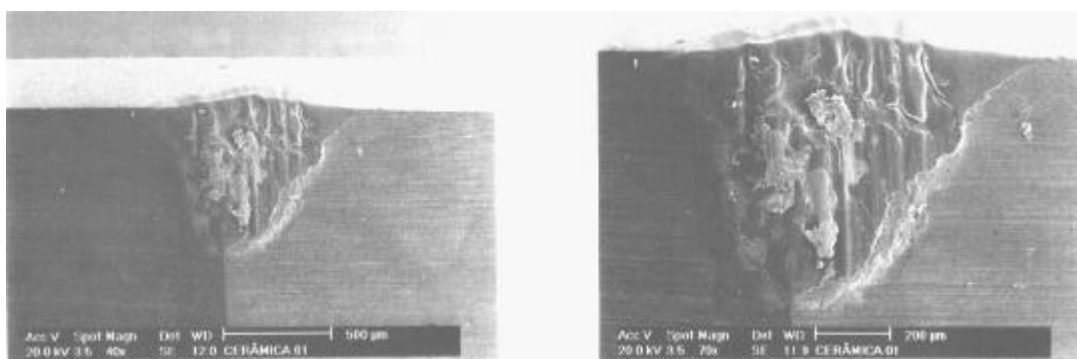


(a) Vista da superfície de folga.

(b) Detalhe de uma microtrinca.

Figura 5. Progressão de trincas térmicas na cunha cortante com ferramentas de PCBN.

Na Figura (6) verifica-se a superfície de folga com desgaste, mostrando evidências de sulcos paralelos à direção de corte, que sugere a predominância da abrasão. O material da peça usinada era o ferro fundido cinzento que contém na sua microestrutura carbonetos duros como o Fe_3C que certamente atuaram como grãos abrasivos contra as superfícies de saída e de folga da ferramenta, ativando a abrasão. Nota-se que existem evidências de adesão de material da peça na região desgastada. A cerâmica pura (Al_2O_3) apresenta excelente estabilidade química. A adição de TiC na cerâmica para promover elevação da dureza e da resistência ao desgaste compromete essa estabilidade (Ezugwo e Wallbank, 1989). Quantificar a perda de estabilidade química é objeto para maiores estudos e sai dos objetivos do presente trabalho.



a) Cunha cortante desgastada.

b) Detalhe da cunha cortante.

Figura 6 – Desgaste da ferramenta de Cerâmica Mista.

A Figura (7) mostra a evolução da rebarba para os dois materiais. Observa-se que a fresa com cerâmica apresentou tendência de maior formação de rebarba logo após 100 peças usinadas. Esta tendência de crescimento foi minimizada com a mudança do mecanismo de quebra do cavaco na aresta de saída do material do bloco motor, o que levou a ocorrência do *breakout* após 1500 peças.

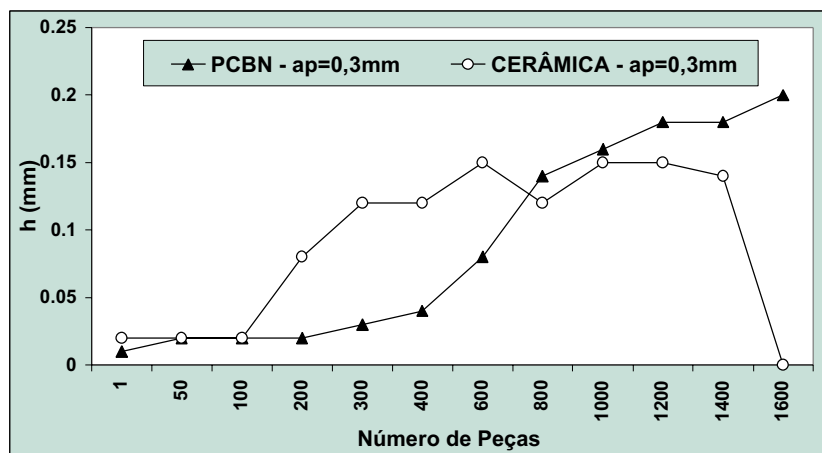


Figura 7. Comprimento da rebarba para as ferramentas de PCBN X Cerâmica Mista.

Dornfeld (1999), em seus trabalhos experimentais em materiais dúcteis e frágeis, demonstrou a existência de uma zona de cisalhamento negativo acoplada à zona de cisalhamento primária. Ela ocorre na saída do material da peça, podendo formar uma rebarba positiva ou negativa (*breackout*).

Nesse trabalho, os resultados evidenciaram entre as peças de número 300 até 1500, a ocorrência do início da propagação da trinca no cavaco dentro da zona de cisalhamento negativa, até a modificação do comportamento de formação da rebarba, havendo portanto a diminuição do comprimento e a ocorrência do *breackout*.

As Figuras (8) e (9) mostram os comportamentos das rugosidades R_a e R_t , respectivamente. A rugosidade superficial R_a , ficou nos dois casos (Cerâmica Mista e PCBN) bem abaixo dos parâmetros estabelecidos como condição de contorno ($R_a=1,6 \mu\text{m}$), não sofrendo nenhuma influência direta do comportamento do desgaste, conforme demonstrado na Fig. (4). Porém maiores valores de R_t foram verificados na usinagem com insertos de cerâmica, principalmente após 1500 peças usinadas, levando R_t atingir $12 \mu\text{m}$ e ultrapassar os limites máximos permitidos no projeto ($R_t=10 \mu\text{m}$).

Pode-se dizer que existe uma correlação entre a rugosidade superficial R_t o comportamento da rebarba e o desgaste dos insertos VB_{Bmax} acima de 1500 blocos usinados. O mecanismo de desgaste, induziu a elevação das forças de corte o que interferiu na estabilidade dinâmica da fresa, no mandril da fresadora e isto levou a antecipar a propagação das trincas no cavaco na zona de cisalhamento negativa, formada na aresta de saída do bloco motor. É possível afirmar também que esta instabilidade dinâmica contribuiu para o aparecimento de vales ocasionais no relevo do plano fresado, o que elevou os valores de R_t .

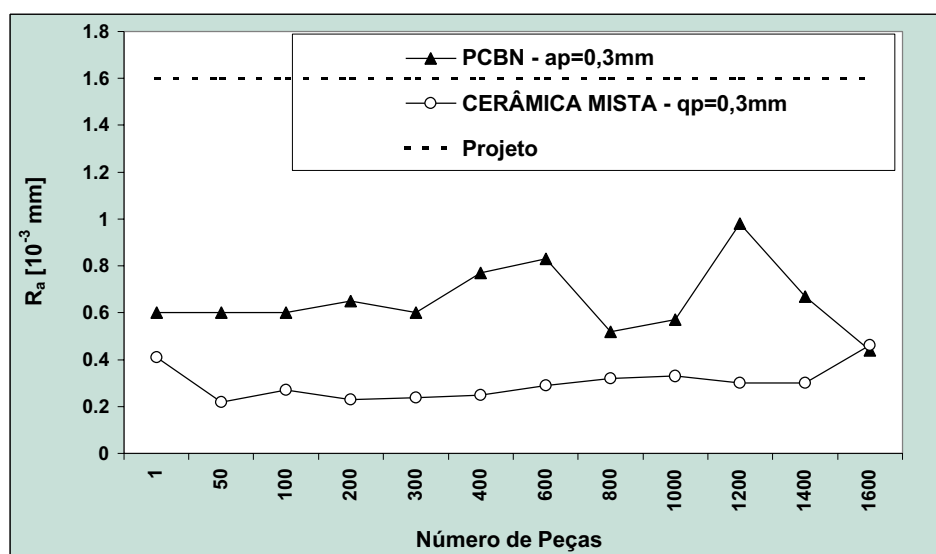


Figura 8. Rugosidade R_a , com o número de peças para ferramentas de PCBN X Cerâmica Mista.

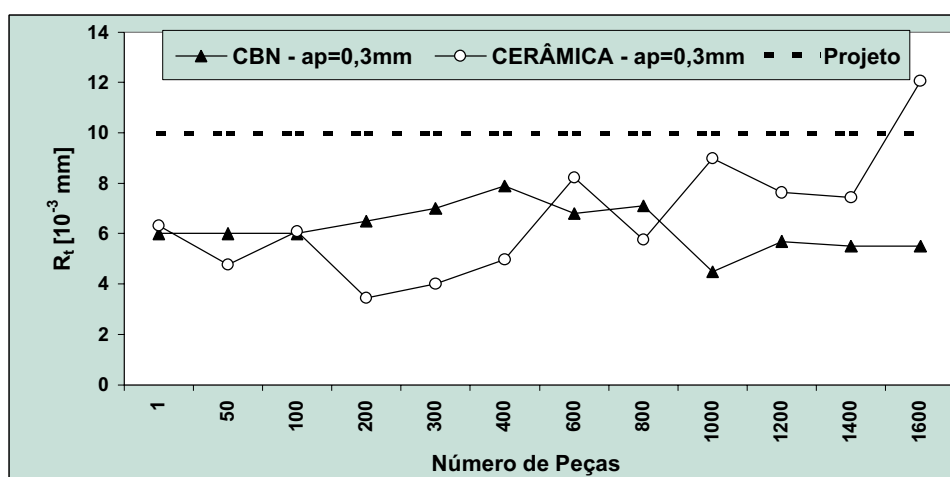


Figura 9. Rugosidade R_t , com o número de peças para ferramentas de PCBN X Cerâmica Mista.

Na Figura 10 verifica-se o comportamento das ondulações dos insertos de PCBN e Cerâmica, onde observa-se uma estabilidade nos dois casos, com baixa dispersão dimensional.

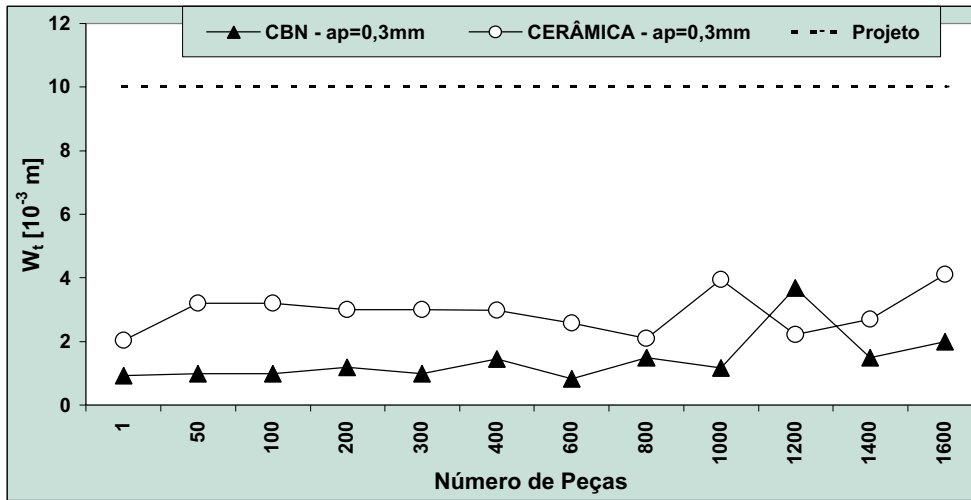


Figura 10. Ondulações W_t , usando com ferramentas de Cerâmica Mista X PCBN.

Uma tendência para menores valores de W_t foi observada para os insertos de cerâmica. No caso do PCBN, estes valores permaneceram estáveis até 3050 blocos usinados.

Este comportamento uniforme das ondulações, tanto no caso dos insertos de PCBN quanto no caso dos insertos de Cerâmica, se justifica pela tecnologia empregada nesta fresa, onde todos os insertos são alisadores e as variações que são provocadas no plano fresado, pelo aumento da pressão de corte, não resultaram em grandes interferências nas ondulações.

Sendo o avanço por inserto igual a $f_z=0,06$ mm/z, o avanço da fresa $f=1,44$ mm/rev e a fase plana do inserto 12 mm, cada inserto passa 6 vezes pelo mesmo ponto. Este processo faz com que a superfície seja várias vezes alisadas, ocorrendo com isto a auto correção do plano fresado.

4. Conclusões

Os ensaios realizados no fresamento do plano de apoio do cabeçote, no bloco do motor, conduziu a resultados obtidos em condições reais de trabalho. A Tabela 2 sintetiza o desempenho das duas tecnologias em todas as etapas investigadas. Optou-se, para efeitos comparativos, por quantificar os desempenhos individuais de cada ensaio realizado. Para isso, utilizou-se números, entre 1 e 5. Os números maiores correspondem a um ganho na propriedade avaliada e foram assim distribuídos: 5 - excelente, 4 - muito bom, 3 - bom, 2 - regular e 1 - ruim.

A análise global da performance das tecnologias avaliadas em todas as etapas e sintetizados na Tabela 2, mostra claramente as tendências de comportamentos.

Tabela 2. Confronto dos parâmetros.

| Tecnologia | FRESA | |
|------------------------------------|--------------|----------------|
| | PCBN | Cerâmica Mista |
| Vida da Ferramenta | 5 | 3 |
| Rugosidade, R_a | 4 | 5 |
| Rugosidade, R_t | 4 | 4 |
| Ondulações, W_t | 5 | 4 |
| Rebarbas, h | 5 | 1 |
| Formação de <i>breackout</i> | 5 | 0 |
| Pontuação Total | 28 | 17 |
| Conclusão – Melhor Condição | ***** | |

Neste trabalho chegou-se às seguintes conclusões:

1. O PCBN apresentou o melhor desempenho em praticamente todas as investigações realizadas.
2. Em todos os ensaios realizados com a Cerâmica Mista, o fenômeno do *breakout* foi determinante para a interrupção da usinagem e definição de fim de vida da ferramenta, mesmo que o desgaste de flanco não estivesse acentuado.
3. O mecanismo de abrasão foi predominante no desgaste da Cerâmica Mista.
4. Os mecanismos de difusão e deformações plásticas a elevadas temperaturas foram dominantes nas ferramentas de PCBN.
5. O *breakout* provocou o refugo dos blocos motores, quando apresentado nos dutos de água e de óleo no bloco motor.
6. A maior produção média horária será conseguida com a ferramenta de PCBN.

5. Referências

- Colwell, L.D., 1954, "Predicting the Angle for Chip Flow for Single Point Cutting Tools", *Trans ASME*, 16, 199-204.
- Dornfeld, D A., 1998, "Research Reports by CODEF – Integrated Designs and Manufacturing for Milling Burr Minimization", Laboratory for Manufacturing Automation – University of California, Berkeley
- Ezugwo, E.O. and Wallbank, J., 1988, "Wear of Ceramic Tools When Machining Cast Iron", *Adv. Material & Manufacturing Processes*, vol. 3 (3), pp. 447-468.
- Ferraresi, D. (1977), "Fundamentos da Usinagem dos Metais", Ed. Edgard Blücher Ltda, São Paulo, Brasil.
- Hutchings, I. M., 1992, "Tribology: Friction and Wear of Engineering Material, Edward Arnold Ed., ISBN 0.340.56184-X
- Kamarudding, A. G., 1984, "Tool Life in Interrupted Cutting", PhD thesis. Department of Mechanic Engineering, University of Manchester Institute of Science and Technology, 1984.
- Kristyanto, B., Mathew, P. and Arsecularatne, J.A., 2001, "Determination of Forces in High Speed Machining (HSM) from Machining Tests and a Variable Flow Stress Machining Theory", *Annals of the Third International Conference on Metal Cutting and High Speed Machining*, Metz, France, pp. 11.
- Lee, M.; Horne, J.G.; Tabor, D., 1979, "The Mechanism of Notch Formation at the Depth of Cut Line of Ceramic Tools Machining Nickel Base Superalloys", *Proc. Int. Conf. On wear Materials*, ASME, Darborn, Michigan, USA, 16-18 April, pp. 460-469
- Machado, A. R. e Da Silva, 1999, "Usinagem dos Metais", Editora UFU, Universidade Federal de Uberlândia, Uberlândia – MG, Brasil
- Marcondes, F. C., 1990, "A História do Metal Duro", Sandvik do Brasil – Ed. Marco.
- Mills, B.; Redford, A.H., 1983, "Machinability of Engineering, Applied Science Publications", ISBN 0-85-183-4.
- Palmai, Z., 1987, "Cutting Temperature in Intermittent Cutting", *International Journal of Machine Tools Manufacture*, vol. 27(2), pp. 261-274.
- Pekelharing, A. J., "The Exit Failure Uninterrupted Cutting", *Annals of the CIRP*, 1978, 27(1), 5-10.
- Sandvik Coromant, 1994, "Modern Metal Cutting", 12-CMSK, S-811 81 Sandviken, Sweden

6. Agradecimentos

À Fiat/GM Powertrain, pela disponibilização e todo o suporte técnico-científico e liberação dos equipamentos e instrumentos necessários à realização deste trabalho.

USE OF THE MIXED CERAMIC AND PCBN TOOLS ON THE "HSC" MILLING OF GREY CAST IRON BLOCK MOTORS

Antônio Maria de Souza Júnior

antonio.maria@brf.fiat-gm-pwt.com – FIAT/GM Powertrain - Belo Horizonte, MG, Brazil.

Wisley Falco Sales

wisley@pucminas.br – Pontifical Catholic University of Minas Gerais – PUC Minas - Belo Horizonte, MG, Brazil.

Abstract. *Two material of the insert has been studied in this work, in face milling, to machining gray cast iron in high speed cutting. The difference between PCBN and Mixed Ceramic insert, were showed, and the PCBN insert has been obtained the better performance in all of the test. Were investigated the surface finish (R_a and R_t), surface profile, waviness (W_t), flank wear ($VB_{B_{max}}$) and Foot forming (h). The better result has been obtained when we used depth of cut = 0,3 mm, and feed rate=0,06/z. The face milling with PCBN insert, obtained the better performance, and maintained the parameter of the surface finish quality demanded, achieved the processes continuity, and machining over the 3050 Cylinder Block. The milling burr minimization, was also obtained when machining with PCBN insert, and the breakout occurrence with Ceramic insert.*

Key words: Milling, Polycrystalline Cubic Boron Nitride, Mixed Ceramic, Flank Wear.

Rugosidade Superficial em Operações de Torneamento

Jefferson Luis Cesar Salles

Centro Federal de Educação Tecnológica do Paraná – CEFET-PR
Avenida Alberto Carazzai, 1640. CEP 86300-000 Cornélio Procópio, PR, Brasil.
Doutorando em Engenharia Mecânica pela Faculdade de Engenharia de Guaratinguetá – FEG/UNESP.

Dr. Marcos Tadeu Tibúrcio Gonçalves

Professor Assistente Doutor, Faculdade de Engenharia de Bauru – FEB/UNESP.
Cx. P. 473 - 17033-360 - Bauru, SP, Brasil

Luiz Otávio Corrêa

Centro Federal de Educação Tecnológica do Paraná – CEFET-PR
Avenida Alberto Carazzai, 1640. CEP 86300-000 Cornélio Procópio, PR, Brasil.

Resumo: Este trabalho apresenta o resultado de um estudo bibliográfico envolvendo o trabalho experimental de vários pesquisadores. O principal objetivo deste trabalho é verificar a correlação entre os valores de rugosidade medidos pelas técnicas tradicionais e os valores calculados através dos modelos matemáticos estabelecidos por alguns pesquisadores. O resultado deste estudo proporciona um melhor entendimento dos mecanismos de geração da rugosidade superficial no torneamento, bem como a viabilidade do emprego dos principais métodos de cálculo.

Palavras-chave: usinabilidade, rugosidade superficial, torneamento.

1. Introdução

A rugosidade superficial é considerada como uma importante característica para um componente usinado, devido à influência crucial em suas propriedades mecânicas e físicas. Conseqüentemente, a estimativa de valores para a rugosidade superficial sob determinadas condições de usinagem é de fundamental importância para o planejamento de um processo de usinagem.

Muitos modelos de cálculo para a rugosidade superficial assumem que a geometria da superfície final em torneamento é influenciada pela velocidade de corte, avanço e raio de ponta. A rugosidade é afetada adicionalmente pelo efeito da profundidade de corte, desgaste da ferramenta, presença da aresta postiça e propriedades do material. Frequentemente, não ocorre uma boa correlação entre os valores de rugosidade medido e o calculado pelos modelos matemáticos conhecidos, especialmente as operações de acabamento quando se emprega avanço muito pequeno. Alguns pesquisadores sugerem que as principais fontes desta discrepância sejam deformações plásticas na zona primária de cisalhamento, estendendo-se do interior do material para a superfície usinada, a recuperação elástica desta superfície após a usinagem, a aderência na interação entre o cavaco e a aresta de corte arredondada e as vibrações relativas entre a ferramenta e a peça (Grzesik, 1995)

A discrepância entre os resultados da rugosidade de uma superfície usinada e os valores calculados não impedem que estes modelos matemáticos sejam de grande importância para o planejamento de operações de usinagem. Sendo que, estes modelos não relacionam todas as variáveis envolvidas na geração da rugosidade superficial. Neste trabalho estuda-se a correlação entre os principais modelos estabelecidos para cálculo de rugosidade e o resultado dos estudos experimentais desenvolvidos por alguns pesquisadores.

2. Modelo de predição da rugosidade superficial em torneamento

Segundo Boothroyd e Knight (1989) a qualidade superficial é utilizada como uma ferramenta para o estudo da usinabilidade dos materiais. Nos ensaios, os parâmetros de usinagem podem ser variados e as melhores qualidades superficiais obtidas determinam quais eram as características ideais para esse processamento. A rugosidade da superfície final, obtida durante uma operação de usinagem, pode ser considerada como a soma de dois efeitos independentes:

- A rugosidade de superfície teórica que é o resultado da geometria da ferramenta e do avanço;
- A rugosidade de superfície real que é o resultado das irregularidades da operação de corte.

Considerando-se a dificuldade em se realizar uma caracterização tridimensional, nas indústrias, freqüentemente a rugosidade é avaliada segundo as propriedades de um perfil bidimensional. Essas duas dimensões, fisicamente representadas pela freqüência e pela amplitude, são inseparavelmente fundamentais para a medição da rugosidade superficial. Uma classificação geral dos parâmetros de medição de rugosidade pode ser feita dividindo-se em três grupos:

- Parâmetros de amplitude: são medições dos deslocamentos verticais do perfil;
- Parâmetros de espaçamento: são medições de espaçamentos irregulares ao longo da superfície, independente da

amplitude dessas irregularidades;

- Parâmetros híbridos: relacionados tanto a amplitude quanto com o espaçamento das irregularidades superficiais.

Através das técnicas de medição disponíveis, os dados de rugosidade superficial são obtidos e, em seguida interpretados de acordo com o parâmetro de avaliação empregado. Os parâmetros utilizados neste trabalho são:

- R_a : Desvio Médio Aritmético. Corresponde a média aritmética dos valores absolutos das ordenadas de afastamento y_i , dos pontos do perfil de rugosidade em relação à linha média, dentro do percurso de medição. Este parâmetro para avaliação da rugosidade superficial é adotado pela Associação Brasileira de Normas Técnicas (ABNT 6405), conforme representado na Fig. (1).

$$R_a = \frac{1}{L_m} \int_0^{L_m} |y(x)| dx \dots\dots\dots(1)$$

Onde $y(x)$ é a função das ordenadas de afastamento e L é o percurso de medição.

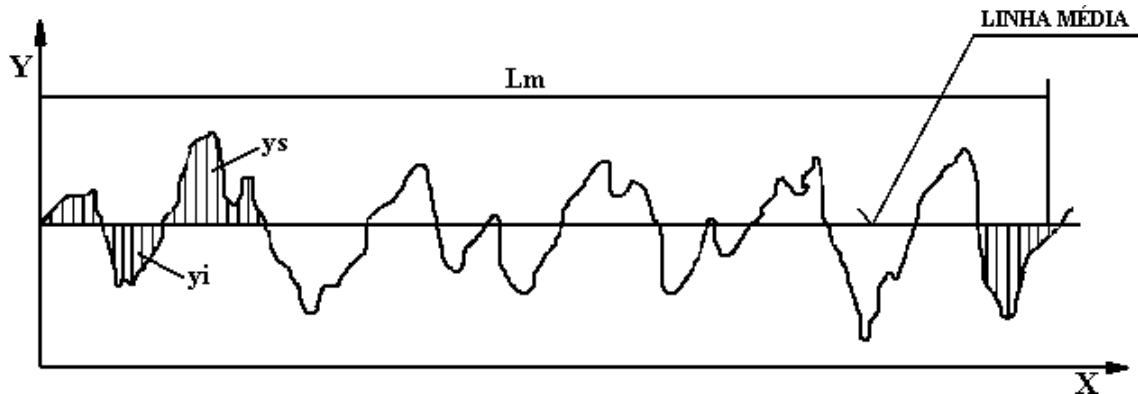


Figura 1 – Rugosidade média R_a , ABNT, 1988.

- $R_{m\acute{a}x}$: Maior valor das rugosidades parciais (Z_i) que se apresenta no percurso de medição. Definida como a distância entre duas linhas paralelas à linha média e que tangenciam a saliência mais pronunciada e a reentrância mais profunda, medida no comprimento da amostragem, conforme representada na Fig. (2).

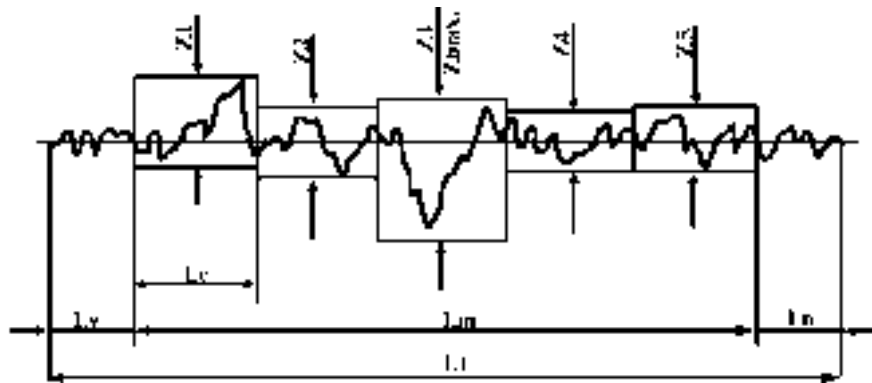


Figura 2 – Representação da altura máxima das irregularidades $R_{m\acute{a}x}$.

As expressões para cálculo da rugosidade nas operações de torneamento, são consideradas teóricas por se tratar apenas de uma relação geométrica entre as marcas geradas pelo avanço e raio de ponta da ferramenta, não considerando os demais fatores que influenciam na geração da rugosidade de uma superfície usinada.

Shaw (1984) propõe, conforme Fig. (3), um modelo de cálculo para a rugosidade máxima em operações de torneamento levando em conta a influência da relação entre o avanço e o raio de ponta da ferramenta sobre a rugosidade superficial. Este modelo considera três casos distintos na operação de torneamento:

- Primeiro Caso: Quando o raio de ponta da ferramenta é maior que o avanço;
- Segundo Caso: Quando os valores do avanço e raio da ferramenta forem altos;
- Terceiro Caso: Quando os valores do avanço forem maiores que o raio de ponta da ferramenta.

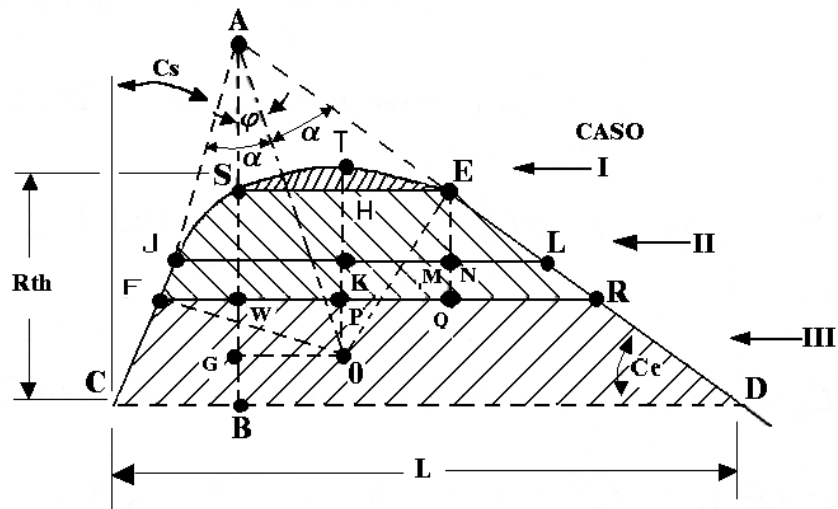


Figura 3 – Representação esquemática da ferramenta de usinagem demonstrando os três casos considerados pela equação da Rugosidade Teórica - R_{max} , Shaw, 1984.

No intervalo de validade, a equação do primeiro e segundo casos não apresentam diferenças significativas e o terceiro caso não é empregado em operações de acabamento em metais, sendo assim é discutido apenas o primeiro caso, onde se considera que a rugosidade superficial seja gerada apenas pelo raio de ponta da ferramenta. A relação geométrica para o primeiro caso pode ser expressa:

$$R_{max}' = OT - OU \tag{2}$$

Analisando a Fig. (3), pode-se concluir que:

$$OT = r \tag{3}$$

$$OE^2 = OU^2 + HE^2 \tag{4}$$

Sendo que OE também corresponde ao raio (r) e HE corresponde a meio avanço ($f/2$), esta equação pode ser expressa da seguinte forma:

$$OU = \sqrt{r^2 + \frac{f^2}{4}} \tag{5}$$

Substituindo OT e OU da Eq. (2) pelas Eq. (3) e (5), obtém-se a equação para cálculo de R_{max}' , que pode ser expressa da seguinte forma:

$$R_{max}' \cong \frac{f^2}{8r} \tag{6}$$

Esta equação pode ser empregada quando $f/2$ for menor que EH ou

$$0 < f/r < 2 \text{sen } Ce \tag{7}$$

Brammertz apud Grzesik (1995) analisa a influência da aresta lateral de corte, nota que uma pequena porção triangular de material é removido, conforme Fig. (4). Brammertz acrescenta a Eq. (7) este componente da rugosidade superficial no torneamento :

$$R_{ht} = \frac{f^2}{8r} + \frac{h_{\min}}{2} \left(1 + \frac{r_e h_{\min}}{2} \right) \tag{8}$$

De acordo com Ikawa, Shimada e Tanaka apud Grzesik (1995), o valor prático utiliza h_{\min} é da ordem de 1/10 do raio de arredondamento da ferramenta (r_e).

Segundo Grzesik (1995), outra metodologia para se calcular h_{min} é assumido que a espessura seja igual à profundidade crítica de penetração que corresponde à transição entre *ploughing* (atrito entre a ferramenta e a peça) ao micro corte. Ou seja: $h_{min} = h_r$. A Equação para o cálculo de h_r pode ser expressa como:

$$h_r = 0,5r_n \left(1 - \frac{2\tau_a}{Y_{sh}} \right) \tag{9}$$

Onde: h_r é a penetração limite de um indentador; r_n é o raio do indentador ou o raio de arredondamento da aresta de corte; τ_a é a tensão de cisalhamento na adesão; Y_{sh} é a tensão de escoamento do material temperado.

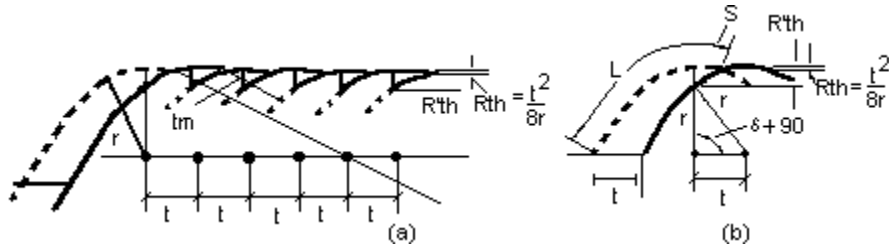


Figura 4 – Representação esquemática da porção triangular gerada pela aresta lateral de corte devido a existência de uma mínima espessura indeformável do cavaco (t_m), Shaw, 1984.

Boothroyd e Knight (1989) apresentam uma equação para cálculo do Desvio Médio Aritmético (R_a) teórico de uma superfície tendo como ponto de partida um modelo geométrico formado por uma ferramenta de arredondamento de ponta, conforme Fig. (5).

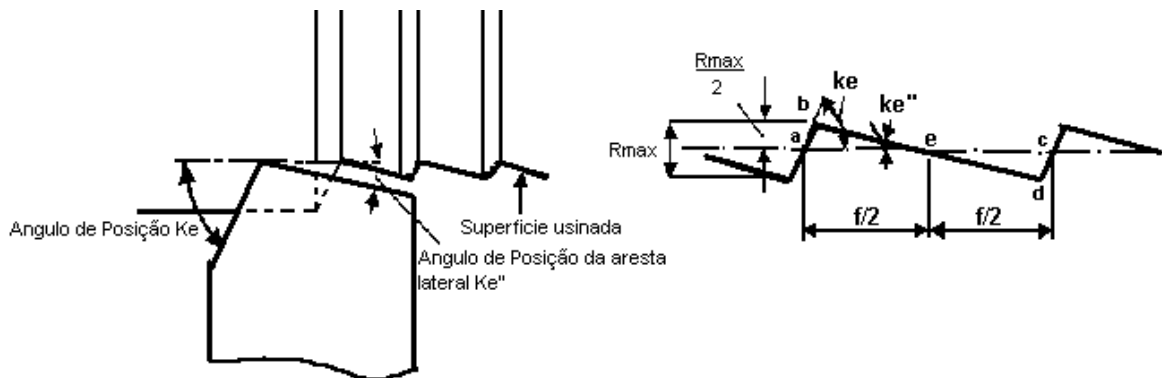


Figura 5 – Modelo idealizado para a rugosidade superficial em operações de torneamento com ferramenta sem arredondamento na ponta, Boothroyd e Knight, 1989.

Analisando a Fig. (5), nota-se que a rugosidade média aritmética (R_a) pode ser expressa:

$$R_a = \frac{|area, abc| + |area, cde|}{f} \tag{10}$$

Considera-se que as áreas abc e cde são equivalentes,

$$R_a = \frac{2}{f} (area, abc) \tag{11}$$

$$R_a = \frac{2}{f} \left(\frac{\frac{f}{2} \times h}{2} \right) \tag{12}$$

$$R_a = \frac{2}{f} \left(\frac{f \times h}{4} \right) = \frac{h}{2} \tag{13}$$

Analisando a Fig. (5), pode-se concluir que a altura do triângulo abc (h) corresponde a metade da rugosidade máxima (R_{máx}), que substituindo na Eq. (12):

$$Ra = \frac{R_{\max}}{4} \tag{14}$$

Como a rugosidade máxima teórica é deduzida através da Eq. (7), pode-se substituir diretamente na Eq. (13), resultando na equação para cálculo da rugosidade média (Ra):

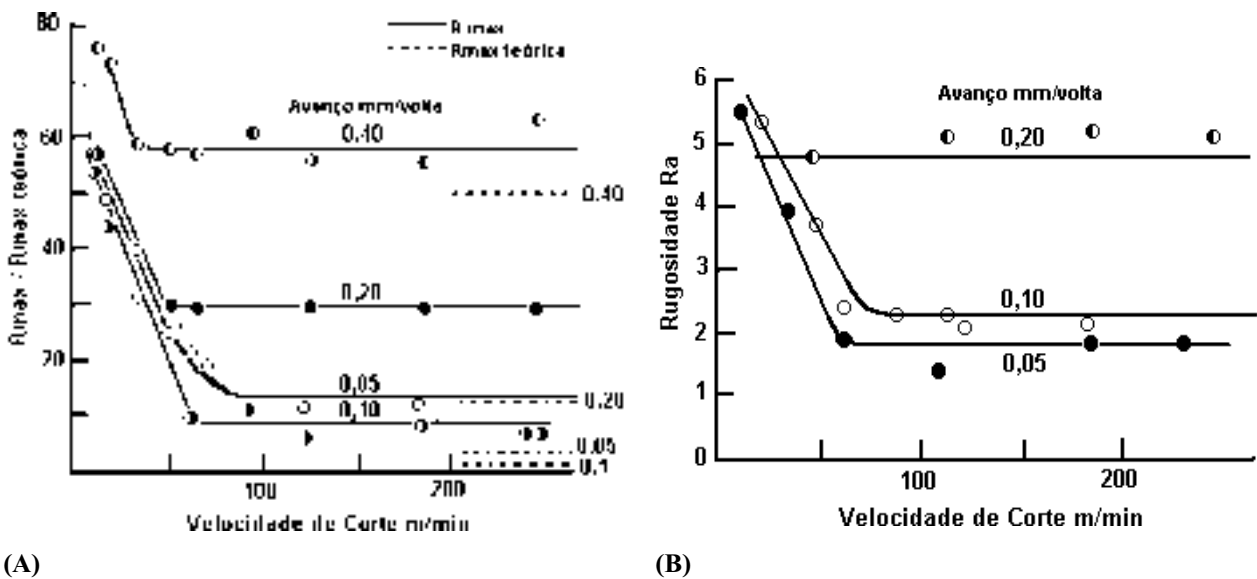
$$Ra(\text{teórico}) = \frac{0,0321 \times f^2}{r} \tag{15}$$

3. Análise da correlação entre valores de rugosidade calculados e a rugosidade superficial medida.

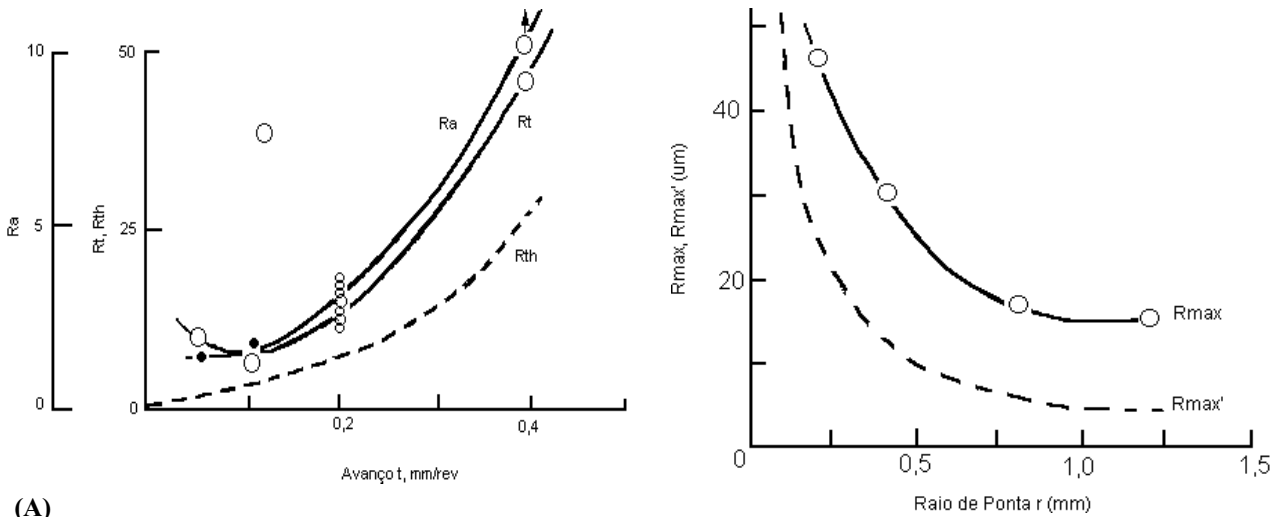
Shaw (1984) apresenta um estudo da correlação entre a rugosidade calculada (teórica) e a rugosidade medida no aço AISI 1045 torneado, usando uma pastilha de metal duro. Nesse estudo são variados o avanço, o raio de ponta da ferramenta e a velocidade de corte e, comparando o parâmetro Rugosidade Máxima (R_{máx}) com a Rugosidade Máxima teórica (R_{máx}') calculada através da Eq. (7). É analisado o resultado deste trabalho através da apresentação dos gráficos obtidos pelo autor.

Na Figura (6), o autor apresenta os valores de R_{máx} em função da velocidade de corte (V_c) para diferentes valores de avanço (f). Pode ser observado que o acabamento melhorou rapidamente com o aumento da velocidade e atinge um nível constante. O valor da rugosidade máxima constante é alcançado através do aumento da velocidade de corte, quando diminui o avanço, o que indica que a diminuição do valor da rugosidade ocorre devido a eliminação da aresta postiça (APC). Pode ser observado que o melhor acabamento não corresponde ao menor avanço (0,05 mm/rev), mas corresponde a um avanço de 0,1 mm/rev. Isto é, em parte, devido ao fato que a potência de corte por unidade de volume (μ) e, conseqüentemente, a tensão média na face da ferramenta aumenta rapidamente como a diminuição do avanço abaixo de 0,1 mm/rev. Em operações de torneamento isto causa mais fluência plástica através da aresta de corte lateral. O sulco que é formado desta forma, aumenta a discrepância entre o R_{máx} medido e o teórico. O valor teórico de rugosidade de R_{máx}' é mostrado na Fig. (6) onde é calculado usando a Eq. (7), como para este caso (χ = 30°) todos os valores correspondem ao caso 1. A discrepância entre os valores observados e os teóricos aumentam com a diminuição do avanço. Isto pode ser devido à influência do efeito da tensão média na face de ferramenta e conseqüentemente na tendência de fluência ao longo da aresta de corte.

A Figura (7) indica a grande influência do raio de ponta da ferramenta (r_e) no acabamento final. Os valores teóricos de Rugosidade (R_{máx} teórica) são aproximadamente metade dos valores reais (R_{máx}) com exceção para valores maiores do raio de ponta, onde provavelmente, a trepidação é responsável para a discrepância adicional.



(A) (B) **Figura 6** – Variação da relação entre a rugosidade medida e a real variando o avanço e a velocidade de corte, Shaw, 1984.



(A) **Figura 7** – Comparação entre a variação da rugosidade superficial teórica e a rugosidade medida em função da variação do avanço e raio de ponta da ferramenta, Shaw, 1984.

Diniz e Noritami (1998) apresentam um estudo entre o modelo matemático proposto por Shaw (1984) e a rugosidade superficial medida em amostras torneadas do aço ABNT 1045 (aço médio carbono), 1212 (aço com usinabilidade melhorada), 4340 (aço liga) e 316 (aço inoxidável austenítico). É verificada a influência das condições de usinagem e a influência do tipo de aço na rugosidade superficial, conforme apresentado nas Fig. (8) e (9). Os parâmetros medidos são Ra (rugosidade média) e $R_{m\acute{a}x}$ (rugosidade máxima), mas somente o valor de rugosidade máxima é utilizado, por permitir uma comparação direta com a equação. Os autores concluem que a influência do avanço na rugosidade da superfície é influenciada pelo tipo de aço. Nos aços 316 e 1045 a relação da rugosidade com o avanço comporta-se como previsto pela literatura, ou seja a rugosidade piora com o aumento do avanço. Para o aço 1212 e 4340, a rugosidade permanece constante com o aumento do avanço, contrariando totalmente a equação, onde é forte a influência do avanço na rugosidade superficial. Em relação à profundidade e velocidade de corte, os autores concluem que os resultados obtidos nas condições estudadas estão de acordo com a literatura, ou seja, a influência da profundidade de corte sobre a rugosidade superficial é mínima e para o aumento da velocidade de corte a rugosidade superficial diminuiu, apesar de não ocorrer formação de aresta postiça (APC) em baixas velocidades de corte.

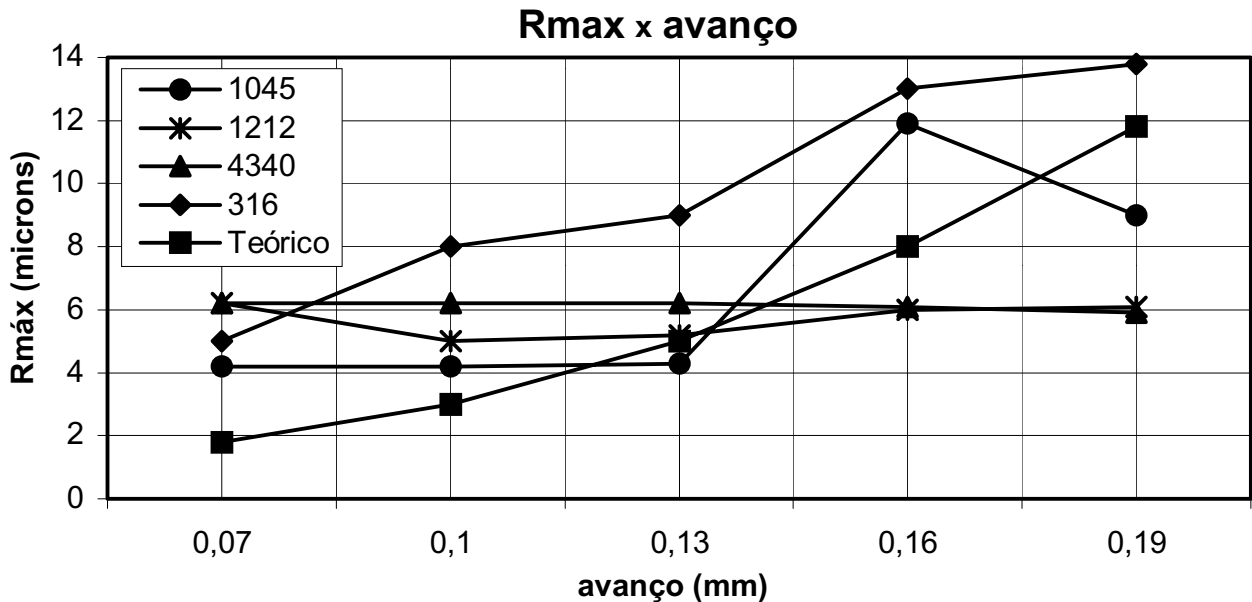


Figura 8 – Variação da Rugosidade ($R_{m\acute{a}x}$) com o incremento do avanço, Diniz e Noritami, 1998.

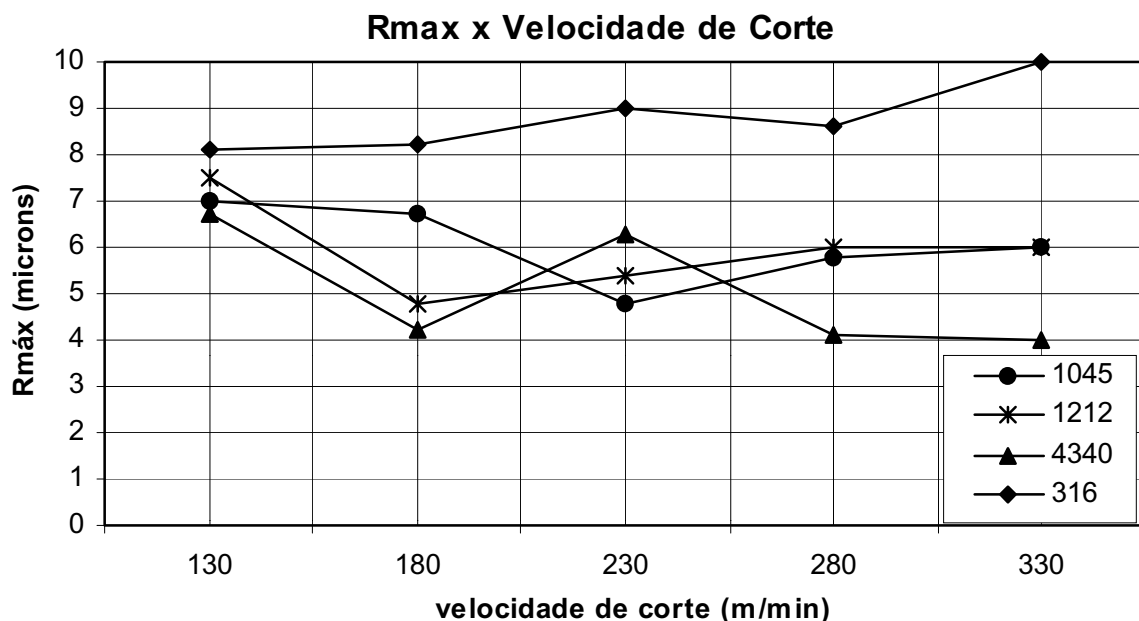


Figura 9 – Variação da Rugosidade (Rmax) com o incremento da velocidade de corte, Diniz e Noritami, 1998.

Grzesik (1995) publica o resultado de um estudo da deformação plástica na zona de formação do cavaco, interações tribológicas na interface ferramenta/cavaco, avaliando a eficiência do modelo de cálculo de rugosidade para o torneamento proposto por Brammertz. É constatado que a tensão equivalente total na zona de deformação primária é muito importante para estudar a geração de rugosidade superficial durante usinagem devido a sua influência essencial nas condições friccionais na interface. A Fig. (10) apresenta os efeitos do avanço sobre a Rz (altura das irregularidades dos dez pontos). Nesta figura são comparados os valores de rugosidade calculadas pelas Eq. (6) e (15) com a rugosidade medida. Pela Fig. (10) é evidente que a curva 2 (Eq. (6)) apresenta valores mais próximos da curva 3 (rugosidade medida) do que a curva 1, Eq. (15). A explicação para redução da discrepância entre a curva da rugosidade medida e a rugosidade teórica é devido ao fato da Eq. (6), considerar os efeitos tribológicos entre o cavaco e a ferramenta. O autor conclui que esta metodologia fornece uma melhor estimativa da rugosidade superficial em uma peça usinada variando o avanço do que os outros modelos.

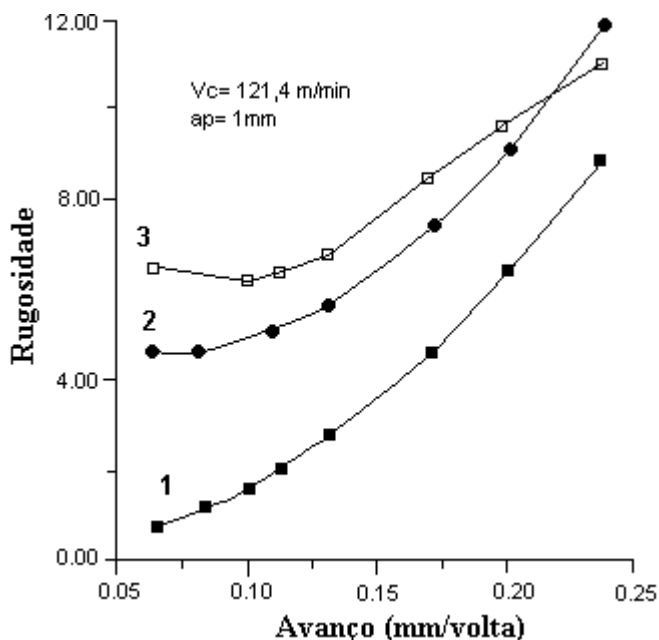


Figura 10 –Efeito do avanço sobre a Rugosidade (Rz). Rugosidade ideal (1), rugosidade calculada (2) e rugosidade experimental (3), Grzesik, 1996.

4. Conclusão

As equações para cálculo da rugosidade superficial propostas são baseadas principalmente nos efeitos geométricos do avanço e raio de ponta da ferramenta, de maneira que as variações entre as propriedades dos materiais, afetam a correlação entre valores teóricos e valores práticos.

As inúmeras variáveis que podem afetar a rugosidade superficial, geralmente estão relacionadas entre si, não permitindo que elas sejam isoladas e se construa uma equação abrangente que permita prever com precisão a rugosidade superficial em operações de torneamento.

O modelo proposto por Brammertz apesar de permitir uma estimativa melhor da rugosidade superficial, também apresenta variações na relação entre a rugosidade teórica e a medida.

Os modelos propostos são de grande importância prática, pois permitem um cálculo preliminar do avanço, entretanto este método ainda não permite que seja eliminado os testes práticos.

5. Referências bibliográficas

- ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS. 1989. “Rugosidade das Superfícies, NBR 6405”. Rio de Janeiro.
- BOOTHROYD, G., KNIGHT, W. A., 1989. “Fundamentals of Machining and machine Tools”. 2 ed. New York: McGraw-Hill, Inc. ISBN 0-8247-7852-9.
- DINIZ, A. E., NORITOMI, P. Y., 1998. “Influência dos Parâmetros de Corte na Rugosidade”. Metal Mecânica, São Paulo, agosto, pág. 92-101.
- GRZESIK, W., 1995. “A Revised Model for Predicting Surface Roughness in Turning”. Wear, Polônia, outubro. N^o 194, pp. 143-148.
- IKAWA N.; SHIMADA, S.; TANAKA, H. apud GRZESIK, W., 1995. “A Revised Model for Predicting Surface Roughness in Turning”. Wear, Polônia, outubro. N^o 194, pp. 143- 148.
- SHAW, M. C., 1984. “Metal Cutting Principles”. New York : Oxford Science Publications,.

Roughness Surface in Turning

Jefferson Luis Cesar Salles

Centre Federal of Technological Education - CEFET

Alberto Carazzai Avenue, 1640 – Center – ZIP CODE 86300-000 – Cornélio Procópio, PR, Brazil.

Dr. Marcos Tadeu Tibúrcio Gonçalves

Department of Mechanical Engineering, São Paulo State University UNESP.

Post office box 473 – ZIP CODE 17033-360 - Bauru, SP, Brazil

Luiz Otávio Corrêa

Centre Federal of Technological Education - CEFET

Alberto Carazzai Avenue, 1640 – Center – ZIP CODE 86300-000 – Cornélio Procópio, PR, Brazil.

***Abstract:** This work presents the result of a bibliographical study involving the several researchers' experimental work. The main objective of this work is to verify the correlation among the values of measured roughness for the traditional techniques and the values calculated through the mathematical models established by some researchers. Through this study it can settle down a correlation between the values of theoretical roughness and the measured values, as well as it presents larger information about the generation of roughness in turn operations.*

Keywords: machinability, surface roughness, turning.

Simulação do Processo de Hidroconformação de Tubos

Roberto Bortolussi

Faculdade de Engenharia Industrial - Departamento de Mecânica
Av. Humberto de Alencar Castelo Branco, 3972 - São Bernardo do Campo - São Paulo
CEP: 09850-901
roberto@cci.fei.br

Sérgio Tonini Button

Universidade Estadual de Campinas - UNICAMP - Faculdade de Engenharia Mecânica - Departamento de Materiais e Processos
Cidade Universitária Zeferino Vaz - Campinas - São Paulo
CEP: 13083-970
sergio1@fem.unicamp.br

Resumo. O processo de hidroconformação vem sendo utilizado para a fabricação de peças utilizadas em estruturas veiculares. Estas peças são fabricadas a partir de tubos de aço de baixo carbono ou aço de ARBL (alta resistência e baixa liga) com costura ou tubos extrudados, quando se utiliza tubos alumínio. Os tubos com costura são produzidos a partir de chapas metálicas laminadas, que tem comportamento anisotrópico. Utilizando o método dos elementos finitos de formulação explícita foi simulado o processo de hidroconformação com dois modelos de material diferentes um isotrópico e um anisotrópico, para verificar a influência da anisotropia na seqüência do carregamento de pressão, na deformação da espessura do tubo e na força de conformação.

Palavras chave: hidroconformação, simulação, elementos finitos

1. Introdução

A indústria automobilística nos últimos anos tem procurado o desenvolvimento de processos de fabricação capazes de produzir peças mais leves e mais resistentes, com capacidade de produção de peças com menor variação dimensional e também mais versáteis e flexíveis para redução dos custos de produção, principalmente das ferramentas.

Dentro deste conceito o processo de hidroconformação de tubos vem sendo utilizado para a produção de peças da estrutura principal da carroceria e peças estruturais de componentes agregados como suporte do motor e eixos dianteiros e traseiros. Este processo utiliza a combinação de deslocamento de pistão e pressão para a conformação das peças até a sua forma final.

Segundo Dohmann e Hartl (1997), o processo de hidroconformação é relativamente novo e vem sendo utilizado em escala industrial desde o final da década de sessenta para a produção de peças hidráulicas.

Na indústria automobilística sua aplicação é mais recente e estão sendo hidroconformadas peças feitas de tubos de aço baixo carbono com costura, aço de alta resistência e baixa liga com costura (ARBL), ambos produzidos a partir de chapas finas laminadas e tubos de alumínio extrudados. O material do tubo deve ter grande capacidade de resistir a esforços multi axiais, especialmente no caso de tubos feitos de chapa fina, são desejáveis no material índices de anisotropia elevados para aumentar a capacidade de resistir a redução da espessura.

Devido ao grande número de variáveis envolvidas, o processo de hidroconformação tem sido simulado utilizando-se métodos numéricos, especialmente o método dos elementos finitos. Através dos modelos numéricos é possível determinar-se os valores de deformação ao final do processo, especialmente a deformação da espessura, e a seqüência de aplicação dos carregamentos para que não ocorra instabilidade plástica ou redução excessiva da espessura.

Mac Donald e Hashmi, (2000), utilizaram o método dos elementos finitos para simular a conformação de uma junta em forma de cruz, feita a partir de tubo de cobre, estudando dois diferentes caminhos de aplicação da pressão. Lei et al, (2001) simularam a conformação de dois produtos, um suporte de suspensão e um suporte de motor determinando qual o melhor caminho que a pressão interna deveria percorrer para que não ocorresse a instabilidade plástica do material. O critério de instabilidade adotado neste trabalho foi do valor da integral I que está em Oyane et al, (1980) e os materiais estudados foram a liga de alumínio 5052 e aço baixo carbono. Lei et al, (2000), determinaram o melhor caminho da pressão para a conformação da carcaça do eixo traseiro para automóveis confeccionados a partir de tubos de aço determinando a força de conformação, a distribuição de deformação e a distribuição de espessura.

Nos trabalhos citados no parágrafo anterior, apesar de serem utilizados tubos de aço com costura, ou de materiais não ferrosos extrudados, não foi levado em consideração o efeito que a anisotropia do material do tubo exerce sobre a capacidade deste resistir à redução da espessura, no aumento da pressão interna e na força para a conformação.

Deste modo, o objetivo deste trabalho é, utilizando o método dos elementos finitos de formulação explícita, determinar a influência da anisotropia na redução da espessura, na seqüência dos carregamentos e na força de conformação de uma peça hidroconformada na forma de "T" feita de tubo de aço de baixo carbono com costura.

Para a comparação foram realizadas simulações com modelos de material com comportamento isotrópico e anisotrópico.

2. O processo de hidroconformação de tubos.

O processo de hidroconformação de tubos é o processo de conformação onde o tubo tem sua forma modificada através da aplicação simultânea de esforços da compressão nas suas extremidades e de aumento da pressão interna.

A compressão na extremidade do tubo tem por finalidade mover o material na direção da conformação evitando que ocorra uma redução excessiva da espessura, simultaneamente ocorre aumento da pressão interna, que pode atingir, segundo Ahmetoglu e Altan (2000), até 600 MPa, sendo reservado ao final do processo a calibração da peça com as pressões mais elevadas para garantir que esta tenha todos os detalhes da ferramenta. O valor da pressão interna na etapa de calibração depende da relação entre o raio interno da peça e a espessura da parede do tubo (Metal Forming Handbook, (1998)). A pressão de conformação é gerada através de fluido, normalmente se utiliza uma unidade externa de pressão comandada pela posição do cilindros de compressão ou então pela força de compressão.

As peças hidroconformadas mais complexas são obtidas através de tubos previamente dobrados que serão submetidos a pressão interna no interior das ferramentas. Algumas peças não apresentam variação de comprimento, somente modificação de suas seções transversais, neste caso a compressão das extremidades é feita somente para garantir a vedação do fluido que fará a conformação, porém deve ser observado que cada seção transversal da peça tenha o mesmo perímetro da seção transversal do tubo que a dará origem. Algumas peças obtidas pelo processo de hidroconformação estão mostradas na Fig. (1).



Figura 1. Peças obtidas pelo processo de hidroconformação. Metal Forming Handbook (1998).

2.1. Hidroconformação de peças em forma de " T "

O processo de hidroconformação de peças em forma de " T " é um dos mais utilizados para análise das variáveis envolvidas na conformação. Inicialmente a peça é colocada entre as duas metades da ferramenta que se fecha garantido uma força de fechamento que evita a expansão do diâmetro do tubo. Posteriormente os cilindros de compressão empurram o material e simultaneamente a pressão interna começa a aumentar mudando a forma do tubo, neste instante o cilindro de contra pressão, colocado na parte superior da ferramenta, evita que ocorra uma redução excessiva de espessura exercendo uma força contrária à direção da expansão. Na Fig.(2) estão mostradas as partes da ferramenta e a seqüência do processo para a obtenção de uma peça em forma de " T ".

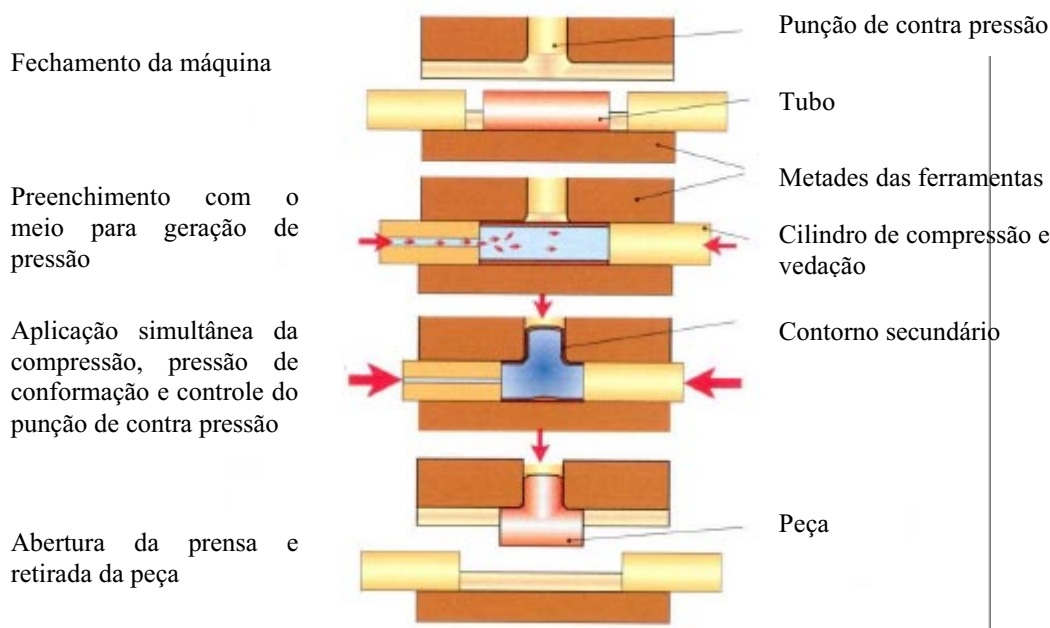


Figura 2. Processo para a fabricação de uma peça em forma de "T". Metal Forming Handbook (1998).

A compressão do material pode ser realizada pelos dois cilindros simultaneamente ou eventualmente por apenas um dos cilindros.

A máquina de hidroconformação deve garantir controle sobre a força de fechamento das ferramentas, que deve aumentar conforme aumenta a pressão interna, sobre a força de contra pressão e sobre o deslocamento dos cilindros de compressão. Asnafi (1999), define que o processo de hidroconformação pode ser controlado pelo deslocamento dos cilindros de compressão ou controlado pela força de compressão, sendo que este último tipo de controle depende muito das condições de fornecimento do material, pois variações nas propriedades mecânicas implicará em mudanças na força de compressão. Alterações das condições de atrito durante a vida útil da ferramenta também irão provocar variações na força de compressão, cabe ressaltar que para as elevadas pressões que ocorrem na região reta do tubo, a força de compressão sofrerá grandes variações para pequenas variações de coeficiente de atrito.

2.2. Parâmetros do processo

Na hidroconformação devem-se ser determinadas as forças de conformação e de fechamento, a pressão necessária para início do escoamento e os valores de deformação na qual irá ocorrer a instabilidade plástica do processo. A força de conformação é uma soma dos esforços de compressão, de atrito e da pressão interna.

Asnafi (1999), através do método de equilíbrio determinou expressões para o cálculo da força de conformação, da força de fechamento das ferramentas, da força de atrito, das deformações e da instabilidade plástica no processo de hidroconformação livre de peças em forma de bojo controlados através do deslocamento.

Sokolowski et al (2000), avaliaram a capacidade de deformação de um tubo de aço inoxidável 304 e apresentaram expressões, utilizando também o método de equilíbrio, para o cálculo das tensões atuantes em um elemento situado no centro do tubo no processo de hidroconformação livre de uma peça em forma de bojo. Diferentemente do citado no parágrafo anterior, neste caso não existe variação do comprimento do tubo, sendo a deformação obtida somente através do aumento da pressão interna.

Sheng e Tongai (1995), utilizando o método do limite superior determinaram expressões para o cálculo da força de conformação para peças em forma de " T ", utilizando como meio para a transferência da pressão barras de poliuretano sólido. Este tipo de meio de pressão provoca um atrito elevado na região de contato o que reduz os limites de conformação do material.

Ahmed e Hashmi (1997), utilizando o método do equilíbrio dos elementos para peças com forma de " T " determinaram expressões para o cálculo da pressão interna para início do escoamento, máxima pressão interna, da força de compressão e da força de fechamento.

3. Anisotropia.

A anisotropia ocorre devido a dois fatores: a formação cristalográfica, onde o próprio cristal que forma o metal apresenta planos preferenciais para sua deformação e aos processos de fabricação que fazem com que a estrutura dos grãos rotacionem gerando um alinhamento na direção do esforço principal. Este alinhamento não provoca grandes variações na tensão limite de escoamento e de resistência do material, mas provoca variações na capacidade de resistir a deformações conforme a direção do esforço, Hosford e Candell (1993). A anisotropia é importante principalmente em chapas laminadas. Em chapas que irão sofrer esforços multi axiais, a anisotropia irá provocar diferentes capacidades de deformação nas diferentes direções.

A medida da anisotropia é realizada através do ensaio de tração com a retirada de corpos de prova de três direções da chapa metálica, na direção da laminação, a 45° e a 90° em relação a direção da laminação. Estes corpos de prova são tracionados dentro do limite de alongamento uniforme. Calcula-se o índice R (coeficiente de anisotropia) através da expressão abaixo para as três direções:

$$R = \frac{\ln \frac{w_f}{w_i}}{\ln \frac{t_f}{t_i}} \tag{1}$$

Onde w_i é a largura inicial, w_f largura final, t_i espessura inicial e t_f espessura final.

Os valores encontrados das razões de deformação plástica em cada direção são utilizados para o cálculo do critério de escoamento de Hill, Slater (1977).

$$2F(\sigma_{ij}) \equiv F(\sigma_y - \sigma_z)^2 + G(\sigma_z - \sigma_x)^2 + H(\sigma_x - \sigma_y)^2 - 2Lt_{yz}^2 + 2Mt_{zx}^2 + 2Nt_{xy}^2 = 1 \tag{2}$$

Onde σ_x , σ_y e σ_z são tensões normais e t_{xy} , t_{yz} e t_{zx} são tensões de cisalhamento.

Utilizando as equações de Lévy-Mises, os incrementos de deformação plástica considerando a anisotropia são dados por:

$$d\mathbf{e}_x^p = d\mathbf{l} \cdot \{G(\mathbf{s}_x - \mathbf{s}_z) + H(\mathbf{s}_x - \mathbf{s}_y)\} \quad (3)$$

$$d\mathbf{e}_y^p = d\mathbf{l} \cdot \{F(\mathbf{s}_y - \mathbf{s}_z) + H(\mathbf{s}_y - \mathbf{s}_x)\} \quad (4)$$

$$d\mathbf{e}_z^p = d\mathbf{l} \cdot \{G(\mathbf{s}_z - \mathbf{s}_x) + F(\mathbf{s}_z - \mathbf{s}_y)\} \quad (5)$$

$$d\mathbf{g}_{yz}^p = d\mathbf{l}L\mathbf{t}_{yz} \quad (6)$$

$$d\mathbf{g}_{zx}^p = d\mathbf{l}M\mathbf{t}_{zx} \quad (7)$$

$$d\mathbf{g}_{xy}^p = d\mathbf{l}N\mathbf{t}_{xy} \quad (8)$$

Considerando-se que a tensão de escoamento, $\bar{\mathbf{s}} = \mathbf{s}_x$ e que $\mathbf{s}_y = \mathbf{s}_z = \mathbf{0}$ tem-se:

$$\frac{1}{\bar{\mathbf{s}}^2} = G + H \quad (9)$$

Das relações entre tensão e deformação no regime plástico tem-se:

$$R_0 = \frac{H}{G} \quad (10)$$

$$R_{90} = \frac{H}{F} \quad (11)$$

$$R_{45} = \frac{\left\{N - \frac{1}{2} \cdot (F + G)\right\}}{(F + G)} \quad (12)$$

Para a chapa, assumindo-se o eixo x como a direção da laminação, os incrementos de deformação plástica são dados por, Slater (1977):

$$d\mathbf{e}_x^p = G + H \quad (13)$$

$$d\mathbf{e}_y^p = -H \quad (14)$$

$$d\mathbf{e}_z^p = -G \quad (15)$$

Para chapas finas:

$$\mathbf{s}_z = \mathbf{t}_{yz} = \mathbf{t}_{zx} = 0 \quad (16)$$

Este critério indica que irão ocorrer deformações diferentes na chapa conforme a direção em que está aplicado o esforço.

Krieg e Brown (1996), propuseram um modelo de material anisotrópico que utiliza o critério de Hill, e que leva em consideração os efeitos da taxa de deformação, do endurecimento anisotrópico e sua dependência com a taxa de deformação, este modelo é o adotado pelo *software* MSC/Dytran e foi utilizado nas simulações.

O modelo de curva tensão por deformação usado na simulação é:

$$\bar{\mathbf{s}} = \left[a \cdot b \cdot (\bar{\mathbf{e}}^p + c)^n \right] \left[1 + k(\dot{\bar{\mathbf{e}}}^p)^m \right] \quad (17)$$

Onde $\bar{\mathbf{s}}$ é tensão de escoamento, a é a constante de tensão, b é a constante de resistência, c é o encruamento inicial, n é o coeficiente de encruamento, k é a constante de sensibilidade da taxa de deformação, m é coeficiente de sensibilidade à taxa de deformação, $\bar{\mathbf{e}}^p$ é a deformação plástica efetiva, $\dot{\bar{\mathbf{e}}}$ é a taxa de deformação plástica efetiva.

4. Simulação do processo de hidroconformação de tubos.

A peça utilizada para a simulação do processo de hidroconformação está mostrada na figura 3.

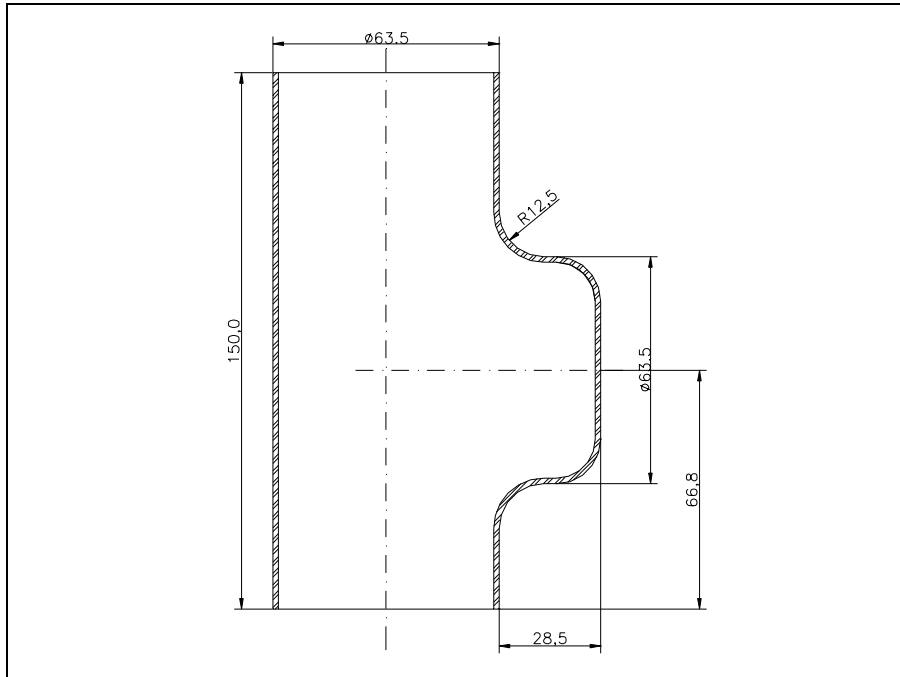


Figura 3. Peça utilizada nas simulações do processo de hidroconformação.

O material do tubo é um aço com 0,04% de carbono com espessura é 1,55 mm, sendo este um tubo com costura. As propriedades mecânicas do material foram obtidas a partir de corpos de prova retirados do tubo, foram cortados 3 corpos de prova na direção da laminação (0°) e três a 90° desta direção, e submetidos a ensaio de tração. Os resultados dos ensaios estão mostrados na Tab. (1).

Para a determinação do coeficiente de anisotropia também foram retirados três corpos de prova de cada direção que foram deformados a tração em 90 % do alongamento uniforme, desta forma procurou-se diminuir a variabilidade dos resultados devido aos efeitos elásticos.

O comprimento inicial do tubo para a geração da peça é de 190 mm e foi obtido pelo cálculo do volume da peça.

Tabela 1. Propriedades mecânicas do material do tubo nas diversas direções. Valores médios de três ensaios em cada direção.

| Propriedades do Material | 0° | 90° |
|---|----------|----------|
| Tensão Limite de Escoamento (MPa) | 330±19 | 315±8 |
| Tensão Limite de Resistência a Tração (MPa) | 356±13 | 354±4 |
| Alongamento Uniforme (%) | 15,6±3,3 | 13,5±1,9 |
| Alongamento Total (%) | 36,1±4,0 | 35,3±2,9 |

Na Tab. (2) estão os valores da coeficiente de anisotropia para três direções, 0°, 45° e 90° em relação a direção de laminação.

Tabela 2 – Coeficiente de anisotropia para três direções.

| Direção | 0° | 45° | 90° |
|----------------------------|----------|-----------|-----------|
| Coeficiente de Anisotropia | 2,17±0,3 | 1,11±0,19 | 1,95±0,60 |

4.1 - Modelo de elementos finitos

O processo de hidroconformação foi simulado através do método dos elementos finitos de formulação explícita utilizando-se o *software* comercial MSC/Patran para o pré processamento e pós processamento, sendo utilizado o *software* MSC/Dytran para o processamento. O modelo utilizou 2015 elementos de casca com deformação de espessura para modelar o tubo e 3112 elementos rígidos para modelar a ferramenta, o cilindro de compressão e o cilindro de contra pressão, sendo discretizado somente metade do ferramental devido a simetria da peça. Na Fig. (4) está apresentado o modelo elementos finitos utilizado, externamente está a ferramenta, na extremidade direita o embolo que irá comprimir o tubo e na parte superior o cilindro de controle.

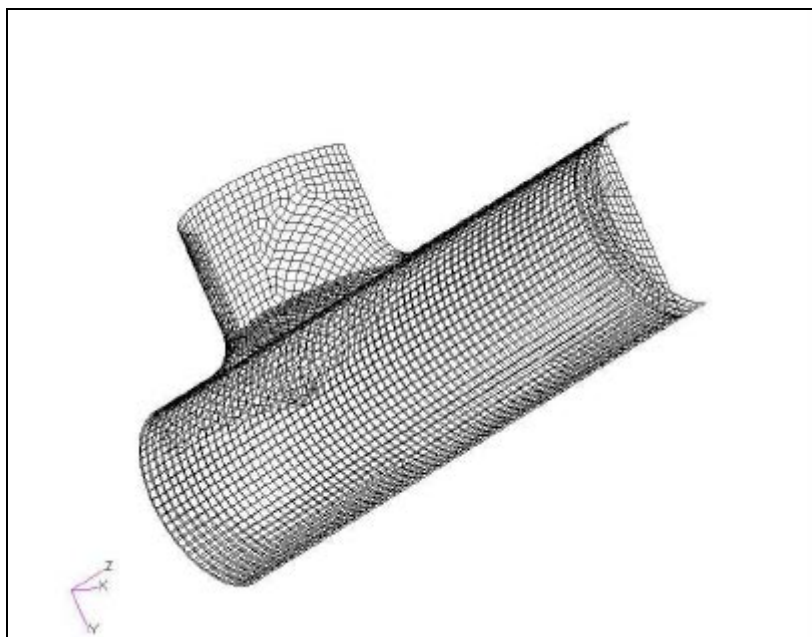


Figura 4. Modelo de elementos finitos utilizado na simulação do processo.

Nas regiões de contato foi utilizado o modelo de atrito de Coulomb. Entre o tubo e a ferramenta foi adotado um coeficiente de atrito de 0,05, Lei et al, (2001), entre o tubo e o cilindro de compressão o coeficiente de atrito foi de 0,15 e entre o tubo e o cilindro de contra pressão foi adotado o coeficiente de atrito de 0,15, Mac Donald e Hashmi, (2000).

O coeficiente de atrito na região de contato da ferramenta com a peça é menor pois existe uma pequena folga entre a ferramenta e o tubo, o que garante uma maior facilidade de escorregamento entre eles.

4.2 - Propriedades do material e carregamentos de deslocamento e de pressão.

Os valores utilizados na expressão (8) estão mostrados na Tab. (3). Estes valores foram obtidos através do método dos mínimos quadrados com os resultados dos ensaios de tração. Não foram considerados os efeitos da taxa de deformação, portanto os valores referentes a estes termos na expressão são iguais a zero.

Tabela 3. Valores da expressão (8) para o material utilizado no modelo de elementos finitos.

| Termos da Expressão (8) | Valor |
|------------------------------------|-------|
| Constante de Tensão (a) | 0 |
| Constante de Resistência (b) | 535 |
| Encruamento Inicial | 0,016 |
| Coefficiente de Encruamento | 0,15 |
| Sensibilidade a Taxa de Deformação | 0 |

Os valores dos coeficientes de anisotropia utilizados para o modelo anisotrópico são os da Tab. (2) e para o modelo isotrópico foram considerados iguais a 1.

O deslocamento total do cilindro de compressão é de 40 mm, sendo que este permanece parado no final do curso para que seja feita a etapa de calibração através do aumento da pressão interna.

Optou-se neste modelo pelo deslocamento de somente um cilindro de compressão, sendo que outra extremidade do tubo permanece parada durante a conformação.

As curvas de pressão de conformação para o modelo isotrópico e anisotrópico estão mostradas na Fig. (5) e a força de contra pressão está mostrada na Fig. (6).

Os valores da pressão interna utilizados no processo devem ser suficientes para garantir a continuidade de escoamento do material durante a conformação. Valores muito elevados de pressão no início do processo irão provocar uma redução de espessura muito grande, o que poderá provocar fratura, pressões baixas não irão eliminar as eventuais rugas que se formam durante a conformação e assim não se terá estabilidade dimensional do produto final. Deve existir no início da conformação uma pressão interna para evitar a ocorrência da flambagem e/ou o enrugamento das paredes do tubo. Neste caso para as duas simulações a pressão interna inicial foi de 20 MPa.

Como pode-se ver na Fig. (5) do material anisotrópico para o material isotrópico ocorreu, durante a fase de conformação, uma redução de 2 MPa na pressão interna e na fase de calibração uma redução de 5 MPa. Esta redução é

necessária devido a menor resistência à mudança de forma que o material isotrópico oferece, para manter as dimensões finais do produto.

A força de contra pressão deve ser suficiente para evitar a formação de uma calota esférica com raio muito pequeno quando a pressão interna começa a aumentar, mas não deve impedir o deslocamento do material naquela direção. Esta força deve aumentar significativamente durante a calibração para garantir que não ocorrerá mais escoamento nesta direção.

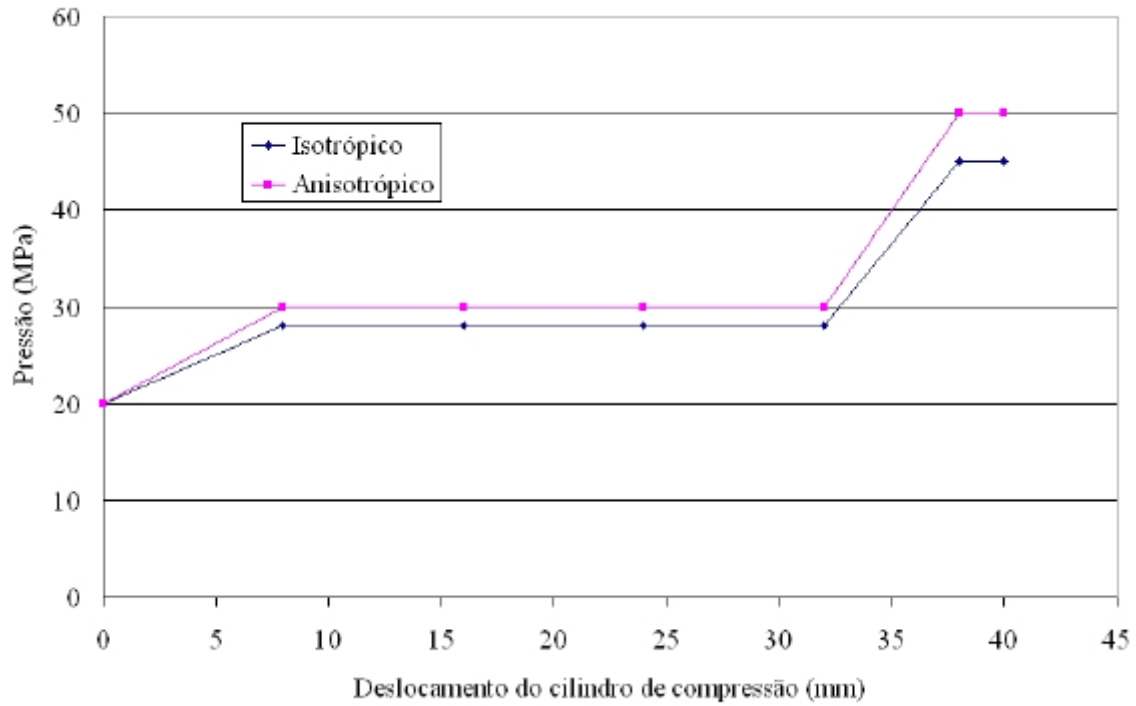


Figura 5. Pressão interna de conformação em função do deslocamento do cilindro de compressão

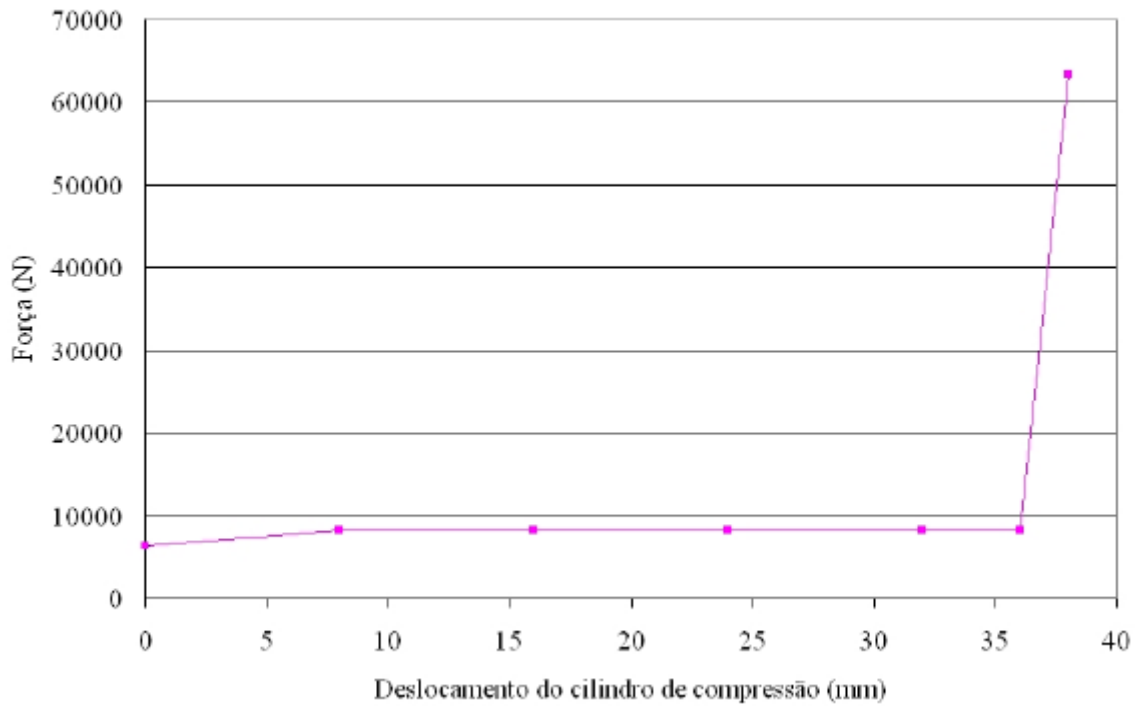


Figura 6. Força de contra pressão em função do deslocamento do cilindro de compressão

5. Resultados obtidos.

Na Fig. (7) está a distribuição da espessura para a peça modelada com material anisotrópico e na Fig. (8) a distribuição da espessura para a peça modelada com material isotrópico.

O efeito da compressão na extremidade do tubo irá provocar, para os dois modelos de material, um aumento na espessura nas regiões que não sofreram mudança de forma. Na região de deslocamento perpendicular ao deslocamento do cilindro de compressão existe uma redução de espessura mais acentuada, sendo esta a região provável de falha.

Através da análise da Fig. (9) nota-se, para os dois modelos de material que nas regiões onde predominam esforços de compressão as deformações tem valores muito próximos, nas regiões onde predominam esforços de tração o material anisotrópico apresenta menores valores de deformação na espessura, garantindo assim um menor risco de falha do processo. Este tipo de comportamento é semelhante ao que ocorre nos processos de estampagem profunda. A região de maior deformação para os dois modelos é a região do raio superior esquerdo pois não foi feito nenhum controle de forma da peça nesta região da ferramenta.

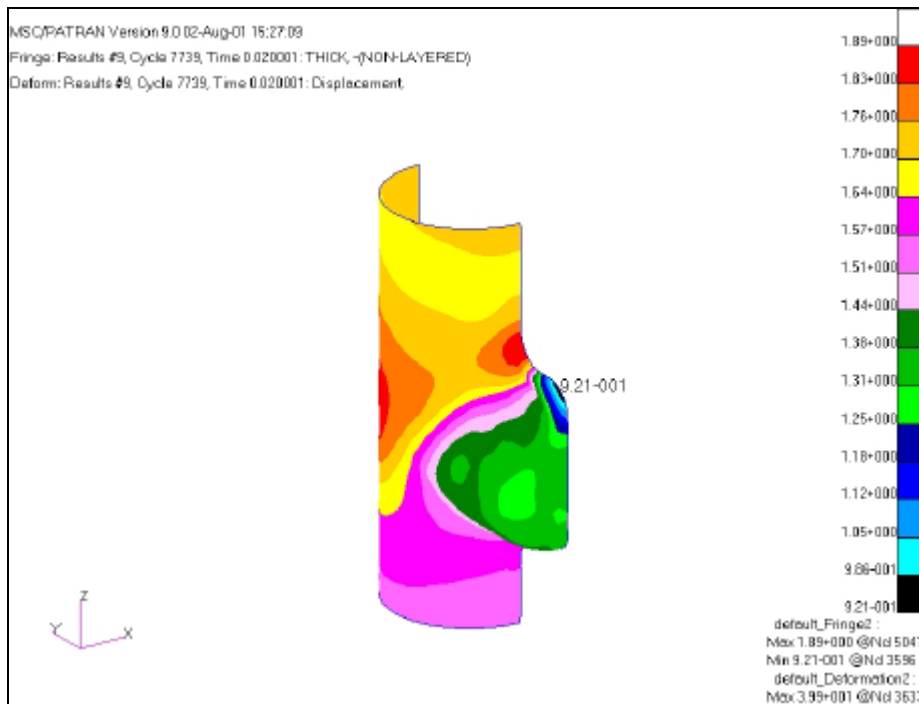


Figura 7. Distribuição de espessura para modelo de material anisotrópico

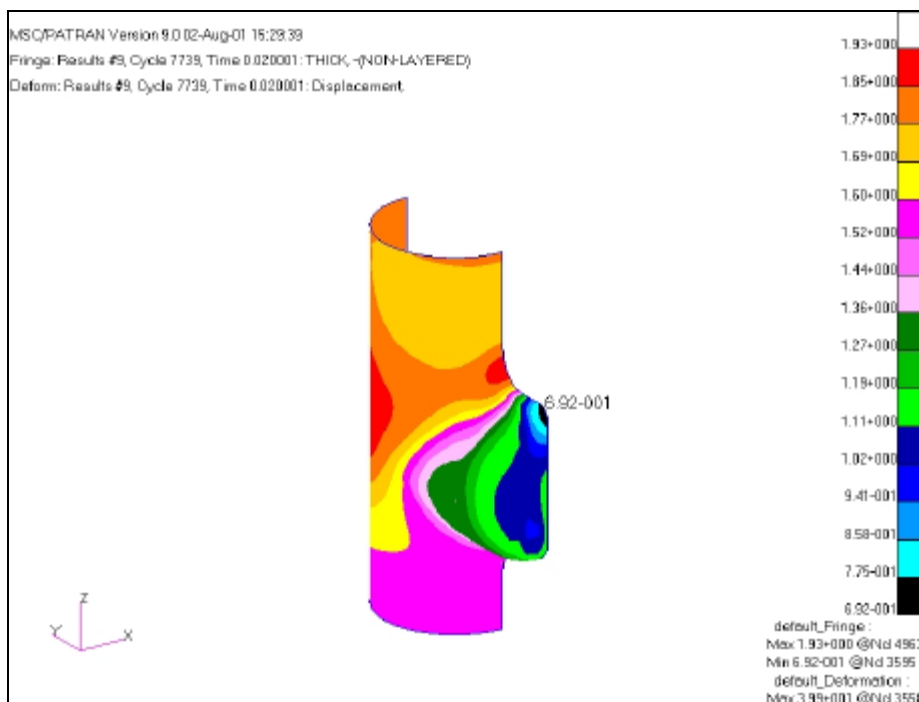


Figura 8. Distribuição de espessura para modelo de material isotrópico

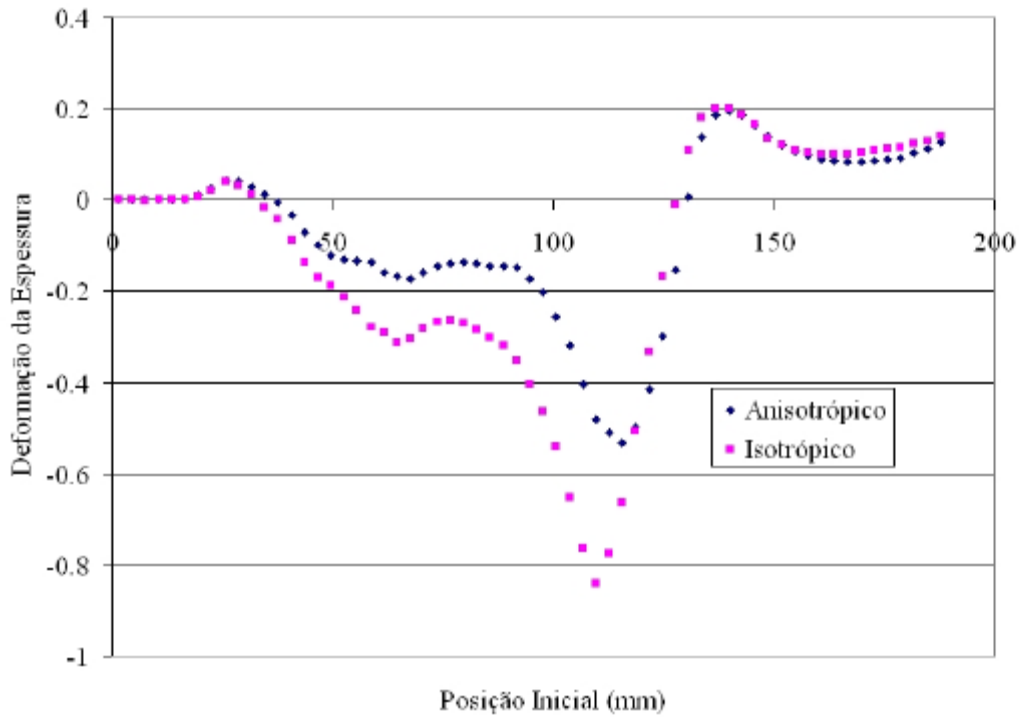


Figura 9. Deformação da espessura

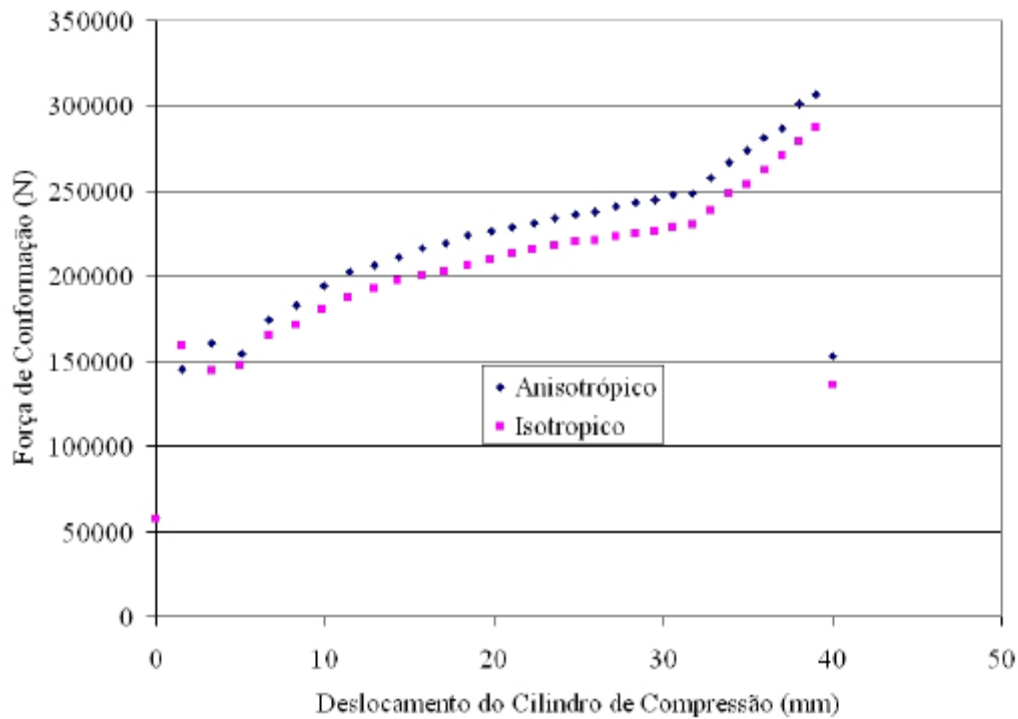


Figura 10. Força de conformação

A força de conformação, como dito anteriormente, é a soma da força de atrito, da força para deformar o tubo e da força devido a pressão interna. Esta força é maior para a conformação do modelo anisotrópico que no modelo isotrópico, isto ocorre pois o material anisotrópico necessita de uma força maior para iniciar o escoamento e também porque a pressão interna de conformação é maior.

6. Conclusões

O processo de hidroconformação foi simulado através do métodos dos elementos finitos de formulação explícita utilizando-se dois modelos de material diferentes um isotrópico e um anisotrópico.

A escolha das pressões e do caminho da deformação deve levar em consideração o modelo de escoamento utilizado.

As deformações na espessura do material isotrópico foram maiores que as do material anisotrópico, especialmente nas regiões onde predominaram esforços de tração. Esta verificação deve agora ser comprovada experimentalmente e deve ser estabelecido um critério de instabilidade plástica para a hidroconformação como existe nos processos de estampagem.

O fato do deslocamento ter sido de apenas um lado do tubo está relacionado a ferramenta que está sendo preparada para a comprovação experimental da simulação.

A força de conformação sofre influência do modelo de escoamento escolhido para o material, devido a força necessária iniciar o escoamento e também devido a variação nos valores das pressões.

7. Referências

- Dohmann, F., Hartl, C., 1996, "Tube Hydroforming - Research and Pratical Application", Journal of Materials Processing Technology, Vol. 71, pp. 174-186.
- Ahmetoglu, M., Altan, T., 2000, "Tube Hydroforming: State of Art and Future Trends", Journal of Materials Processing Technology, Vol. 98, pp 25-33.
- "Metal Forming Handbook", 1998 - Schuler GmbH, Editora Springer, 563 p.
- Asnafı, N., 1999, "Analytical Modelling of Tube Hydroforming", Thin Walled Structures, Vol. 34, pp 295-330.
- Sokolowski, T., Gerke, K., Ahmetoglu, M., Altan, T., 2000, "Evaluation of Tube Formability and Material Characteristics: Hydraulic Bulge Testing of Tubes", Journal of Materials Processing Technology, Vol. 98, pp 34-40.
- Cheng, S., Tonghai, W., 1995, "Research Into the Bulge Forming of a Tube Under Axial-Radial Compound Forces and Its Application", Journal of Materials Processing Technology, Vol. 51, pp 346-357.
- Ahmed, M., Hashmi, M. S. J., 1997, "Estimation of Machine Parameters for Hydraulic Bulge Forming of Tubular Components", Journal of Materials Processing Technology, Vol. 98, pp 9-23.
- Hosford, W. F., Caddell, R. M., 1993, "Metal Forming - Mechanics and Metallurgy", Editora Prentice Hall, 364 p.
- Slater, R. A. C., 1977, "Engineering Plasticity", Editora The Macmillan Press, 422 p.
- Krieg, R. D., Brown, K. H., 1996 "Anisotropic Plasticity with Anisotropic Hardening and Rate Dependence", Journal of Engineering Mechanics, Vol. 122, N^o 4, pp. 316-324.
- Oyane, M., Sato, T., Okimoto, K., Shima, S., 1980, "Criteria for Ductile Fracture and Their Applications", Journal of Mechanical Working Technology, Vol. 4, pp. 65-81.
- Mac Donald, B. J., Hashmi, M. S. J., 2000, "Finite Element Simulation of Bulge of a Cross Joint From a Tubular Blank", Journal of Materials Processing Technology, Vol. 103, pp 333-342.
- Lei, L. P., Kim, J., Kang, B. S., 2000, "Analysis and Design of Hydroforming Process for Automobile Rear Axle Housing by FEM", International Journal of Machine Tools and Manufacture, Vol. 40, pp. 1691-1708.
- Lei, L. P., Kang, B. S., Kang, S. J., 2001, "Prediction of the Forming Limit in Hydroforming Processes Using the Finite Element Method and a Ductile Fracture Criterion", Journal of Materials Processing Technology, Vol. 113, pp 673-679.

Simulation of Tube Hydroforming Process

Roberto Bortolussi

Faculdade de Engenharia Industrial - Mechanical Department
 Av. Humberto de Alencar Castelo Branco, 3972 - São Bernardo do Campo - São Paulo - Brazil
 ZIP: 09850-901
roberto@cci.fei.br

Sérgio Tonini Button

State University of Campinas - UNICAMP - Mechanical Engineering Faculty - Materials and Processes Department
 Cidade Universitária Zeferino Vaz - Campinas - São Paulo
 CEP: 13083-970
sergio1@fem.unicamp.br

Abstract. *Hydroforming process has been used to produce parts of automotive structures. These parts use low carbon steel or HSLA (high strength low alloy) tubes welded or aluminum extruded tubes. The welded tubes are produced from sheet metal which have anisotropic behavior. Using the finite element method with explicit formulation the hydroforming process was simulated with two different material models, one isotropic and other anisotropic, to verify the influence of the anisotropy in the pressure load, in thickness strain and the deformation load.*

Keywords. *hydroforming, simulation, finite elements*

ANÁLISE DOS DANOS TÉRMICOS NA RETIFICAÇÃO

Walter Lindolfo Weingaertner

Universidade Federal de Santa Catarina, Departamento de Eng. Mecânica, Laboratório de Mecânica de Precisão, 88010-970, Florianópolis, SC, Brasil. E-mail: wlw@emc.ufsc.br

Alex Roberto Morales Taborga

Universidade Federal de Santa Catarina, Departamento de Eng. Mecânica, Laboratório de Mecânica de Precisão, 88010-970, Florianópolis, SC, Brasil. E-mail: alexm@lmp.ufsc.br

Jeshael Denis Morales Taborga

Universidade Federal de Santa Catarina, Departamento de Eng. Mecânica, Laboratório de Mecânica de Precisão, 88010-970, Florianópolis, SC, Brasil. E-mail: denis@lmp.ufsc.br

Resumo. A retificação é geralmente utilizada como um processo de acabamento, sendo assim a integridade superficial da peça deve ser garantida após a retificação. Durante o processo de retificação são consumidas energias específicas de 25 a 40 (J/mm³). Determinou-se que com a utilização de rebolos de óxido de alumínio (Al₂O₃), 65-80 % da energia da retificação é transferida como calor à peça (Malkin, 1989; Guo, 1999). As temperaturas na zona de contato podem alcançar magnitude suficiente para provocar danos térmicos na peça, tais como: transformações microestruturais, variações de dureza, tensões residuais assim como macro e microtrincas.

Neste artigo serão analisados as transformações microestruturais e as trincas na seção transversal à direção da retificação. Ainda será feita uma análise teórica das causas das tensões residuais na retificação. Se as tensões residuais de tração ultrapassarem as tensões que o material resiste, surgirão macro e microtrincas. Neste trabalho serão utilizados rebolos de óxido de alumínio (Al₂O₃) na retificação de peças de aço AISI D6.

Palabras-chave. Retificação, Danos Térmicos, Integridade Superficial, Transformações Microestruturais.

1. Introdução

Os danos térmicos na retificação são entendidos como as modificações das características físicas e/ou químicas da superfície retificada como também das regiões que se encontram abaixo desta superfície. Distintos termos foram utilizados para poder denominar este fenômeno, Malkin (1989) o identifica como queima de peça, Shaw (1996) como HAZ (Heat Affected Zone) e König (1980) como camada limite. Estes danos na peça podem ser expressados em termos da profundidade da zona afetada pelo calor em relação à superfície retificada, camadas de óxido na superfície, tensões residuais, microtrincas, macrotrincas, redução ou aumento de dureza da zona afetada e a redução da vida à fadiga.

Devido à importância das transformações na microestrutura, das microtrincas e macrotrincas este artigo dará ênfase especial a estes pontos além de um fundamento teórico a outros danos térmicos encontrados na retificação. Serão utilizadas como ferramenta para análise, as micrografias obtidas pelo microscópio eletrônico de varredura (MEV) da seção transversal da peça retificada. Consegue-se assim medir a profundidade das transformações microestruturais e avaliar as macro e microtrincas que podem surgir devido ao elevado valor das tensões residuais de tração.

2. Importância de evitar os danos térmicos na retificação

A influência dos danos térmicos sobre a eficiência de uma peça poderia ser analisada de uma melhor maneira, se analisarmos uma peça da qual se conhece sua função. Por exemplo os apoios dos virabrequins, nos quais são exigidas pequenas tolerâncias, estão submetidos a cargas cíclicas, atrito e abrasão. Caso estes apoios sejam danificados termicamente durante sua retificação, estes danos podem causar erros de dimensão, diminuição da resistência ao desgaste, abrasão e à fadiga. Ou seja, os danos térmicos reduzem a vida da superfície retificada, e podem inclusive causar a fratura da peça. Fica clara a importância de se identificar estes danos e suas causas.

3. Distribuição da energia durante o corte na retificação

No processo de retificação são consumidas energias que variam entre 25 a 40 (J/mm³) o que significa aproximadamente 10 vezes a energia que se consome no processo de torneamento. Esta energia é transformada em calor que ocasiona elevadas temperaturas. Um estudo dos mecanismos que levam ao consumo destas energias no processo de retificação ajudaria a evitar as elevadas temperaturas no processo mantendo a integridade superficial da peça.

Para rebolos de óxido de alumínio cerca de 65 a 85 % (Guo, 1999) da energia mecânica total consumida é transferida como calor para a peça. Segundo Shaw (1992), a quantidade de energia que é transferida para a peça (R) depende principalmente de um fator chamado coeficiente de difusão de calor (β). A Eq. (1), que é válida para a retificação à seco, mostra a relação entre "R" e os coeficiente de difusão de calor da peça (β_w) e do rebole (β_s).

$$R = 1/(1+\beta_s/\beta_w) \tag{1}$$

Conforme a Fig. (1) a energia que é transformada em calor pode ser gerada pelas seguintes causas:

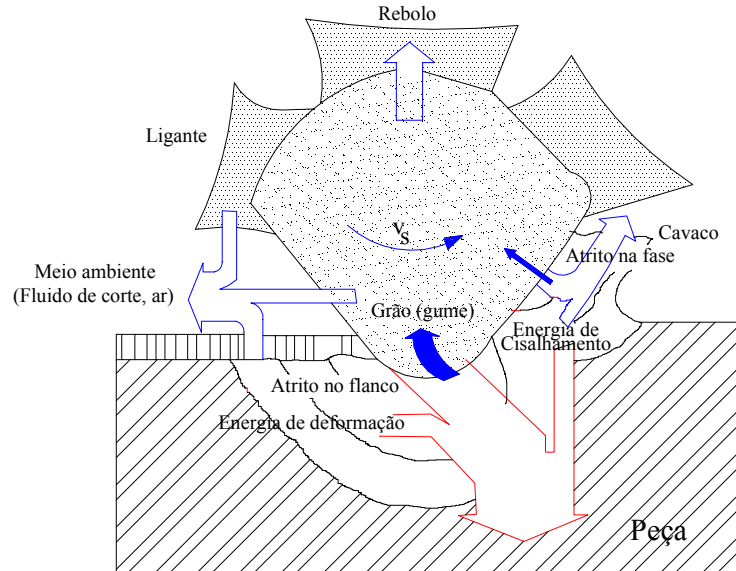


Figura 1. Distribuição da energia durante o corte na retificação (König, 1980).

3.1. Energia gerada pela deformação

O grão abrasivo em sua penetração inicial só causa deformação plástica até que a profundidade crítica (τ_u) seja alcançada. Se esta profundidade é maior que “ τ_u ” ocorre a formação de cavaco (König, 1980, Malkin, 1989). Praticamente toda a energia gerada antes da formação do cavaco é transferida em forma de calor para a peça, apesar de algumas pesquisas mostrarem que 75% da energia devido à deformação vai para peça e os outros 25% se perdem mediante convecção (Malkin, 1974, 1989; Kohli, 1995).

3.2 Energia gerada pela formação de cavaco

A energia de formação de cavaco pode ser dividida em duas parcelas: uma devido ao cisalhamento e outra devido ao atrito que existe entre a face do grão e o cavaco. Em termos de magnitude de energia, pesquisas mostram que a energia gerada devido ao cisalhamento é 75% e os outros 25% são devido ao atrito face e cavaco. Aproximadamente 55% da energia mecânica envolvida na formação do cavaco é transformado em calor que é transferido para a peça (Malkin, 1974, 1989; Kohli, 1995) e os outros 45% são absorvidos pelo meio ambiente, fluido de corte e cavaco.

3.3 Energia gerada pelo atrito

Esta energia térmica é gerada devido ao atrito entre o flanco e a peça, sendo que quase o total desta energia é transferida como calor para a peça. A quantidade da energia transformada em calor que é transferida para a peça ou ao grão abrasivo devido ao atrito depende das propriedades térmicas do material da peça, do abrasivo e do ligante que está sendo utilizado no rebolo. Uma outra pequena quantidade de energia é gerada devido ao atrito entre o ligante e a peça.

4. As temperaturas na retificação

Uma vez fixados os sistemas rebolo, máquina-ferramenta, material da peça, condições de dressamento e fluido de corte, as temperaturas na retificação dependerão dos parâmetros de corte. Conforme a Fig. 2, se a velocidade da peça (v_w) for aumentada, haverá um decréscimo na temperatura. Se a velocidade da peça for mantida constante e a taxa de retificação (Q_w) for aumentada, incrementado-se a profundidade de corte (a), haverá um acréscimo na temperatura. Também haverá um acréscimo na temperatura com o aumento da velocidade do rebolo.

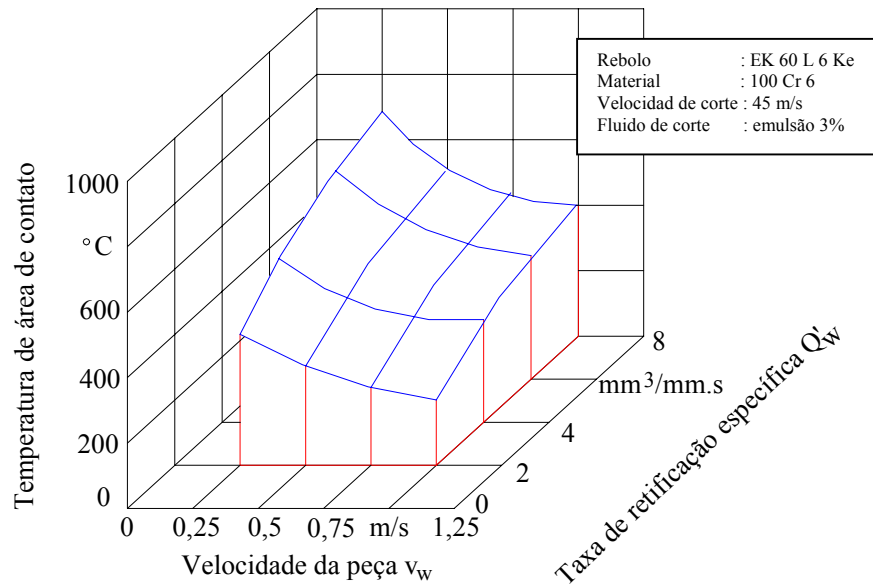


Figura 2. Variação da temperatura no processo de retificação em função dos parâmetros de corte (Tönshoff, 1992).

As temperaturas na retificação são calculadas utilizando-se a formulação apresentada por Jaeger (1942), o qual permite ter uma boa aproximação dos valores que são gerados na retificação. O objetivo fundamental é o cálculo da temperatura em um sólido semi-infinito sobre o qual outro corpo desliza. O contato ocorre no plano $Z=0$ e o movimento se dá com velocidade constante através do eixo X. A forma da superfície de contato é aproximada a uma banda de comprimento l_g (comprimento geométrico de contato). O comprimento da fonte de calor em movimento l_g ($l_g=2l$) é medido na direção do movimento (eixo X). Na Fig. 3 é mostrado que a temperatura máxima para este caso (aprox. 700° C) é alcançada na distância ($x = -l$) que é o ponto onde termina o contato da fonte de calor. Também são mostradas as curvas de temperaturas para diferentes profundidades (Z) em relação à superfície retificada.

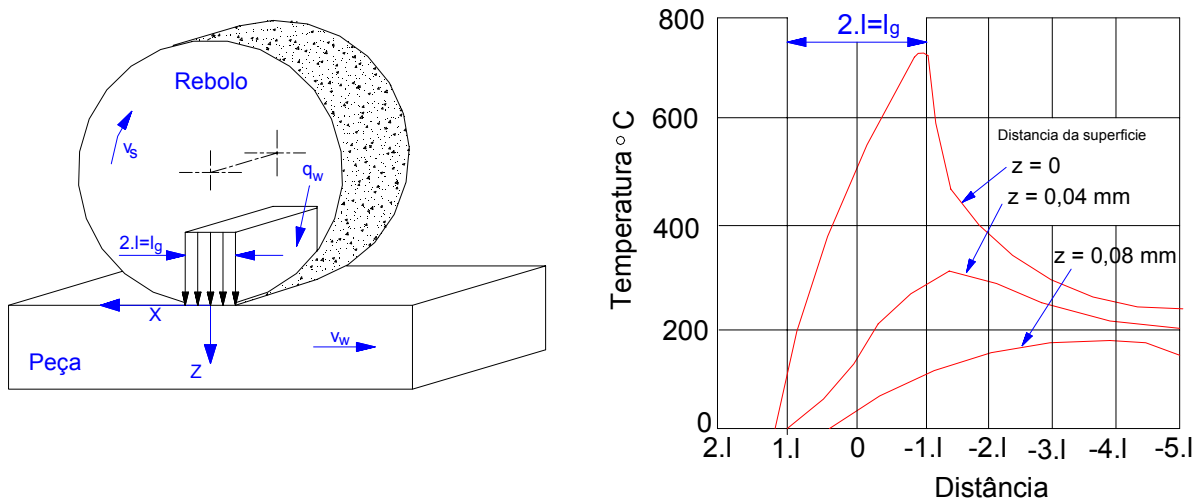


Figura 3. Ilustração da temperatura em função da distancia referida à largura de contato e a distancia abaixo da superfície retificada (Tönshoff, 1992)

5. Efeitos das elevadas temperaturas na retificação

As elevadas temperaturas alcançadas na retificação podem causar danos térmicos na peça tais como: camadas óxidas na superfície da peça, transformações microestruturais, tensões residuais, macro e microtrincas. Na continuação será feita uma análise teórica destes tópicos.

5.1 Camadas óxidas na superfície retificada

A queima de peças de aço é caracterizado pelo surgimento de cores de revenimento sobre a superfície retificada, explicadas pela formação de camadas óxidas. As cores de revenimento são geralmente removidas pelo *spark-out* (tempo de fim de faiscamento) ao final do ciclo de retificação, especialmente na retificação cilíndrica de mergulho. Porém este efeito é estético e a ausência de cores de revenimento sobre a superfície não indica necessariamente que a queima da peça não tenha ocorrido (Malkin, 1989). Conforme Shaw (1996) as cores de revenimento sobre a superfície retificada são camadas óxidas de diferentes espessuras. A espessura e a cor dependem do tempo, temperatura, e a disponibilidade de oxigênio. Em processos de retificação sob elevadas pressões e vazão de fluido de corte, o oxigênio será excluído do processo pelo fluido de corte e não se formarão camadas óxidas na superfície retificada. Em resumo, as cores sobre a superfície retificada são somente de uma significância estética. Na Fig. (4) (Morales, 2000) é mostrada uma peça com cores de revenimento sobre a superfície.

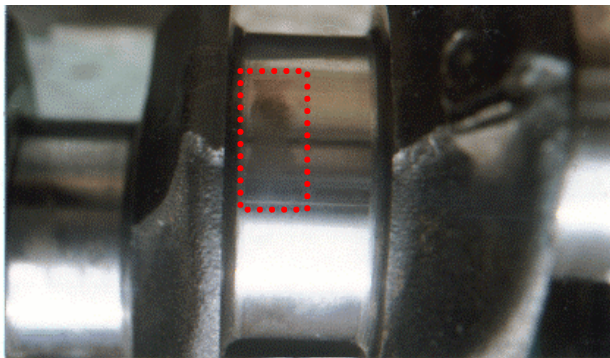


Fig. 4 Virabrequin retificado com camadas oxidas na superfície (Morales, 2000).

5.2 Transformações microestruturais e variação da dureza

Determinou-se que para aços nos quais tem ocorrido queima da peça durante a retificação, ocorrem transformações microestruturais próximas à superfície. Para aços não tratados termicamente o princípio de queima da peça é caracterizado pela formação de austenita sob alguma porção da superfície que está sendo retificada. O endurecimento ocorre pela formação de martensita quando a massa do núcleo da peça e os meios externos (fluido de corte, ar, etc.) resfriam a superfície (Malkin, 1974). Para a maioria dos aços ao carbono e baixa liga a temperatura crítica na qual se forma austenita, sob condições de equilíbrio, não varia significativamente, sendo assim a queima da peça deveria ocorrer aproximadamente à mesma temperatura. A temperatura máxima para não haver danos térmicos chega a ser comparada à temperatura eutética de 723 °C para aços comuns ao carbono. Esta é a temperatura mínima para a austenização, embora uma temperatura um pouco mais elevada, aproximadamente 800 °C, seria necessária para formar martensita por resfriamento na superfície na retificação. A martensita é formado quando a liga austenita - carbono é resfriada rapidamente a uma temperatura relativamente baixa. A martensita é uma estrutura de fase simples em não equilíbrio que resulta da transformação sem difusão da austenita (Callister, 2000). Esta transformação é quase instantânea e seu tempo aproximado é 0,1 µseg (Shaw, 1996). A obtenção da martensita ocorre quando a velocidade de resfriamento é suficientemente rápida para evitar ou prevenir a difusão do carbono, somente existe um pequeno deslizamento de cada átomo em relação aos átomos de sua vizinhança, isto ocorre em uma forma em que a austenita de célula unitária c.f.c. (cúbico de face centrada) experimenta uma transformação polimórfica a um b.c.t. (tetragonal de corpo centrado), que é simplesmente um c.c.c. (cúbico de corpo centrado) que tem uma de suas dimensões maior. Todos os átomos do carbono permanecem como impurezas intersticiais na martensita. Em aços não ligados com conteúdo de carbono menor que 0,25% é difícil obter a transformação de austenita em martensita.

Se é retificado um aço com tratamento térmico (temperado e revenido), se a temperatura de retificação é maior que a temperatura de revenido, o carbono que estava preso na martensita se difunde e cria-se uma martensita de duas fases ($\alpha + \text{Fe}_3\text{C}$), este material é de menor dureza que o material da peça antes da retificação.

Se for feita uma analogia com os tratamentos térmicos, onde para a obtenção de martensita deve-se manter a peça pelo mínimo uma hora a uma temperatura de pelo menos 50 °C acima da temperatura de austenização. Na retificação o tempo é mais curto, menos que um segundo, mas o interessante é que também se pode obter martensita na superfície danificada termicamente da peça retificada. O tempo relativamente grande para a formação de martensita nos tratamentos térmicos é devido ao tempo que os carbonetos demoram em dissolver-se e difundir-se às células unitárias da austenita e serem absorvidos. Na retificação, quando a temperatura atinge 723 °C, o material base que é a austenita

não está em estado estacionário como nos tratamentos térmicos. A austenita está sendo deformada plasticamente a uma velocidade alta durante o aquecimento. O transporte de átomos de carbono na retificação não é somente devido à difusão, mas é ajudado pelo deslocamento da austenita relativo ao carbono na zona de corte. Uma analogia que Shaw et al. (1996) realiza para entender melhor este fenômeno é o de uma xícara de café no qual se deseja chegar a um nível de doçura uniforme tendo uma determinada quantidade de cristais de açúcar. Se os cristais de açúcar não forem agitados, é necessário um tempo grande para obter-se uma doçura uniforme, no entanto com uma agitação vigorosa o nível de doçura homogênea pode ser alcançado em poucos segundos. O deslocamento dos cristais de açúcar devido à agitação aumenta a taxa de difusão. Na retificação a fluência plástica abaixo da superfície que acompanha a formação de cavaco exerce uma ação parecida a do agitador na analogia anterior. Se os cristais de açúcar são relativamente grandes será necessário um tempo maior para se alcançar o nível de doçura inclusive com uma agitação vigorosa, isto é o que ocorre com materiais que são compostos de ferrita e de perlita. Normalmente não há tempo suficiente para que o carbono da perlita seja dispersado e absorvido completamente na austenita, inclusive com uma forte agitação.

5.3 Tensões residuais

Existem três causas que poderiam gerar tensões residuais, estas são: influência da dilatação térmica, influência das transformações microestruturais da peça e influência mecânica.

5.3.1 Influência da dilatação térmica

As dilatações térmicas na retificação são proporcionais as temperaturas geradas na retificação. As camadas externas estão a uma maior temperatura enquanto que as camadas internas, em direção ao núcleo e, dependendo da profundidade, apresentam temperaturas menores. Na retificação quando a fonte de calor está atuando, as camadas externas se dilatam mais que as camadas internas, levando a tensões residuais de compressão na superfície. Quando a fonte de calor não está mais atuando (resfriamento), a camada externa deveria contrair-se mais, o que não é permitido pelas camadas inferiores. Por este motivo são geradas tensões residuais de tração na superfície durante o resfriamento. Para que exista um equilíbrio mecânico são geradas tensões residuais de compressão nas camadas perto ao núcleo. As tensões residuais de tração são prejudiciais às propriedades mecânicas dos materiais.

5.3.2 Influência das transformações microestruturais

Como se viu anteriormente na retificação podem ocorrer transformações na microestrutura devido as altas temperaturas e ao deslocamento da austenita em relação ao carbono, o que ajuda a difusão. Isto pode causar tensões de tração ou compressão dependendo do material que está sendo retificado. Se o material à temperatura ambiente apresentar estrutura c.c.c. (cúbico de corpo centrado), ao ser aquecido transforma-se em austenita, cuja estrutura é c.f.c. (cúbico de face centrada). Ao ser resfriado rapidamente ocorre a formação de martensita que apresenta estrutura b.c.t. (tetragonal de corpo centrado). Como a transformação só ocorre em uma camada externa, esta camada apresentará uma estrutura b.c.t. e as camadas inferiores apresentarão b.c.c.. A camada que está formada por b.c.t. ocupa um maior volume. Porém as camadas internas evitam esse crescimento e surgem tensões residuais de compressão na superfície e tensões residuais de tração nas camadas inferiores afim de se alcançar um equilíbrio mecânico.

Se esta sendo retificado um aço tratado termicamente, composto de martensita em seu estado natural, com uma microestrutura b.c.t.. Devido ao calor gerado na retificação o carbono que estava preso na martensita começa a difundir-se (difusão) e se cria uma martensita de duas fases ($\alpha + \text{Fe}_3\text{C}$) de estrutura b.c.c. o qual ocupa menor volume. Consequentemente ocorre a formação de esforços residuais de tração nas camadas externas e tensões residuais de compressão nas camadas internas em direção ao núcleo.

5.3.3 Influência mecânica

É devida à penetração do grão abrasivo na peça. As causas deste fenômeno podem ser comparadas ao bombardeio de esferas sobre uma superfície. Nesta analogia o grão abrasivo poderia ser comparado a uma esfera de aço endurecido. Devido à penetração do grão, ocorre deformação, surgindo assim uma zona plástica de espessura pequena e de maior alongação em comparação às zonas que estão mais abaixo, as quais sofrem uma deformação elástica. Devido ao fato de que a zona plástica (maior deformação) e a zona elástica estão juntos, devem apresentar a mesma deformação. Como a camada externa tem uma maior deformação, esta é retida pelas camadas inferiores, causando assim tensões residuais de compressão nas camadas externas da peça. Para ocorrer um equilíbrio mecânico são geradas tensões residuais de tração no centro da peça.

6. Materiais e equipamentos

O material analisado como corpo de prova foi um aço AISI D6. Na Tab. (1) está indicada a composição química do material.

Tabela 1. Composição química do aço AISI D6.

| C | Si | Mn | Cr | W | V |
|---|------|------|------|-----|-----|
| 2 | 0,30 | 0,40 | 12,5 | 1,0 | 0,2 |

O material foi temperado a 960 °C com resfriamento em óleo e revenido a 400 °C. Depois do tratamento térmico a peça tinha uma dureza de 58 Rc. As dimensões iniciais do corpo de prova eram 207 X 70 X 23 mm. Utilizou-se uma retificadora convencional plana tangencial marca VEB Mikromat Dresden SFW 200x600. O rebolo utilizado foi de óxido de alumínio com a seguinte especificação A80J8V, de dimensões 177X19X50,8 mm. A retificação foi feita com uma emulsão de 3%. As amostras para a análise foram retiradas do corpo de prova por eletroerosão. As amostras foram analisadas em um microscópio de varredura eletrônica (MEV) marca Phillips modelo XL30.

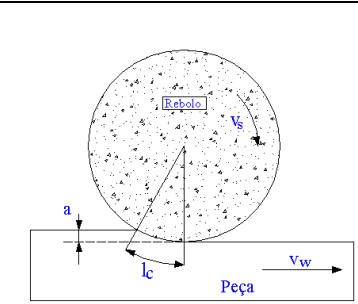
7. Métodos

Primeiramente a peça foi retificada para obter uma uniformização da superfície, com condições leves de trabalho para não causar danos térmicos na peça. Uma vez definido o sistema máquina-ferramenta, rebolo, peça, dressamento e fluido de corte, a melhor opção para obter queima é aumentar a profundidade de corte (a_c) e/ou diminuir a velocidade da peça (v_w). Outra opção é aumentar a velocidade de corte (v_s), mas na máquinas-ferramentas convencional empregada não é possível variar este parâmetro.

Para determinar os parâmetros nos quais ocorre a queima da peça escolheu-se uma velocidade relativamente baixa ($v_w=0,04$ m/s) e incrementou-se a profundidade de corte inclinando a peça com uma lâmina de 0,10 mm em um extremo. Pôde-se observar que a partir de 0,05 mm ocorreu o surgimento de regiões oxidadas, as quais caracterizam-se por uma cor azulada. O surgimento destas regiões oxidadas pode indicar que houve queima da peça nesta região.

Logo que é conhecido o valor da profundidade de corte para que ocorra a queima nestas condições, é colocado um outro corpo de prova com as mesmas dimensões, o qual foi dividido para três ensaios, onde cada região terá uma profundidade de corte constante (peça em posição horizontal). Na Tab. (2) estão indicados os parâmetros e os objetivos de cada ensaio.

Tabela 2. Ensaios realizados e seus objetivos

|  | Numero de Ensaio | Prof. de corte a (mm) | Vel. da peça v_w (m/s) | Vel. de corte v_s (m/s) | Objetivo do Ensaio |
|---|------------------|-----------------------|--------------------------|---------------------------|--|
| | Ensaio 1 | 0,05 | 0,04 | 25 | Análise da transformação da microestrutura |
| | Ensaio 2 | 0,07 | 0,04 | 25 | Microtrincas |
| | Ensaio 3 | 0,09 | 0,04 | 25 | Macrotrincas e conteúdo de oxigênio nas camadas afetadas |

O dressamento foi realizado com um dressador de diamante de ponta única com os seguintes parâmetros: profundidade de dressamento $a_d = 0,02$ mm, avanço $S_d = 0,007$ mm/rev. Para a análise metalográfica foram preparados corpos de prova menores, das regiões transversais à direção de retificação, com dimensões 16 X 12 X 5 (mm). O corte destas amostras foi feito por eletroerosão. Os parâmetros utilizados no corte por eletroerosão das amostras, para a análise metalográfica e de macro e microtrincas estão indicados na Tab. (3).

Tabela 3. Condições utilizadas no corte por eletroerosão

| Corrente de trabalho I_i (A) | Voltagem de trabalho V_i (V) | Tempo de intervalo t_o (μ s) | Duração do impulso t_i (μ s) |
|--------------------------------|--------------------------------|-------------------------------------|-------------------------------------|
| 10 | 50 | 150 | 12 |

Depois do corte, os corpos de prova foram embutidos em baquelite. A amostra com 0.05 mm de profundidade de corte foi lixada, polida, atacada quimicamente com Nital 2% por 12 segundos. As outras amostras para as análises de microtrincas e/ou macrotrincas foram lixadas e polidas. A análise dos corpos de prova foi feita no microscópio eletrônico de varredura para verificar a camada termicamente afetada, composição química, micro e macrotrincas.

8. Resultados e discussões

Na Fig. (5) observa-se a diferença entre a microestrutura do material, onde o ataque químico permite caracterizar a zona termicamente afetada, que possui uma profundidade aproximada de 5.3 (μm), através de uma camada de cor branca. Isto indica que a temperatura de revenido do material foi excedida no processo de retificação. Como foi discutido no item 5.2, o material em seu estado antes do retificado tinha em sua composição martensita revenida a 400 $^{\circ}\text{C}$, por efeito das temperaturas na retificação mais elevadas se obtém martensita de duas fases que tem como característica principal uma menor dureza.

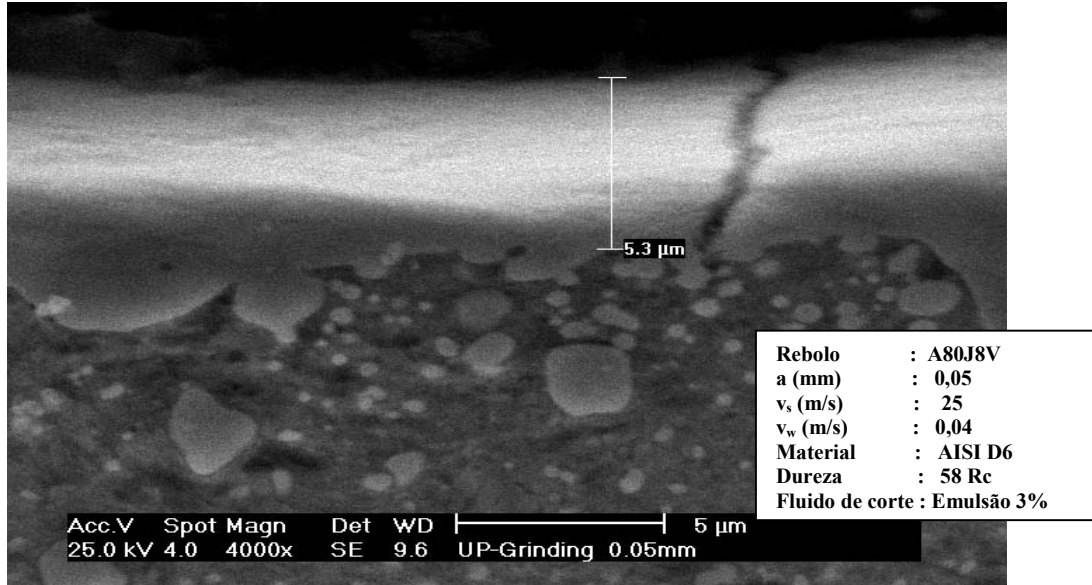


Figura 5. Camada termicamente afetada pela excessiva temperatura presente na retificação.

Conforme a Fig. 6 pode-se observar microtrincas. Isto indica que as tensões residuais de tração são maiores que as tensões que o material resiste e que o efeito térmico é predominante em relação ao efeito mecânico no processo de retificação. Os esforços residuais de origem térmica podem ser causados principalmente por: dilatação térmica do material (item 5.3.1) e transformação da microestrutura do material (item 5.3.2). Porém não foram encontradas somente microtrincas. Na amostra com uma profundidade de corte de 0,09 mm pôde-se observar também macrotrincas (Fig. (7)), o que indica que a temperatura alcançada nesta amostra foi maior. Estas macrotrincas são geralmente causadas por uma dilatação térmica maior.

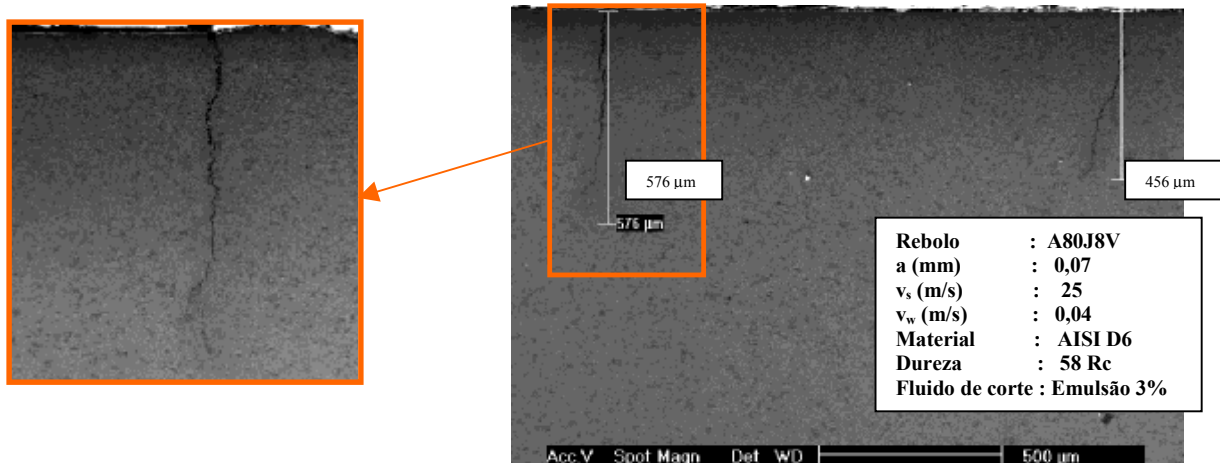


Figura 6. Micro-trincas encontradas na seção transversal de um aço D6, retificado com profundidade de corte de 0,07 mm.

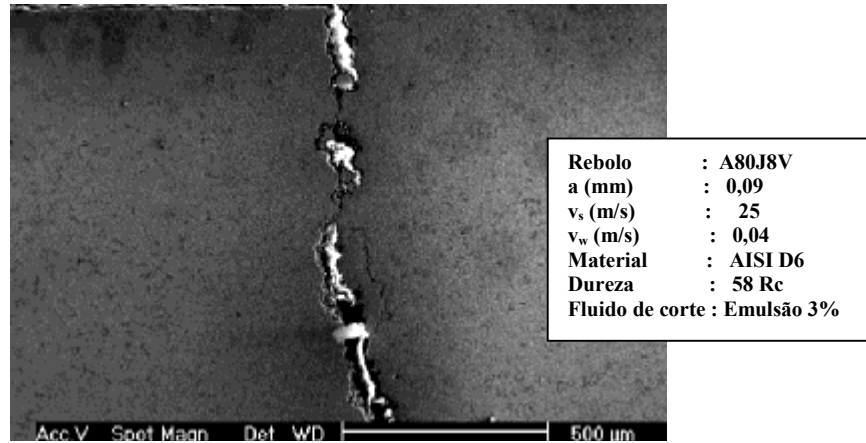


Figura 7. Macro-trincas encontradas na seção transversal de um aço D6, retificado com profundidade de corte de 0,09 mm.

Também foi realizado uma análise da composição química da camada termicamente afetada na amostra com 0,09 mm de profundidade de corte (Fig. 8). Neste espectrograma pode-se observar o surgimento de oxigênio na camada termicamente afetada, indicando a ocorrência de oxidação (item 5.1) nesta zona. O surgimento de cobre em pequenas quantidades é devido à utilização de eletrodos de cobre no corte realizado por eletroeroão.

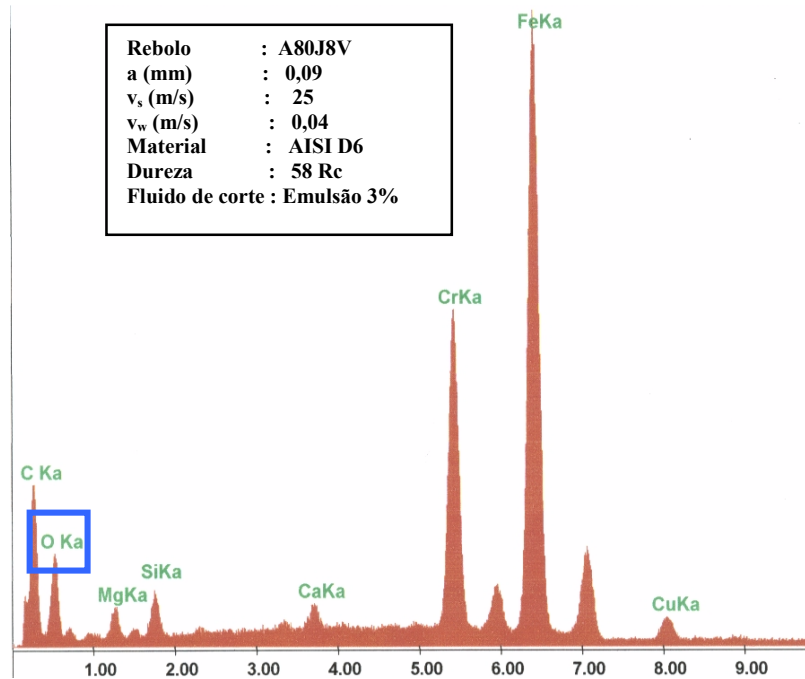


Figura 8. Espectrograma da região termicamente danificada.

10. Conclusões

A partir dos resultados obtidos, pode-se chegar às seguintes conclusões:

- As elevadas temperaturas geradas na retificação causam transformações microestruturais nas camadas superficiais da peça, tais transformações mudam também as propriedades mecânicas do material.
- Na retificação com rebolos de oxido de alumínio (Al₂O₃), devido as propriedades térmicas do abrasivo são geradas elevadas temperaturas na zona de contato, estas temperaturas causam tensões residuais que geralmente são de tração. Se a magnitude destas tensões residuais de tração são maiores que as tensões que resiste o material, dependendo das temperaturas atingidas, podem-se causar micro ou macrotrincas.
- Os danos térmicos reduzem a vida das peças, pelo qual tem que ser evitados.

11. Agradecimentos

Os autores agradecem ao CNPq, pela concessão da bolsa de estudo, ao Laboratório de Mecânica de Precisão (LMP-UFSC), Laboratório de Materiais (Labmat-UFSC) e à Rectificadora Morales Moralitos.

12. Referencias

- Brockhoff, T., 1999, "Grinding Hardening: A Comprehensive View", *Annals of the CIRP*, Vol. 48/1, pp. 255-260.
- Callister, W.D., 2000, "Materials Science and Engineering an Introduccion", Ed. Jhon Willey & Sons, New York, USA, 791 p.
- Chandrasekaram, H, Johanson, J.O, 1995, "Problems in Thermal Damage in Grinding – Depeloment of a Test Method and the Behavior of Some Steels", Society of Manufacturing Engineers, Deaborn, USA, 12 p.
- Guo, C., Malkin, S., 1999, "Energy Partition and Cooling During Grinding", Society of Manufacturing Engineers, Deaborn, USA, 10 p.
- Jaeger, J.C., "Moving Sources of Heat and the Temperatures at Sliding Contactes", *Proc. Roy. Soc. of New South Wales*, Vol. 76, pp. 203-224.
- König, W., 1980, "Tecnologia da Fabricação, Retificação, Brunimento e Lapidação", Traduação pelo Prof. Dr. Ing. Walter Lindolfo Weingaetner, Aachen, Alemanha, 342 p.
- Kohli, S., Guo, C., Malkin, S., 1995, "Energy Partition to the Workpiece for Grinding with Aluminum Oxide Wheels and CBN Abrasive Wheels", *Trnas. Of the ASME, J. of Eng. for Ind., USA*, pp. 160-168.
- Malkin, S., 1989, "Grinding Technology Theory and Aplications", Society of Manufacturing Engineers, Deaborn, USA, 275 p.
- Malkin, S., 1974, "Thermal Aspects of Grinding Part 2 – Surface temperatures and Workpiece Burn", *Trans. Of the ASME, J. of Eng. for Ind., USA*, pp. 1184-1191.
- Morales, A.R., Morales, J.D., 2000, "Estudio de los Fenómenos en el Proceso de Rectificado, Aplicado a la Rectificación de Cigüeñales", *Disertación de Graduación, Curso de Ingenieria Mecánica, Universidad Mayor de San Simón, Cochabamba, Bolivia*, 270 p.
- Shaw, M.C., 1996, "Principles of Abrasive Processing", Oxford Science on Advanced Manufacturing, New York, USA, 574 p.
- Shaw, M.C., 1994, "Heat – Affected Zones in Grinding Steels", *Annals of the CIRP*, Vol. 43/1, pp. 279-282.
- Shaw, M.C., 1992, "The Galileo Principle", *Annals of the CIRP*, Vol. 41/1, pp. 393-396.
- Tönshoff, H.K., Peters, J., Inasaki, I. and Paul, T., 1992, "Modeling and Simulation of Grinding Processes", *Annals of the CIRP*, Vol. 41/2, pp.677-688.

ANALYSIS OF THERMAL DAMAGE IN GRINDING

Walter Lindolfo Weingaertner

Universidade Federal de Santa Catarina, Departamento de Eng. Mecânica, Laboratório de Mecânica de Precisão, 88010-970, Florianópolis, SC, Brasil. E-mail: wlw@emc.ufsc.br

Alex Roberto Morales Taborga

Universidade Federal de Santa Catarina, Departamento de Eng. Mecânica, Laboratório de Mecânica de Precisão, 88010-970, Florianópolis, SC, Brasil. E-mail: alexm@lmp.ufsc.br

Jeshael Denis Morales Taborga

Universidade Federal de Santa Catarina, Departamento de Eng. Mecânica, Laboratório de Mecânica de Precisão, 88010-970, Florianópolis, SC, Brasil. E-mail: denis@lmp.ufsc.br

Abstract. The grinding is usually a finishing process. Therefore a good workpiece surface integrity must be guaranteed after grinding. Specific energies from 25 to 40 [J/mm^3] are generated in grinding. It was found that 65 to 80 percent of grinding energy is transported to the workpiece as heat when it is grinded with an Aluminum Oxide abrasive (Al_2O_3) wheel (Malkin, 1989; Guo, 1999).

The grinding temperatures in the contact zone can reach enough magnitude to induce damages such as: microstructures changes, hardness variation, residual stress and micro and macrocracks.

This paper will analyze the microstructures changes and the cracks in the transversal section to grinding direction. It will also be done a theoretical analysis of the causes that induce residual tensile stress in grinding. If the residual tensile stress is larger than the workpiece strength, cracks will be generated.

Aluminum Oxide abrasive wheel will be used in the test. The workpiece will be AISI D6.

Keywords. *Grinding, Thermal Damage, Surface Integrity.*

Um Sistema Didático para Ensino de Tecnologias Integradas da Manufatura

Herman Augusto Lepikson

Universidade Federal da Bahia. Departamento de Engenharia Mecânica, Escola Politécnica, Rua Prof. Aristides Novis, 02, Federação, Salvador Ba, CEP 40.210-630.
herman@ufba.br

Fábio Ribeiro Soares da Cunha

Universidade Federal da Bahia. Departamento de Engenharia Mecânica, Escola Politécnica, Rua Prof. Aristides Novis, 02, Federação, Salvador Ba, CEP 40.210-630.
fribeiro@ufba.br

Resumo. *A integração tecnológica, hoje uma necessidade, é pouco explorada nos cursos de engenharia. O sistema didático proposto baseia-se numa metodologia desenvolvida para explorar esta capacidade, simulando o funcionamento de uma fábrica. A metodologia desenvolvida busca superar esta deficiência dos cursos explorando a capacidade criativa dos estudantes e do trabalho em equipe (como em empresa). Cada equipe de alunos define sua filosofia de trabalho, desenvolve o produto a partir de técnicas de engenharia reversa e engenharia simultânea e, depois, os processos de logística interna da fábrica, dos métodos de gerenciamento do chão de fábrica e os sistemas robotizados. Os modelos gerados pelos alunos são validados em uma planta didática de manufatura integrada. O ambiente é o de uma competição entre equipes. A equipe que tiver o melhor nível de integração tecnológica do projeto de produto e processo e a melhor estratégia competitiva será a vencedora. Como definido no sistema didático, os assuntos estão sistematizados em módulos de ensino com a seqüência com que cada assunto deve ser abordado, com metodologia baseada na competição entre equipes, e com métodos de avaliação dos estudantes e do professor. Uma experiência piloto numa turma de graduação permitiu testar e validar o método.*

Palavras Chaves: *Sistema Didático, Engenharia Reversa, Prototipagem Rápida, Tecnologias Integradas da Manufatura.*

1. Introdução

O desenvolvimento rápido de produtos é o caminho seguido pelas empresas líderes de mercado em escala mundial para conseguirem conquistar novos mercados e manter os já existentes. Esta estratégia integra todos os setores de uma empresa como marketing, gerência de negócios, gerência de mercadorias e estoques, logística, planejamento da produção, programação da produção, engenharia de produtos, fabricação e vendas.

O desenvolvimento e fabricação final de um produto devem atender a certos requisitos fundamentais, definidos pelo contato com o cliente, seja no processo de venda, seja no momento de prestar assistência técnica de um produto defeituoso. Contudo, escutar a voz do cliente é uma tarefa árdua, principalmente quando se trata de produtos com conceitos novos, pois envolve considerações subjetivas difíceis de serem traduzidas. Como o resultado produtivo de uma empresa deve refletir a satisfação do cliente, estas dificuldades devem ser de alguma forma superadas e é aí que se encontra o desafio principal a ser encarado para que o produto certo seja colocado no mercado no tempo e locais certos.

Para tanto, existem muitas técnicas e metodologias que podem trabalhar integradas. Quando bem planejadas e implementadas, podem refletir o resultado final efetivamente desejado. Metodologias de Engenharia Concorrente (ou simultânea, ou paralela, segundo determinados autores) podem ser utilizadas, apoiadas por técnicas como QFD – *Quality Function Deployment*, DFA – *Design for Assembly*, DFD – *Design for Disassembly*, DFM – *Design for Manufacturing*, entre outras.

A utilização de ferramentas computacionais como CAD, CAE, CAM (Projeto, Engenharia e Manufatura Auxiliada por Computador, respectivamente) permite maior automação, integração e flexibilidade ao processo. As técnicas de digitalização de superfícies como as máquinas de medição por coordenadas, câmeras CCD estéreo ou varredura a Laser permitem a obtenção de dados digitalizados em computador, que podem ser tratados e utilizados em *softwares* CAD, integrando-se também ao processo.

Equipamentos de reprodução tridimensional (Prototipagem Rápida - RP) permitem a fabricação rápida de protótipos a partir de arquivos digitalizados ou exportados de *softwares* CAD em formato de arquivo apropriado. Os protótipos fabricados servem para auxílio visual ao projetista, realização de testes funcionais ou até mesmo podem ser utilizados na confecção de moldes (de silicone, por exemplo) para reprodução de pequenos lotes de produtos de pré-série.

Um sistema didático que utiliza a integração tecnológica, fundamentada em conceitos de engenharia concorrente e engenharia reversa, é o objetivo deste trabalho. Para tanto, conta com o apoio fundamental de uma metodologia de ensino adequada aos propósitos mais amplos de formar criadores, não só reprodutores da tecnologia. Apresenta-se em seguida a motivação que levou ao desenvolvimento deste estudo, uma breve revisão bibliográfica, o modelo proposto, os resultados alcançados e as perspectivas futuras para aplicação do modelo em um ambiente industrial genérico.

2. O problema didático

Os métodos tradicionais de ensino em engenharia são, em geral, orientados pela premissa de que os estudantes são incapazes de formular um método próprio de solucionar problemas, planejar-se, definir um plano de ação ou realizar uma análise orçamentária para gerar um projeto de produto apto ao mercado. O que se oferece aos estudantes, em geral, são dados concretos de uma situação já conhecida e pede-se a resolução de problemas que levam a uma solução única possível, já conhecida e não passível de discussão. Isto pode ser confortável para quem avalia, mas limita o aprendizado pela sua perspectiva segmentada, parcial e, pior, tira a possibilidade do estudante exercer o direito de explorar sua criatividade, iniciativa e capacidade empreendedora.

Muitas disciplinas da engenharia são ensinadas em aulas expositivas em que o professor é o centro das atenções e exige dos estudantes, como método de avaliação, provas teóricas ou trabalhos de revisão bibliográfica que focalizam temas específicos da área de conhecimento da disciplina. Em outros casos, atividades práticas baseadas em conhecimentos teóricos são realizadas em laboratórios, o que significa algum avanço, mas ainda é muito pouco, considerando-se o fato de que em geral os estudantes são levados a desenvolver os trabalhos seguindo roteiros de experimentos que direcionam para soluções já esperadas. Ou seja, não passam de aulas demonstrativas. Desconsidera-se, além disso, que, em problemas de engenharia, muitas soluções são possíveis para uma mesma situação e estas dependem de uma análise que busque solução de compromisso entre fatores técnicos e econômicos.

A metodologia ora proposta para o sistema didático visa superar estas limitações e romper com formas tradicionais de ensino, fazendo uso inteligente de recursos laboratoriais e computacionais disponíveis. Busca-se promover a possibilidade de melhoramento contínuo aliado ao desafio constante que novas descobertas proporcionam aos estudantes e aos professores. A análise crítica de diferentes possibilidades e situações promovem o autoconhecimento e, conseqüentemente, a autorealização e autoconfiança, fundamentais à formação de qualquer futuro engenheiro que virá a ser também líder, gestor e, talvez, empreendedor.

3. Tecnologias envolvidas

Existem diversas possibilidades para desenvolvimento interessante de sistemas didáticos para ensino das tecnologias integradas, cada uma apresentando características próprias, bem como vantagens e limitações. Neste estudo, optou-se pelo ciclo de desenvolvimento de produto no qual se introduziram as principais tecnologias hoje recorrentes neste processo. Esta alternativa, como se verá, permitiu integrar, em um só processo de aprendizado, as tecnologias e os modelos de gestão mais evoluídos que hoje se adota na indústria. As tecnologias adotadas são resumidas a seguir.

3.1. Engenharia Reversa

Engenharia Reversa é aqui entendida como uma metodologia aplicada ao desenvolvimento de produtos por equipes multifuncionais, cujo objetivo é a fabricação de componentes a partir de dados técnicos pré-existent e gerados durante o processo (Ingle, 1994). A princípio, em um processo de engenharia reversa, dispõe-se de dados técnicos incompletos do produto que se deseja gerar. Dados do produto final deverão ser levantados tendo como base pelo menos o componente inicial, para que inovações possam ser implementadas no novo produto. O processo segue pelo uso adequado e integrado das ferramentas de CAD-CAE-CAM, na qual soluções como as sugeridas por Boissier et al (1995) são implementadas.

O modelo tridimensional projetado em CAD serve como entrada para um *software* CAE realizar análise estrutural e reológica. O modelo CAD também serve como entrada para um *software* CAM realizar a simulação da fabricação e geração de comandos numéricos. Existem *softwares* CAM específicos para processos diversos como fresamento, torneamento ou eletroerosão. Os resultados destas análises podem ser utilizados pelo engenheiro para realizar mudanças no modelo em CAD, tornando este um processo cíclico.

A decisão de dar início a um processo de engenharia reversa é sempre difícil e envolve profissionais com diferentes competências. Existem condições operacionais do produto a serem analisadas, questões econômicas, logísticas e de complexidade técnica. Sempre que possível, é desejável um cálculo estimado do Retorno no Investimento (ROI) do produto que se deseja implementar engenharia reversa. Com este dado, levando em consideração o fator de risco em falhar um projeto de engenharia reversa, pode-se optar por implementar o projeto ou comprar o produto pronto de seu fabricante original (Ingle, 1994).

Por outro lado, existem componentes que precisam passar por um processo de engenharia reversa, por ser esta a única solução prática possível. É o caso de componentes dos quais não se dispõe mais do projeto original, ou que se tornaram obsoletos ou deixaram de ser fabricados pelos fornecedores tradicionais. Se este componente é imprescindível ao funcionamento de uma máquina ou processos caros e críticos, ele merece especial atenção e deverá ser submetido a um processo de engenharia reversa, já que a tecnologia está disponível. Este é um dos muitos exemplos nos quais métodos tradicionais de projeto seriam ineficientes ou demasiadamente lentos e dispendiosos. A metodologia de engenharia reversa envolve o fluxo de processo ilustrado na Figura (1).



Figura 1. Fluxo de processo (Ingle, 1994).

As etapas acima descritas estão inseridas em um processo de quatro estágios (Ingle, 1994):

- 1) avaliação e verificação;
- 2) geração de dados técnicos;
- 3) verificação de projeto;
- 4) implementação de projeto.

3.2. O QFD na Engenharia Reversa

Dentre as ferramentas existentes para apoio ao desenvolvimento de projeto de produto em ambiente de engenharia concorrente, o QFD destaca-se por efetivamente integrar as diversas etapas do processo de desenvolvimento de produtos. A sua grande vantagem, ainda, reside no fato de manter o foco no cliente (Akao, 1990). Ao final do processo, pode-se avaliar a qualidade do produto final pelo nível de satisfação do cliente.

O QFD corresponde a quatro matrizes com dados que se inter-relacionam sucessivamente. Partindo-se da voz do cliente (necessidades do mercado), relacionando-se com os requisitos do sistema, características das peças, processos de fabricação e operações de manufatura.

Existem trabalhos que apresentam uma abordagem algorítmica do QFD (Trabasso, 1995), que permite aumentar a eficiência na geração e manipulação das quatro matrizes durante o processo de criação e detalhamento do produto.

Um projeto de engenharia reversa pode ter início a partir de um produto comercial, cujos clientes não estão satisfeitos com o seu funcionamento, ou quando se observa que determinado equipamento apresenta alto nível de falhas ou está operando com baixa eficiência. Os problemas precisam ser identificados, os dados técnicos levantados e o problema solucionado.

No primeiro estágio da metodologia da engenharia reversa, o produto será inspecionado visualmente e suas diversas características medidas. Os dados técnicos disponíveis serão levantados, o equipamento será desmontado e análises de falhas podem ser implementadas. Pode-se construir a primeira matriz do QFD reunindo os desejos do cliente e os dados técnicos coletados. Esta primeira matriz também é conhecida como casa da qualidade (Akao, 1990).

Técnicas de digitalização de superfícies, que utilizam equipamentos de varredura ou máquinas de medição por coordenadas podem ser implementados visando obter-se dados tridimensionais que podem ser tratados e exportados para *softwares* CAD (Bernard, 1999). Estas técnicas são especialmente úteis na etapa do projeto em que já se tem claro qual o conceito a ser implementado e se tem o modelo que servirá como ponto de partida, ou referência.

A Figura (2) ilustra um processo de digitalização de superfícies. O modelo inicial, após ser digitalizado, constituirá em uma nuvem de pontos que precisará ser tratada no computador para ter utilidade em engenharia de produtos. Esta nuvem de pontos poderá ser transformada em um arquivo com extensão *.stl* ou em um arquivo do tipo NURBS (*Non-Uniform Rational B-Spline*). Este corresponde a um formato de arquivo com curvas de forma livre (*free form*) utilizado pelos principais *softwares* CAD disponíveis no mercado, sendo mais genérico, portanto permitindo aplicar maior conhecimento de engenharia e dar início ao processo de desenvolvimento de produtos na engenharia reversa. O arquivo no formato *.stl* transforma a nuvem de pontos em milhares de pequenos triângulos interconectados em seus vértices, cada um possuindo um vetor normal de orientação, representando a superfície do modelo digital.

Existem abordagens otimizadas para processos específicos, tais como a de digitalização de superfícies complexas visando a reprodução de moldes ou matrizes, como os de injeção de termoplásticos (Nogueira, 2000). Outras técnicas ensejam a fabricação de protótipos diretamente dos dados digitalizados (nuvem de pontos) após tratamento com algoritmos específicos, o que otimiza o ciclo de reprodução de simples cópias (Lee, 2000).

O segundo estágio da engenharia reversa, a geração de informações técnicas, pode ser realizado com o auxílio da segunda, terceira e quarta matriz do QFD, sucessivamente. Esta etapa é a que requer mais habilidade em engenharia e em que o produto será de fato concebido e pronto para ser testado.

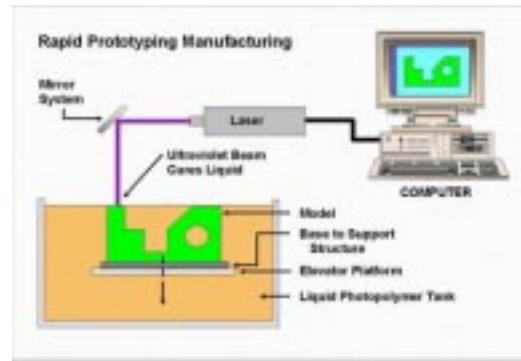
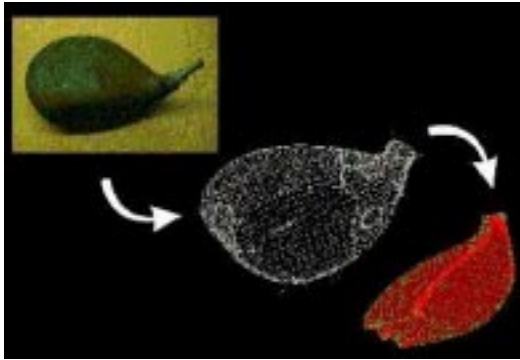
São produzidas, neste estágio, informações topológicas como dimensões, materiais, tipos de acabamento superficial, tolerâncias e ajustes, parâmetros de desempenho e testes de qualidade. Condições especiais de fabricação e processos específicos de usinagem devem também ser definidos nesta etapa. O TDP – *Technical Data Package* é então preparado, fornecendo os elementos necessários de engenharia de produto e de planejamento de processo (Ingle, 1994).

O terceiro estágio da engenharia reversa, verificação de projeto, poderá ser realizado com o suporte do TDP e de todo o material preparado através do processo de QFD. Este estágio envolve testes e ensaios, além de ser um momento de revisão crítica de todo o processo. Tecnologias de Prototipagem Rápida podem ser utilizadas, pois os protótipos servem de auxílio visual e podem ser utilizados para testes funcionais ou para fabricação de moldes. Para a aplicação destas técnicas, os dados digitalizados no estágio 1 deverão estar disponíveis, ou exportados pelos modeladores e pós-processadores tridimensionais (contidos em determinadas ferramentas de CAD).

A Figura (3) ilustra um dos processos de Prototipagem Rápida, conhecido como estereolitografia (SLA). O modelo tridimensional em CAD deverá ser preparado por *softwares* específicos que acompanham a máquina de prototipagem, ou podem ser comprados de fornecedores que desenvolvem soluções específicas e otimizadas para melhorar a preparação do arquivo, que servirá de entrada para um pós-processador definir o caminho, comando numérico, que o Laser seguirá para construir o protótipo.

A preparação consiste em fatiar em pequenas camadas o arquivo *.stl*, corrigir erros inerentes gerados durante a exportação do CAD para o formato *.stl* como orientação dos vetores normais dos triângulos, localização dos vértices dos triângulos ou superfícies mal definidas. O tipo de material precisa ser informado, assim como a potência do Laser

(para tecnologias que se baseiam no uso de Laser), a espessuras das camadas, o tipo de comando numérico (caminho) a ser gerado para o Laser (ou cabeçote extrusor, para tecnologias como FDM), o tipo de suporte a ser utilizado, enfim todas as informações essenciais ao processo.



Figuras 2 e 3. Exemplo de processo de digitalização: do modelo inicial à nuvem de pontos e ao NURBS¹, processo de Prototipagem Rápida (exemplo em estereolitografia).

No processo de estereolitografia, o contato do laser com a resina líquida provoca a cura (solidificação) da resina. A construção é realizada por camadas. O protótipo é fabricado sobre uma plataforma, que permite uma fina camada de resina sofrer a ação do Laser, solidificando-a. Após a cura, a plataforma desce permitindo uma nova camada de resina líquida ser solidificada sobre a camada anterior. O calor gerado no processo proporciona a união entre as camadas (mais detalhes sobre este e outros processos de prototipagem rápida podem ser vistos em Jacobs, 1992).

O quarto estágio da engenharia reversa reúne as informações consolidadas do QFD após os ensaios e testes, assim com as informações consolidadas do TDP, reúne os dados técnicos disponíveis e os levam para aprovação final e implementação do projeto. Aqui se define o ambiente fabril no qual o produto será produzido e os últimos dados de projeto são acrescentados. Após a aprovação final, o produto poderá ser fabricado segundo um planejamento de manufatura.

Garante-se assim uma integração efetiva, através do QFD, das etapas do projeto de engenharia reversa com um benefício adicional: tem-se como avaliar a qualidade do produto final, confrontando-se a satisfação do cliente com suas necessidades apontadas no início do processo.

3.3. Utilização de outras técnicas de engenharia concorrente

A engenharia concorrente é fundamental no processo de desenvolvimento de produto, principalmente quando se tem em conta a necessidade de rápida viabilização destes na linha de produção, já testados pelos diversos processos envolvidos na manufatura (incluindo manutenção pós-venda), bem como pelo mercado. Nesse sentido, técnicas de organização dos times devem ser valorizadas, a exemplo das metodologias sugeridas por Stalk & Hout (1993) ou Shen & Cheng (1996).

A utilização de técnicas como DFA ou DFD pode ser útil em projetos de engenharia reversa, especialmente no estágio 1 do processo, para então os conceitos serem implementados no estágio 2 (ver, a propósito, Heger, 1996). Ao desmontar o produto que serve de modelo, um estudo aprofundado sobre as técnicas de montagem e desmontagem pode ensinar o desenvolvimento de métodos melhorados que facilitem os processos de montagem e desmontagem como características importantes de projeto, com conseqüências importantes na manutenção e descarte futuro dos produtos. Técnicas como DFM podem ser muito úteis no estágio 2 do processo, caso deseje-se fabricar novos produtos visando à facilidade de manufatura de seus componentes.

3.4. Importância da Prototipagem Rápida

Fabricação de protótipos visando auxílio visual pode ser feita já no estágio 2 do processo de engenharia reversa durante o desenvolvimento de produtos. Os protótipos fabricados com esta finalidade podem ser levados também ao estágio 4, juntamente com todos os dados desenvolvidos nos estágios precedentes, em que se objetiva a implementação do projeto.

Porém, a utilização mais extensiva de protótipos identifica-se de fato ao estágio 3, durante a verificação de projeto, em que é necessária a realização de testes funcionais e operacionais. A não fabricação de protótipos aumenta os riscos de falha do projeto (Ingle, 1994). Existe um alto custo associado à fabricação de protótipos. Decidir se protótipos serão fabricados, quantos fabricar e sua finalidade correspondem a uma responsabilidade dos engenheiros.

A tecnologia de Prototipagem Rápida apresenta-se como uma boa alternativa em relação aos métodos tradicionais de fabricação de protótipos, devido à rapidez do processo (algumas horas em geral) e ao custo menor (Jacobs, 1992).

¹ Fonte: LK CMM Systems GC, 1998.

Hoje, existem no mercado disponíveis diversas tecnologias para Prototipagem Rápida como SLA (estereolitografia), FDM (*Fused Deposition Modeling*), SLS (Sinterização a Laser Seletivo), que podem fabricar protótipos robustos, podendo ser utilizados com a finalidade de realização de testes. Outras tecnologias como a Genesys, a Z402 e a Termojet são conhecidas como impressoras tridimensionais com uma aplicação mais voltada ao auxílio visual em projetos.

Protótipos são fabricados em engenharia reversa visando testes com dois objetivos: testes operacionais, em que se avalia se a peça protótipo em relação aos mesmos parâmetros de projeto da peça original; testes em sistema, em que a peça protótipo é avaliada no sistema em que irá operar. Caso o protótipo falhe em algum destes testes, o projeto deverá ser revisto e uma análise de falhas implementada (Ingle, 1994). Visando melhorar a qualidade do produto final, P. Jacobs (1992) propõe a seguinte seqüência de atividades utilizando a Prototipagem Rápida no desenvolvimento rápido de produtos:

1. projeto do protótipo no CAD;
2. fabricação do protótipo com tecnologias de Prototipagem Rápida;
3. inspeção do protótipo em busca de falhas;
4. correção das falhas no CAD;
5. verificação do protótipo corrigido;
6. interagir, com o uso do protótipo, para melhorar o projeto;
7. otimizar, testando múltiplas variações de protótipos;
8. fabricar um modelo para testes funcionais;
9. realizar testes funcionais;
10. quando satisfatório, seguir para a manufatura do produto.

A escolha da tecnologia de Prototipagem Rápida mais adequada pode ser baseada em quatro aspectos principais:

- a) financeiro: a maior parte das tecnologias de Prototipagem Rápida disponíveis no mercado é de propriedade intelectual, patenteadas, portanto tendo um alto custo de aquisição;
- b) materiais: cada tecnologia trabalha com uma variedade de materiais diferentes. Trabalha-se com resinas, plásticos, grãos metálicos e papel. O tipo de material escolhido com suas propriedades específicas proporciona qualidades e aplicações diferentes aos protótipos;
- c) *software*: a exportação pós-processador do CAD para o formato .stl é geralmente imperfeita. A funcionalidade de corrigir o arquivo e preparar adequadamente o protótipo para fabricação correspondem a requisitos fundamentais;
- d) sistema mecatrônico: a estabilidade do ambiente, a velocidade de construção dos protótipos e o modo como a máquina interage com o material são determinantes na qualidade do protótipo fabricado.

A possibilidade de se fabricar matrizes para testes funcionais proporciona um campo de aplicação maior para a tecnologia. Protótipos com boa qualidade superficial podem servir como insertos para fabricação de moldes (de silicone ou cera perdida, por exemplo). A fabricação de matrizes metálicas a partir de tecnologias de Prototipagem Rápida, visando aplicação na manufatura pré-seriada de peças a partir da injeção de termoplásticos, depende de estudos aprofundados em materiais metálicos, que possam ser utilizados mantendo propriedades fundamentais ao produto final como dureza, resistência à fadiga e resistência à corrosão (ver, a propósito, Li, 2000).

4. A metodologia de ensino proposta

A metodologia seguida é baseada nos princípios acima descritos e na seqüência apresentada. A didática aplicada baseia-se em competição entre equipes, cujo melhor projeto é declarado o vencedor, segundo um critério de avaliação com ênfase dada à utilização máxima dos recursos que as tecnologias específicas disponíveis oferecem e a integração obtida entre estas tecnologias. Objetivo de se trabalhar em torno de uma competição é mostrar o caráter competitivo de uma situação real de mercado em que uma equipe de projetos está imersa. Assim, o projeto deve superar as expectativas do cliente, ou seja, atingir um objetivo maior do que o definido no início do projeto.

O professor possui o papel de orientador, tendo a sua participação efetiva limitada a mostrar aos alunos detalhes que possam facilitar a integração das tecnologias ou dúvidas relativas a tecnologias específicas. Portanto, o professor oferece liberdade aos alunos alcançarem o autoconhecimento e soluções próprias.

Os orientadores assumem a condição de clientes dos projetos dos alunos e desta forma não podem interferir nas decisões técnicas das equipes. Devido ao caráter competitivo, a transparência é um fator preponderante, portanto todas as dúvidas que as equipes têm em relação ao andamento de seus projetos são discutidas com o cliente sob a condição de que são repassadas às outras equipes de modo que dúvidas similares possam ser eliminadas de forma otimizada. Assim, as informações são repassadas de forma igualitária, sem privilégios. Uma lista de discussão (*e-mail*) facilita a comunicação entre os alunos e entre estes e o orientador.

4.1. Divisão em módulos de ensino

O sistema didático contém cinco módulos de ensino: Digitalização, CAD, CAE, CAM e Prototipagem Rápida. A Figura (4) mostra a integração tecnológica obtida no sistema didático, visando a engenharia reversa em um projeto de moldes para injeção de termoplásticos.

No módulo de digitalização de superfícies, o objeto físico é digitalizado e a nuvem de pontos convertida para um arquivo do tipo NURBS, que em seguida é importado pelo *software* CAD. Esta etapa corresponde ao estágio 1 da engenharia reversa.

Neste módulo de ensino, os estudantes realizam as tarefas de seleção do equipamento para estudo, desmontagem do equipamento, digitalização de cada componente do equipamento visando obter as informações geométricas e o contorno das superfícies em um arquivo digital, conversão do arquivo digital em um modelo 3-D de um *software* CAD, geração de desenhos técnicos, descrição em texto da função de cada um dos componentes do equipamento e as desejáveis propriedades dos materiais utilizados, descrição da operação do equipamento como um todo (incluindo análises geométricas) e desenvolvimento de um diagrama esquemático equipamento. Finalmente, baseando-se na desmontagem e inspeção realizada, os estudantes analisam como o equipamento poderia ser reprojetoado para melhorar algum ou alguns dos seus componentes para melhorar a sua performance.

Os módulos de ensino que envolvem as tecnologias CAD, CAE e CAM correspondem ao estágio 2 da engenharia. Neste estágio, propõe-se uma integração cíclica destas tecnologias segundo os dados gerados com o auxílio do QFD. A Figura (4) ilustra uma posição central deste estágio no desenvolvimento de produto.

O produto destes três módulos de ensino é único, corresponde a um equipamento pronto para ser testado. Os estudantes realizam as tarefas de modificações no modelo 3-D do equipamento (ou alguns dos seus componentes) utilizando um *software* CAD, realização de análises de engenharia no modelo 3-D do equipamento modificado no *software* CAE e preparação do modelo 3-D para ser submetido à simulação de manufatura no *software* CAM. Sempre que for necessária a modificação da geometria do modelo no CAD, novas análises em CAE e nova preparação em CAM são exigidas. Finalmente, os estudantes poderão apresentar desenhos, procedimentos, matéria-prima, análise em CAE, preparação em CAM e análise da viabilidade (inclusive com custos) para a fabricação do novo equipamento.

Protótipos são fabricados como um auxílio ao processo de desenvolvimento de produtos e para testes, correspondendo ao estágio 3 do projeto. Segue-se em seguida uma etapa em que o projeto é apresentado ao cliente para a sua aprovação, todos os dados desenvolvidos e a proposta de negócio, correspondendo ao estágio 4 da engenharia reversa.

A equipe vencedora tem o seu produto, molde, fabricado e uma pré-série de peças são fabricadas a partir da injeção de termoplásticos. Informações sobre o comportamento do processo de fabricação das peças plásticas podem servir como entrada para uma nova análise reológica, caso mudanças no projeto original sejam necessárias.

Estes módulos de ensino possuem a característica de serem integrados, visando um projeto de fim de curso, porém permite-se que as tecnologias sejam abordadas de forma independente. O objetivo de permitir a independência entre os módulos de ensino é o de atender a questões específicas como a disponibilidade de recursos tecnológicos, necessidade de se abordar módulos específicos fora do contexto da integração ou desobrigar os estudantes de freqüentarem módulos cujas tecnologias sejam de seu domínio. Ao final dos cinco módulos, os alunos propõem, executam e defendem um projeto de fim de curso.

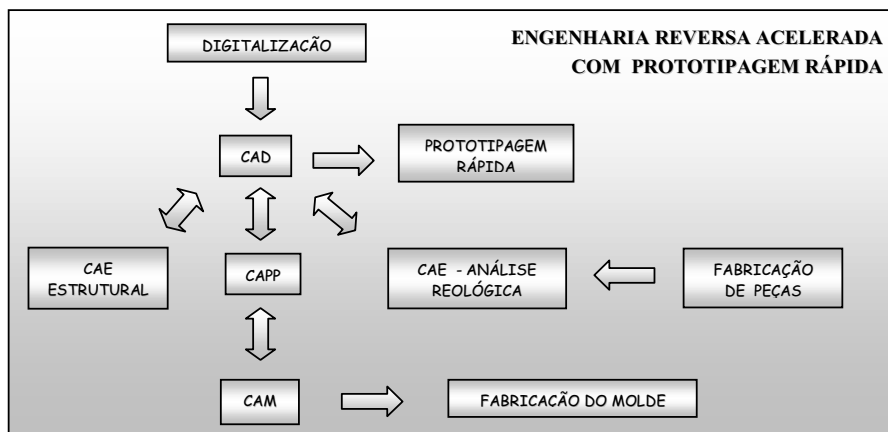


Figura 4. Integração tecnológica prevista no sistema didático.

No ambiente descrito na Figura (4), o trabalho em equipe é fundamental para que todo o processo seja possível. Todos os membros da equipe possuem conhecimento em todas as etapas do processo, porém, para cada etapa, alguns desenvolvem mais habilidades do que outros. O projeto é planejado e executado por todos, porém cada um participa com mais conhecimento na etapa do projeto em que sua contribuição é mais bem aproveitada, devido a uma especialidade naturalmente desenvolvida.

A etapa de digitalização, entrada no processo, requer habilidades muito específicas no trabalho com as imagens que representem com fidelidade o objeto em mídia digital e na conversão de arquivo em um formato apropriado a *softwares* CAD. Alguns estudantes desenvolvem-se melhor nesta área do conhecimento que envolve o domínio de metrologia e visão por computador. Assim como a atividade de projeto ao nível de CAD-CAE, pela sua complexidade técnica, é naturalmente responsabilidade maior dos estudantes com habilidades em resistência dos materiais, projeto de sistemas

mecânicos e método dos elementos finitos. Outros se dedicam à atividade de processos de fabricação, que envolve tanto simulação ao nível de CAM, como a fabricação propriamente dita. A prototipagem rápida envolve especialidades diferentes a depender da origem dos dados, diretamente da digitalização ou exportado do CAD, e dos métodos de fabricação adotados.

4.2. Ambiente de competição

As equipes de alunos executam a engenharia reversa de um produto desmontável visando projeto de moldes para injeção de termoplásticos. A escolha desta aplicação específica baseia-se no fato de que fabricação de moldes é um dos focos do Projeto CIMATEC (Centro Integrado de Manufatura e Tecnologias), no âmbito da parceria UFBA-SENAI, onde a metodologia de ensino esta sendo implementada, além de apresentar aos estudantes uma complexidade técnica ampla. O trabalho é planejado e estruturado segundo a metodologia de QFD, inserida no processo de engenharia reversa.

Para a realização dos trabalhos, além do produto inicial, os alunos têm acesso apenas aos recursos tecnológicos disponíveis e solicitados após planejamento definido. Dados técnicos incompletos do produto e informações subjetivas sobre seu funcionamento, ou seja, como o cliente avalia o produto existente e como ele desejaria que fosse seu funcionamento, são oferecidos para servirem como base orientativa na determinação do objetivo do projeto.

As equipes, ao termino do projeto técnico, formulam uma proposta ao cliente, identificando-se como uma empresa, sua missão social, seus valores, proposta de parceria estratégica e outros detalhes que um empreendedor de visão propõe aos seus clientes.

Protótipos são usados para mostrar visualmente detalhes técnicos e realização de testes. Uma análise crítica do Retorno do Investimento (ROI) serve para mostrar a eficácia na estimativa inicial deste parâmetro e quanto de fato custou o projeto de engenharia reversa ao cliente. Estas informações identificam-se com o quarto estágio da engenharia reversa no momento de implementação do projeto (Ingle, 1994). A aprovação do cliente prescinde à fabricação do produto final. O cliente escolhe o melhor produto após análise técnica e o negócio proposto, sendo então definida a equipe vencedora. O produto é fabricado como um prêmio.

4.3. Forma de avaliação

O método de avaliação dos projetos serve como o parâmetro essencial utilizado pelo professor, no papel de cliente, para a escolha da equipe vencedora. A avaliação é baseada no projeto técnico e no negócio proposto, relatórios sobre as atividades desempenhadas, arquivos digitais gerados e os métodos de engenharia utilizados.

Adotou-se um sistema de peso que valoriza cada etapa do processo de desenvolvimento do produto, portanto uma avaliação focada no conhecimento adquirido em cada módulo de ensino (Peso 01 para as etapas digitalização, CAD, CAE, CAM e Prototipagem Rápida). Por outro lado, valoriza-se o resultado final do projeto com um peso maior (Peso 05 para o resultado final, que inclui relatórios, fabricação de protótipos, resultado de testes e venda do produto ao cliente).

A pontuação de cada etapa avaliará aspectos técnicos e resultados práticos obtidos com a utilização das tecnologias, o desempenho da equipe para cumprir o planejamento e cronograma interno determinado pela própria equipe visando simular uma situação real em uma empresa. A pontuação do resultado final avaliará a qualidade dos relatórios, do molde e do objeto efetivamente produzido. Enfim, a aceitação do cliente pelo produto final. O resultado final requer maior peso, pois o cliente é quem solicita os serviços.

No módulo de Digitalização, procura-se avaliar se o estudante obteve êxito em definir a melhor estratégia de digitalização, executando a tarefa de digitalização em menor tempo e com melhor representação da estrutura superficial do objeto físico, seguindo os passos necessários: obtenção dos dados digitalizados com o sensor da máquina de medir por coordenadas ou com um scanner, conversão da nuvem de pontos para um formato que possa ser lido por um *software* CAD, obtenção do modelo tridimensional no *software* CAD.

No módulo CAD, procura-se avaliar se o estudante obteve êxito em gerar um modelo sólido com uma geometria coerente, com aplicação da intenção de projeto e se foi utilizado corretamente os recursos de modelagem sólida.

No módulo CAE, procura-se avaliar se o estudante obteve êxito na análise estrutural a partir da análise de tensões e deformações da peça e julgamento destes dados para implementação do projeto em sua condição operacional. No caso de uma análise reológica, os parâmetros de análise são relativos ao processo de injeção do termoplástico e a um estudo de viabilidade econômica para a fabricação das peças plásticas.

No módulo CAM, procura-se avaliar se o estudante obteve êxito no planejamento, preparação e simulação da fabricação do molde.

No módulo de Prototipagem Rápida, procura-se avaliar se os protótipos fabricados ajudaram a melhorar o desenvolvimento do produto, a corrigir falhas de projeto e a realizar testes funcionais.

Forte ênfase é dada ao reflexo do produto final aos desejos do cliente, logo as matrizes de correlação (QFD) servem como um suporte essencial na discussão dos resultados e atribuição de pontos aos requisitos planejados e de fato implementados.

A qualidade dos trabalhos realizados pelos alunos serve como um método de avaliação do professor. Registra-se o seu desempenho, segundo análise dos estudantes, através de questionários a serem entregues aos estudantes ao final das

atividades. Isso permite um processo de aprimoramento contínuo da metodologia, portanto sendo um aspecto crucial de todo o sistema.

5. Implementação em turmas piloto

As experiências piloto foram realizadas em turmas de graduação da UFBA, disciplina Aplicações Industriais da Computação, com a finalidade de testar, consolidar e validar o método. Procurou-se trabalhar com a limitação dos recursos tecnológicos disponíveis na ocasião. No caso em estudo, os estudantes tinham à disposição (*softwares*):

- CAD: Solidworks, AutoCAD;
- CAE: Algor;
- Prototipagem Rápida, simulação e preparação para fabricação de protótipos: Magics RP (cópia de avaliação).

O tema do trabalho, implementado em duas turmas piloto, foi “Fabricação de Protótipos a partir de dados da Engenharia Reversa”. O primeiro passo foi fornecer o embasamento teórico e prático para que os estudantes pudessem realizar seus projetos. Todos os cinco módulos de ensino foram estudados focando especificamente os fundamentos das tecnologias.

No módulo de digitalização de superfícies, estudou-se os principais métodos de digitalização. Os principais tipos de sensores, suas potencialidades e limitações, como sensores por contato (como os apalpadores) e sensores sem contato (como os ópticos a Lazer) foram estudados também. Uma análise detalhada dos métodos de aquisição de pontos e dos principais sensores existentes no mercado podem ser encontrados no trabalho de A. Bernard (1999).

Estudou-se em seguida como a nuvem de pontos adquirida no processo de engenharia reversa pode ser convertida em um arquivo do tipo NURBS para ser transposto em seguida aos *softwares* CAD, ou como a nuvem de pontos poderia ser convertida em um arquivo no formato .stl, que possibilita a fabricação direta de protótipos.

Os *softwares* CAD, CAE e CAM foram analisados em profundidade. Procuramos trabalhar com a matemática e os conceitos que estão por trás dos *softwares*, tornando os estudantes capazes de aprender a trabalhar com os programas, identificando suas funcionalidades, independente do fornecedor. Isto ajuda a reduzir o tempo de treinamento e desenvolve habilidades necessárias para se trabalhar com estes tipos de programas e identificar suas limitações.

Aulas específicas de treinamento no *software* Solidworks foram realizadas fora do horário de aulas. Assim, treinamentos em ferramentas computacionais específicas fazem parte da metodologia. A idéia é a de treinar em um tipo de *software*, tendo os alunos mais de um *software* à disposição para a mesma aplicação. Assim, o estudante pôde optar por utilizar o *software* que melhor se adaptaria às suas necessidades.

As diferentes técnicas de Prototipagem Rápida foram analisadas em profundidade, os diferentes processos existentes e os tipos de materiais correlatos, vantagens e desvantagens. Assim como estudo de *Benchmarking* (ver, a propósito, Ippolito, 1995). A utilização do *software* Magics RP permitiu visualizar e simular a preparação e fabricação de protótipos.

As diferentes metodologias para engenharia concorrente foram abordadas durante o curso, porém o enfoque maior foi no QFD.

5.1. Análise dos projetos em equipe

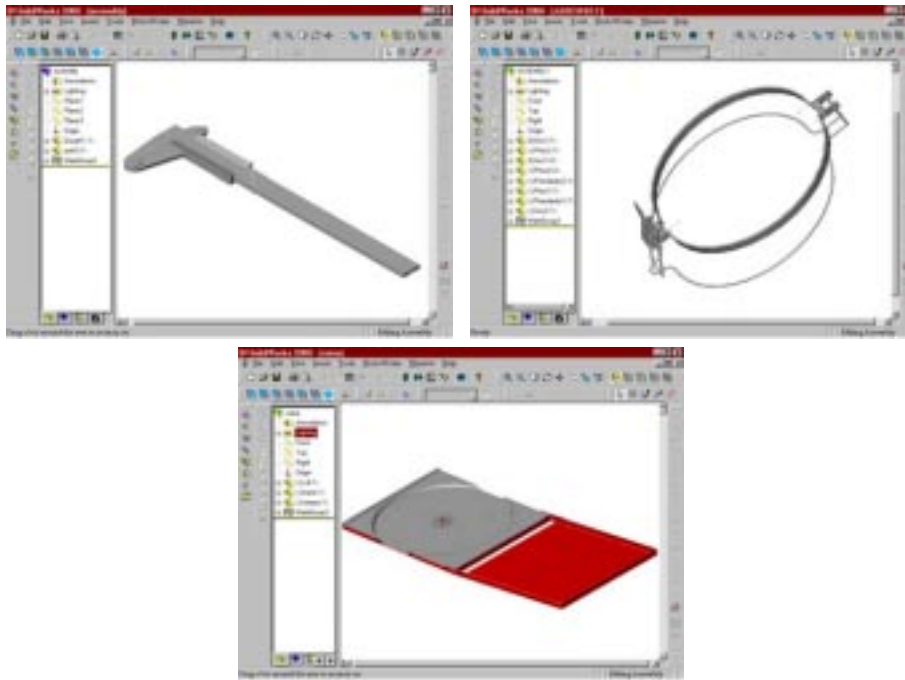
Os estudantes foram solicitados a realizar a modelagem tridimensional de um produto já existente e, em seguida, a simulação da fabricação dos protótipos. A realização ou não de análise estrutural ficou em aberto, pois seria necessário um treinamento mais específico para operar o *software* disponível em tempo muito exíguo.

A inexistência de uma máquina de Prototipagem Rápida impediu a fabricação efetiva dos protótipos, assim como a falta de um equipamento de digitalização e de um *software* CAM limitou os trabalhos de aquisição de pontos e simulação da fabricação dos produtos. Estas limitações restringiram a implantação prática dos projetos aos modelos simulados.

Os trabalhos foram realizados com sucesso, dentro do que foi solicitado aos estudantes, permitindo uma análise das habilidades desenvolvidas pelos estudantes em trabalhar com as ferramentas disponíveis e o trabalho em equipe. As seguintes tarefas foram executadas pelos estudantes: escolha de um produto, desmontagem do produto, medição das geometrias do produto, modelagem tridimensional dos componentes, montagem, análise de montagem, geração de desenhos técnicos, relatório técnico e proposta de venda do produto ao cliente.

Avaliações teóricas foram necessárias somente visando documentar o conhecimento adquirido sobre a metodologia de engenharia reversa e como as técnicas de engenharia concorrente podem ser aplicadas ao desenvolvimento rápido de produtos.

As Figuras (5, 6 e 7) abaixo ilustram três exemplos de produtos (um paquímetro, um prendedor para garrafas e uma caixa para CD) que foram utilizados na experiência piloto. Estes produtos foram modelados com auxílio de um *software* CAD. As figuras apresentam a montagem dos componentes do produto, previamente modelados separadamente segundo a intenção de projeto.



Figuras 5,6 e 7. Paquímetro, prendedor para garrafas e caixa para CD.

6. Perspectivas futuras

Além dos sistemas de digitalização e de prototipagem rápida que já estão sendo implantados, outras tecnologias de integração da manufatura estão sendo agregadas ao sistema didático, tais como simulação e logística (visando à alocação de recursos), gerenciamento do chão de fábrica (visando otimizar a utilização dos recursos) e integração de sistemas robotizados (visando monitorar o fluxo da produção).

Estudos estão sendo desenvolvidos visando implementar estas tecnologias em um ambiente fabril genérico, a partir da planta didática de manufatura integrada do projeto CIMATEC.

No que tange à metodologia de projeto, estudos estão sendo desenvolvidos visando inserir uma visão empreendedora com o desenvolvimento de um plano de negócios no estágio inicial do projeto.

Com grande potencial didático, tecnologias de informação visando o ensino à distância apresentam-se como uma possibilidade de se ampliar o número de equipes participantes na competição em diferentes Campus Universitários. Este é um objetivo pretendido em longo prazo.

7. Conclusão

Como está definido no Sistema Didático, os assuntos são sistematizados para cada módulo, bem como a seqüência em que cada assunto deve ser abordado, a metodologia a ser adotada nos projetos de cada módulo, a forma de avaliação dos projetos de cada módulo separadamente e a forma de avaliação do projeto de final de curso em um conjunto de tecnologias integradas. Adicionalmente, a didática a ser seguida durante o curso já está estabelecida e é baseada justamente na competição, na integração de diferentes tecnologias envolvidas no conceito de Engenharia Reversa e no professor da turma, realizando um papel de orientador e transmissor de conhecimentos.

O Sistema Didático para Ensino de Tecnologias Integradas da Manufatura já possui sua formatação estabelecida e abrange tecnologias recentes que estão modificando a forma de se desenvolver produtos no mundo inteiro. Procura-se aplicar em sala de aula uma metodologia que oferece aos estudantes a chance de aprofundarem-se em tecnologias específicas e terem uma visão de conjunto do desenvolvimento rápido de produtos.

Sistemas Didáticos para Ensino de Tecnologias Integradas da Manufatura, abrangendo as tecnologias Digitalização, Prototipagem Rápida, CAD, CAE e CAM foram validados em disciplina do curso de graduação em engenharia mecânica da UFBA como forma de consolidar e testar o método. As perspectivas futuras de novos equipamentos e *softwares* permitem antever a possibilidade de se vir a ampliar o escopo do projeto, com novos desdobramentos.

8. Agradecimentos

Os autores agradecem ao CNPq, Conselho Nacional de Desenvolvimento Científico e Tecnológico e a PRPPG/UFBA pelas bolsas de Iniciação Científica e ao SENAI/CIMATEC, Centro Integrado de Manufatura e Tecnologias, pelo suporte técnico e por disponibilizar seus recursos tecnológicos para a realização deste trabalho.

9. Referências

- Akao, Y., 1990, "Quality Function Deployment: Integrating Customer Requirements into Product Design", Productivity, Cambridge, 369p.
- Bernard, A., 1999, "A Review of State-of- the-Art Reverse Engineering", Time Compression Technologies Europe Conference, pp. 177-188.
- Boissier, R. et al, 1995, "Architecture Solutions for Integrating CAD, CAM and Machining in Small Companies. In Balanced Automation Systems", Chapman & Hall, London, pp. 407-16.
- Heger, R., 1996, "A Concurrent Engineering Solution for Industrial Assembly-Results of the ESPRIT Project SCOPES. In Advances in Concurrent Engineering", Sobolewsk, M.; Fox, M. editors, Third ISPE International Conference, Toronto, Canada, pp. 219-25.
- Ingle, K.A., 1994, "Reverse Engineering", McGraw-Hill, Inc., 240 p.
- Ippolito, R., Iuliano, L., Gatto, 1995, "A Benchmarking of Rapid Prototyping Techniques in Terms of Dimensional Accuracy and Surface Finish", Annals of the CIRP Vol. 44/1.
- Jacobs, P.F., 1992, "Rapid Prototyping & Manufacturing. Fundamentals of Stereolithography", Society of Manufacturing Engineers, 433 p.
- Lee, K.H., Woo, H., 2000, "Direct Integration of Reverse Engineering and Rapid Prototyping", Computer & Industrial Engineering, pp. 21-38.
- Li, X.C., Stampfl, J., Prinz, F.B., 2000, "Design and Fabrication of Materials for Laser-Shape Deposition Manufacturing", Society of Manufacturing Engineering, pp. 1-4 Vol. 6.
- Nogueira, T.B.R., 2000, "Engenharia Reversa Aplicada ao Projeto de Moldes para Injeção de Termoplásticos com o Uso de Máquina de Medir por Coordenadas", Trabalho de final de curso do Curso de Especialização em Tecnologias Integradas da Manufatura (CETIM), Salvador, Brazil, 50 p.
- Shen, H., Cheng, J., 1996, "An Agent-Based Collaborative Supporting System. In Advances in Concurrent Engineering", (Sobolewsk, M.; Fox, M. editors), Third ISPE International Conference, Toronto, Canada, pp. 3-7.
- Stalk, G.; Hout, T.M., 1993, "Competindo contra o Tempo", Editora Campus, 323 p.
- Trabasso, L. G., 1995, "QFD: O Desafio de Ir Além da Primeira Matriz", Proceedings of the 13th Brazilian Congress of Mechanical Engineering, Belo Horizonte, Brazil.

10. Direitos autorais

Os autores são os únicos responsáveis pelo conteúdo do material impresso incluído no seu trabalho.

A Didactic System for Teaching Integrated Manufacturing Technologies

Herman Augusto Lepikson

Federal University at Bahia State. Department of Mechanical Engineering, Polytechnic School, Rua Prof. Aristides Novis, 02, Federação, Salvador – Bahia – Brazil, CEP 40.210-630
herman@ufba.br

Fábio Ribeiro Soares da Cunha

Federal University at Bahia State. Department of Mechanical Engineering, Polytechnic School, Rua Prof. Aristides Novis, 02, Federação, Salvador – Bahia – Brazil, CEP 40.210-630
fribeiro@ufba.br

Abstract. The potential of technological integration, despite been today a necessity, is poor explored on engineering courses. The proposed didactic system is based on a methodology developed to explore the factory integration capacity by simulating its operations. The methodology here described tries to overcome this problem and explores the student's creativity capacity. They are stimulated to work in teams (as enterprises). They have the opportunity to choose their working philosophy and a product to be developed, based on the group of related technologies above mentioned and others like quality function deployment, concurrent engineering or system logistics. The models generated by students are validated on a didactic plant for computer-integrated manufacturing. The environment is a team challenge. The team that develops the best technical solution, based on the best competitive strategy and defines the best market position will be the winner. As defined by the didactic system, theory and practice are systematized on teaching modulus, as well as the sequence that theory and practice are applied, the methodology for teaching each module, and students and teacher evaluation methods. Further studies on integrated manufacturing technologies are possible, based on the didactic system searching a more holistic view.

Keywords: *Didactic System, Reverse Engineering, Rapid Prototyping, Manufacturing Technologies*

OTIMIZAÇÃO DA QUALIDADE SUPERFICIAL DE CORTE DO AÇO 1045 UTILIZANDO O PROCESSO DE CORTE POR PLASMA A AR COMPRIMIDO

Sebastião Carlos da Costa

Escola Federal de Engenharia de Itajubá - EFEI, Instituto de Engenharia Mecânica.

Av. BPS, 1303 - Cx. Postal 50, CEP 37500-000, Itajubá - MG

E-mail: costa@iem.efei.br

Resumo

O processo de corte por plasma a ar comprimido tem sido um dos processos mais utilizados dentro os processos de corte térmicos aplicados aos materiais ferrosos principalmente para espessuras inferiores a 25 mm. Apesar de suas vantagens a utilização deste processo normalmente gera defeitos superficiais de inclinação da superfície cortada (ortogonalidade) necessitando muitas vezes operações de retrabalho. Tais operações tem suas complicações em função dos efeitos metalúrgicos ocasionados na formação da zona térmicamente afetada (ZTA) pela grande geração de calor na superfície. Desta forma este trabalho tem como objetivo principal a determinação, através do Projeto e Análise de Experimentos, das influências principais das variáveis do processo de corte por plasma a ar comprimido na formação da ortogonalidade e da extensão e nível de dureza da ZTA em chapas de aço SAE 1045. As variáveis estudadas foram a pressão do ar comprimido, o nível de corrente, a velocidade de corte e a distância tocha-peça cujos efeitos, analisados permitem conseguir passos importantes em direção a melhoria da qualidade na utilização do processo.

Palavras-chave: Corte por plasma; Projeto de experimentos; Qualidade superficial de corte; Otimização de processos.

1. Introdução

O processo de corte por plasma se destaca dentre os processos térmicos por apresentar uma alta qualidade associada a uma boa produtividade. No sentido de melhor adequar o processo à novas utilizações evitando retrabalhos posteriores as operações de corte, pesquisas tem sido realizadas no sentido de melhor caracterizar a influência das variáveis do processo, associadas à qualidade de corte no que tange, principalmente, aos efeitos geométricos e metalúrgicos da superfície cortada. Com relação aos efeitos geométricos, vários fatores tem sido analisados como, por exemplo, a ortogonalidade da superfície de corte, o acabamento superficial, a perda de material, a formação de escória. Dentre os trabalhos relacionados a estes aspectos destacam-se os descritos por Harris (1987), Matsumoto (1988), Manohar (1994), Mont'Alvão (1997). Sob o ponto de vista metalúrgico normalmente as análises se concentram nos efeitos oriundos da zona térmicamente afetada (ZTA) caracterizados pelo nível de dureza, formações de trincas, bem como, nos efeitos térmicos sobre as peças cortadas, tais como, deformações térmicas e tensões residuais como descritos por Mawson (1983), Harris (1987), Matsumoto (1988) e Manohar (1994). Os aspectos superficiais da zona de corte, como aqueles relacionados as oxidações superficiais sob diferentes tipos de gases de plasma aplicados a diferentes materiais, também se revestem de grande importância no desenvolvimento do processo sendo encontradas informações em trabalhos de Mawson (1983) e Manohar (1994).

Mais recentemente o corte por plasma a ar comprimido tem sido utilizado em larga escala no ambiente industrial, principalmente para espessuras inferiores a 25 mm, em função de menores custos de equipamento e do fator operacional do processo. Entretanto, de uma maneira geral, a qualidade de corte auferida por este processo é inferior à obtida pelo processo convencional de plasma, principalmente aquelas relacionadas a inclinação da superfície cortada além de uma maior rugosidade superficial. Para uma melhor utilização deste processo, esforços tem sido feitos no sentido de obter, dentro de sua faixa de utilização, uma qualidade de corte superior. Para isto um melhor conhecimento da influência de suas variáveis na qualidade final do corte se torna necessário tanto sob o ponto de vista dos fatores geométricos como dos fatores metalúrgicos, sendo este o objetivo central deste trabalho.

2. Definição dos parâmetros de análise

No processo de corte a ar comprimido muitas variáveis influenciam no processo e, conseqüentemente, na qualidade final da superfície cortada. Como fatores principais de qualidade de corte destacam-se para este processo, a ortogonalidade gerada na superfície bem como a extensão e nível de dureza da zona térmicamente afetada (ZTA). A ortogonalidade normalmente surge em função do movimento helicoidal do gás de plasma gerando, em consequência, inclinações em ambas as superfícies cortadas. Dependendo do movimento da tocha, observa-se que um dos lados do corte apresenta menor inclinação que o outro, sendo o primeiro considerado como superfície de trabalho e o outro como refúgio (Benedict, 1987). Com relação a ZTA, a mesma surge em função da grande imposição de calor e seu nível de endurecimento será função das transformações metalúrgicas oriundas das variáveis utilizadas. Para analisar a influência das variáveis no estudo em questão, foi feito um estudo de causa e efeito baseado em trabalhos de Manohar (1994),

Thomas (1979), Slee (1979), Matsumoto (1988), Mawson (1983) e Harris (1987), cujo resultado mostrado na Fig. (1), permite correlacionar os parâmetros influentes na ortogonalidade e efeitos na ZTA.

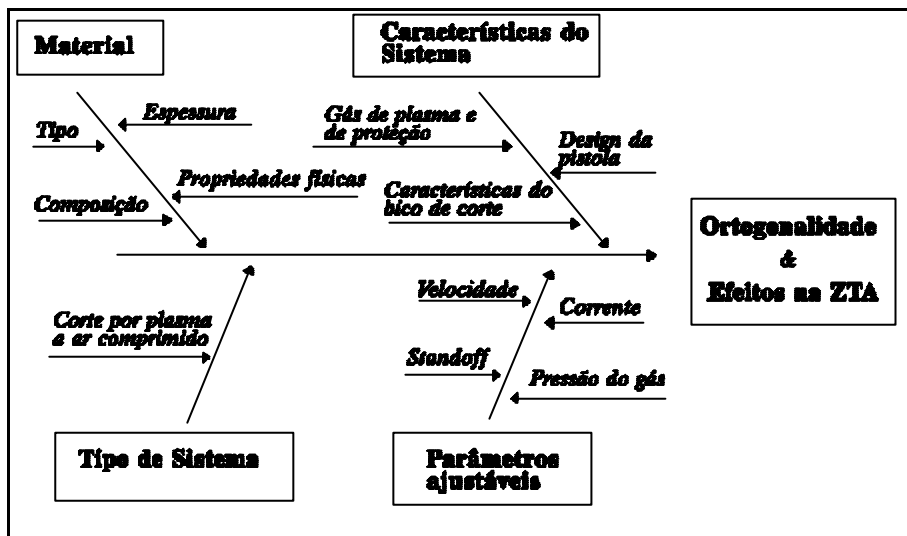


Figura 1. Diagrama causa-efeito dos parâmetros influentes na qualidade do corte.

Baseado neste estudo optou-se em trabalhar com os parâmetros ajustáveis velocidade de corte, pressão do gás, distância tocha-peça (standoff), nível de corrente e verificar suas influências na ortogonalidade superficial e extensão e nível de dureza da ZTA originada pelo corte. Os demais parâmetros foram considerados fixos para todos os testes. Como técnica de análise utilizou-se a ferramenta estatística Projeto e Análise de Experimentos que, segundo Neto et. al. (1995), possibilita um número reduzido de experimentos com o número máximo de informações sobre os efeitos da combinação de variáveis significativas controláveis de um dado processo sobre determinada(s) resposta(s) de interesse. Tal técnica permite identificar o efeito de determinados fatores (variáveis) em uma superfície de resposta, dentro de uma superfície de contorno pré-estabelecida, utilizando um número reduzido de experimentos. Muitas das vantagens relativas desta técnica aplicadas a otimização de processos tem sido largamente discutidas na literatura nos mais diversos campos da engenharia, como por exemplo, na usinagem, materiais, soldagem entre outros. De destaque vale mencionar os trabalhos de Gunaraj et. al. (2000) e Antony (2000).

3. Procedimento experimental

De acordo com o mencionado, o processo estudado apresenta quatro variáveis controláveis que influenciam na qualidade geométrica e metalúrgica da superfície cortada. Como superfície de resposta considerou-se que um mínimo de ortogonalidade gerada associada a uma menor ZTA e com baixo nível de endurecimento seria o objetivo central. O projeto de experimento adotado foi um planejamento fatorial fracionado em dois níveis do tipo 2^{4-1} , sendo que cada variável foi testada em um nível inferior (-) e outro superior (+). Com o objetivo de determinar a significância estatística dos valores encontrados para os efeitos das variáveis e os efeitos de suas interações, o experimento foi repetido (replicado) por mais uma vez. Os níveis das variáveis foram escolhidos em função de indicações do fabricante do equipamento de corte (Plasmarc – White Martins), de resultados obtidos por Mont’alvão (1997) e de alguns testes preliminares realizados, sendo definidos de acordo com a Tab. (1).

Tabela 1: Variáveis estudadas e seus níveis

| Fator | Nível inferior (-) | Nível superior (+) |
|-----------------|-------------------------|-------------------------|
| Distância (L) | 3.0mm | 4.5mm |
| Pressão (P) | 5.3 kgf/cm ² | 7.1 kgf/cm ² |
| Corrente (I) | 62.5 A | 70 A |
| Velocidade (vc) | 12.4 cm/min | 23.1 cm/min |

O banco de ensaios foi constituído basicamente de um compressor (ar comprimido), tocha (bico de corte), carrinho elétrico com controle de velocidade, trilho, mesa suporte, fonte de tensão, manômetro, calços para o controle da distância

bico-peça de 3,0 mm e 4,5 mm e a mesa de corte, conforme ilustrado na Fig. (2). Foi utilizado uma fonte com capacidade para cortes de até 25 mm de espessura. Os corpos de prova foram definidos nas dimensões 50 mm de largura, 100 mm de comprimento e 15,9 mm de espessura sendo que os cortes para testes foram realizados ao longo do comprimento. Foram utilizadas chapas de aço ABNT 1045 com o objetivo de permitir uma melhor caracterização da influência metalúrgica no corte e permitir comparações com outros trabalhos realizados por Mont’alvão (1997) para aços ABNT 1020 em futuros trabalhos. O diâmetro do bico de corte empregado foi definido em 1,32 mm seguindo recomendações do fabricante.

Os experimentos realizados foram delineados de acordo com matriz de planejamento da experimentação gerada por um “*software comercial*” e mostrada na Tab. (2). A coluna execução é subdividida em duas colunas (primeira e segunda experimentação ou replicagem) e indica a ordem de execução dos ensaios. A coluna ensaio, refere-se a cada uma das 8 diferentes condições experimentais geradas pela matriz de planejamento. O sinal (+) significa que a variável se encontra no nível superior e o sinal (-) que se encontra no nível inferior de acordo com o descrito na Tab. (1).

Após o corte, as superfícies foram analisadas sob o ponto de vista geométrico e metalúrgicos. Como critério de avaliação das condições geométricas das superfícies cortadas foi considerada a ortogonalidade. O procedimento para investigação desta ortogonalidade se deu primeiramente com a usinagem de duas faces perpendiculares dos corpos de prova. Posteriormente com o auxílio de um goniômetro mediu-se a inclinação da face cortada em relação à outra adjacente, nos três pontos, a partir da extremidade inicial das amostras 20, 50 e 80 mm conforme mostrado na Fig. (3).

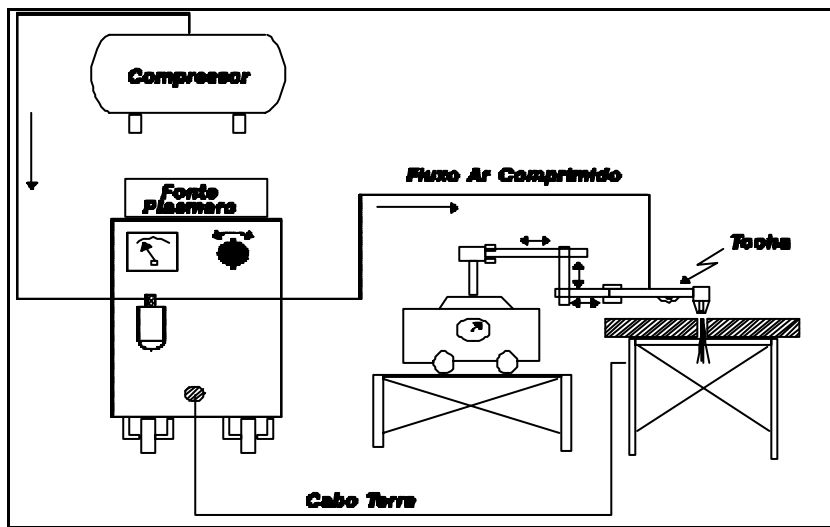


Figura 2: Bancada de ensaios

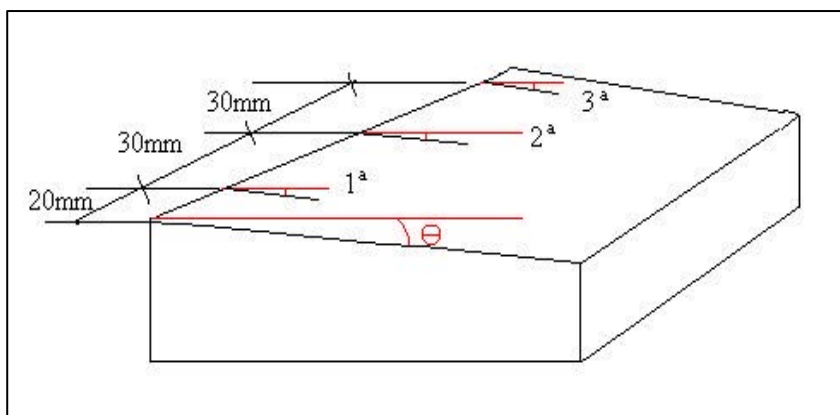


Figura 3: Ilustração do esquema de medição da ortogonalidade.

Para a avaliação da ZTA cada corpo de prova foi seccionado a frio a 10 mm da extremidade final para a retirada de uma área transversal. Após esses procedimentos as amostras foram embutidas, preparadas (lixadas e polidas) e atacadas com nital a 2%. A seguir a superfície atacada foi fotografada com uma câmera digital sendo, a área termicamente afetada, determinada com auxílio do software Auto CAD-14.

Para uma melhor caracterização da micro dureza na superfície cortada foram feitas três impressões, separadas de 4mm uma da outra. As mesmas foram repetidas para cinco profundidades cuja localização dos pontos a partir da extremidade foi de 0.25 mm para o primeiro de 0.5 mm para o segundo, e depois com incremento de 0,5 mm até a profundidade de 2,0 mm, conforme mostrado na Fig. (4).

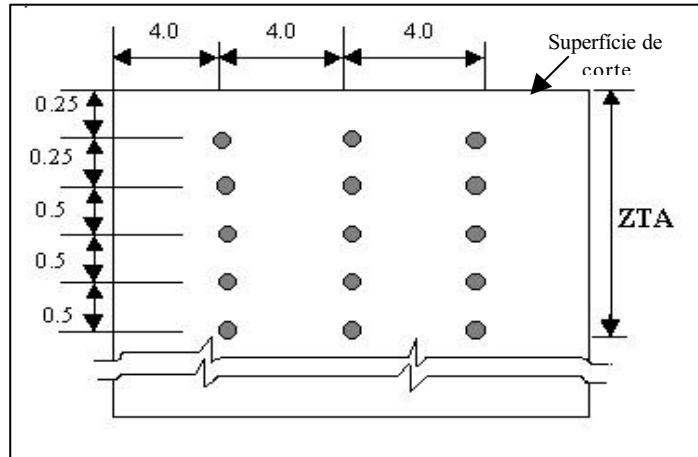


Figura 4: Medições de dureza ao longo da ZTA.

4. Resultados obtidos

A Tab. (2) mostra a sequência de execução dos experimentos, os ensaios realizados e os resultados obtidos os resultados obtidos, nos dois blocos de experimentos, para a ortogonalidade, área e dureza da ZTA. É importante destacar que tanto para os valores de ortogonalidade quanto os de dureza, os resultados são apresentados como sendo os valores médios obtidos de acordo com metodologias mostrados na Fig. (3) e Fig. (4).

Tabela 2: Matriz de experimentação e resultados obtidos.

| Execução | | Ensaio | | | | Resultados Obtidos | | | | | |
|----------|-----|--------|---------------------|------|--------|--------------------|------|-----------------|-------|------------|-----|
| | | L | P | I | vc | Ortogonalidade | | Área ZTA | | Dureza ZTA | |
| | | mm | Kgf/cm ² | Amps | cm/min | ° | | mm ² | | Hv | |
| 1.1 | 1.2 | - | - | - | - | 3.17 | 2.17 | 23.23 | 23.38 | 288 | 284 |
| 2.1 | 2.2 | + | - | - | + | 1.30 | 2.06 | 25.12 | 26.12 | 302 | 295 |
| 3.1 | 3.2 | - | + | - | + | 2.34 | 2.06 | 25.83 | 25.79 | 302 | 290 |
| 4.1 | 4.2 | + | + | - | - | 3.72 | 4.25 | 25.33 | 23.84 | 315 | 295 |
| 5.1 | 5.2 | - | - | + | + | 2.67 | 2.20 | 27.88 | 28.59 | 322 | 341 |
| 6.1 | 6.2 | + | - | + | - | 3.58 | 3.80 | 24.54 | 24.24 | 301 | 309 |
| 7.1 | 7.2 | - | + | + | - | 3.83 | 3.50 | 26.93 | 26.59 | 309 | 306 |
| 8.1 | 8.2 | + | + | + | + | 2.55 | 3.20 | 21.09 | 23.04 | 335 | 320 |

Para a análise dos resultados utilizou-se um “software” comercial, considerando-se um nível de significância (α) igual a 5%, sendo portanto a confiabilidade dos resultados de 95%. A Tab. (4) mostra os efeitos principais obtidos para o experimento considerando as interações de até 2ª ordem. Para o cálculo do erro experimental foi utilizado o método da variância. Após calculado os efeitos principais e de interação, bem como o erro experimental, deve-se, então, realizar o teste de significância dos efeitos. Multiplicando-se o erro padrão pelo erro experimental dos efeitos, obtém-se, assim, o intervalo de confiança do experimento. Através deste é possível identificar os fatores significativos do processo, sendo que na Tab. (4) os mesmos estão delineados em negrito.

Tabela 4: Estimativa dos efeitos para a micro dureza média e ortogonalidade com seus respectivos erros padrão com 14 graus de liberdade.

| Fatores | Efeitos | | |
|---------------|--------------------------|---------------------------|-------------------------|
| | Ortogonalidade | Extensão ZTA | Micro Dureza |
| Média | 2,9 +/- 0,1105 | 25.0962 +/- 0.1820 | 307,188 +/- 2,235 |
| L | 0,315 +/- 0,2211 | -1.8625 +/- 0.3640 | 3.875 +/- 4,470 |
| P | 0,5625 +/- 0,2211 | -0.5825 +/- 0.3640 | 3,625 +/- 4,470 |
| I | 0,5325 +/- 0,2211 | 0.5325 +/- 0.3640 | 21,375 +/- 4,470 |
| vc | -1,205 +/- 0,2211 | 0.6725 +/- 0.3640 | 12,625 +/- 4,470 |
| L*P | 0,1825 +/- 0,2211 | -1.0975 +/- 0.3640 | 10,625 +/- 4,470 |
| L*I | -0,0825 +/- 0,2211 | -2.4075 +/- 0.3640 | -7,125 +/- 4,470 |
| L*vc | -0,355 +/- 0,2211 | -1.3175 +/- 0.3640 | -4,375 +/- 4,470 |
| Bloco | 0,01 +/- 0,2211 | 0.205 +/- 0.3640 | -4,125 +/- 4,470 |
| Erro padrão | 2,36531 (7 graus lib) | 2,36531 (7 graus lib) | 2,36531 (7 graus lib) |
| Significância | +/- 0,5230 | +/- 0,8610 | +/-10,5729 |

4.1 Análise do efeito do corte na ortogonalidade

Dos resultados da Tab. (4) verifica-se que a variável velocidade de corte é a mais significativa. A seguir pressão e corrente também se mostraram significativos. Observa-se que nenhuma das interações apresentaram resultados significativos.

A Fig. (5) mostra os efeitos principais das variáveis em estudo relativas a ortogonalidade do corte. Observa-se desta figura que o aumento dos níveis distância tocha-peça, pressão do gás e corrente aumenta o valor numérico da superfície da resposta, o que significa um distanciamento do ponto ótimo para a ortogonalidade, que foi considerado de 0 graus. O oposto ocorre com a velocidade de corte sendo que um acréscimo em seu valor permite reduzir o valor numérico da superfície de resposta, otimizando desta forma o corte obtido. Efeito similar com relação a velocidade de corte foi observada por Harris (1987) analisando superfícies de menor qualidade (lado de refugo) em aços C-Mn e aços inoxidáveis.

A provável explicação para a influência mais significativa da velocidade de corte é o fato da concentração excessiva de calor associado ao modo de alimentação helicoidal do gás gerando uma transferência mais efetiva de energia ao bordo do corte quando a velocidade é pequena. Com o aumento desta velocidade com certeza haverá uma melhor distribuição desta energia, diminuindo, provavelmente, a atuação da pressão do gás na formação do ângulo de inclinação conduzindo a obtenção de melhores efeitos na seção cortada. Vale ressaltar que tais resultados correspondem apenas a superfície de contorno estudada. Portanto, poderia se considerar que em termos de ortogonalidade superficial do corte a melhor condição é gerada pela manutenção dos parâmetros distância tocha-peça, pressão do gás e corrente no nível inferior (-) e a velocidade de corte no nível superior (+).

4.2 Interpretação dos resultados do efeito do corte sobre a extensão da ZTA.

Pelos resultados mostrados na Tab. (4), o fator distância e suas interações com a pressão do gás, corrente e velocidade de corte se mostraram significativos. A interação distância * corrente se mostrou a mais significativa, seguida do fator distância, da interação distância * velocidade de corte e distância * pressão sucessivamente. Com relação ao fator distância tocha-peça nota-se pela influência dos efeitos, Fig. (6), que um aumento em seu nível dentro da superfície de contorno estudada (3,0 mm a 4.5 mm) reduz, em consequência, o valor numérico da superfície da resposta, o que significa uma aproximação do valor ótimo para a extensão da ZTA. A explicação para tal pode se basear no fato de que o arco formado a partir da tocha assume um formato cônico, possuindo um comprimento ótimo de corte. Tal comprimento, provavelmente, se situa dentro da superfície de contorno estudada. Entretanto, o aumento excessivo da distância tocha-peça conduziria, com certeza, a partir de algum nível superior a 4.5 mm o aumento da extensão da ZTA, provocando um espalhamento do arco e diminuindo a ação efetiva de corte.

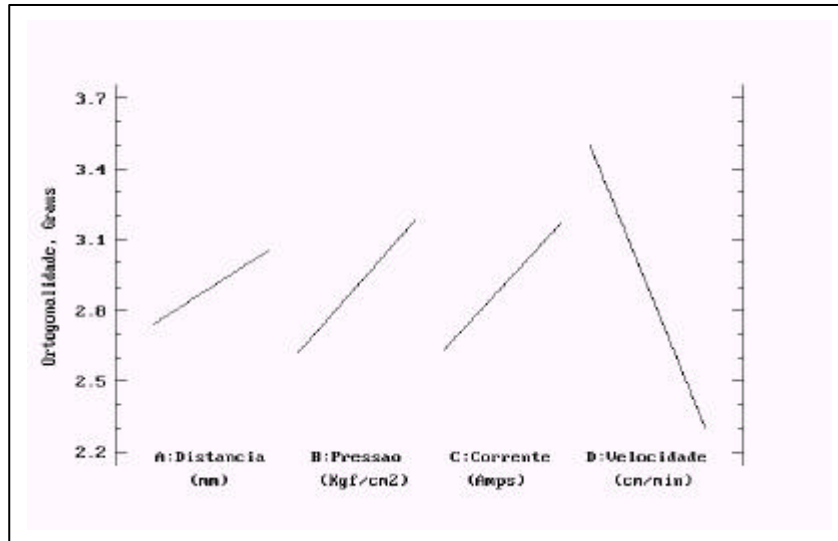


Figura 5: Gráfico dos efeitos principais para a ortogonalidade.

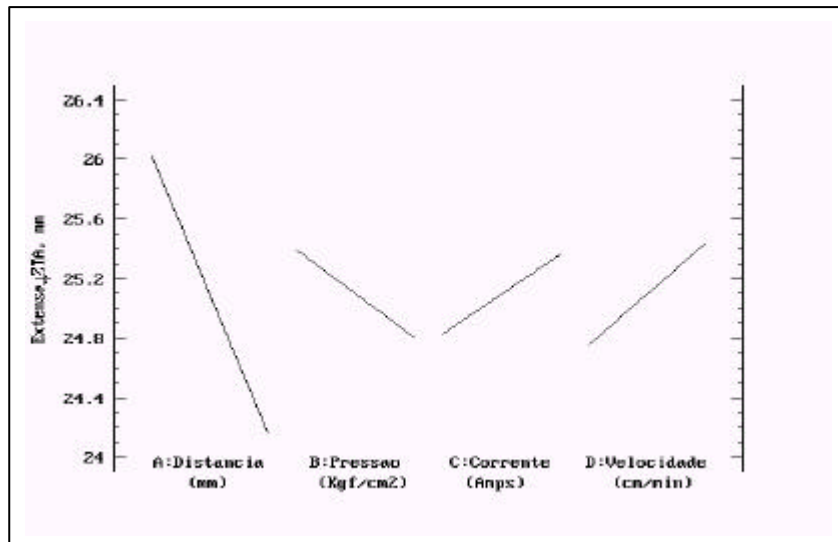


Figura 6: Efeito dos parâmetros na extensão da ZTA.

Com relação as interações entre a distância e os outros fatores, observa-se que a mais significativa foi a interação da distância com a corrente. Através da eliminação de efeitos não significativos é possível estabelecer a resposta estimada para esta interação como mostra a Fig. (7). De sua análise é possível verificar que melhores resultados para o processo em questão são obtidos para utilizações do fator distância e corrente em seus níveis máximos. Seguindo a mesma forma de análise, das interações significativas L*P e L*vs, as menores ZTA's geradas são obtidas com pressões, velocidades e distâncias bico-peça em seus níveis superiores. É interessante observar que os fatores corrente e velocidade estão diretamente relacionados a energia imposta a peça de trabalho. No caso da corrente, é de se esperar que um aumento em seu nível conduza a um aumento do nível de energia imposto à peça e, em conseqüência, a uma maior extensão da ZTA. Os resultados gerados mostraram o oposto. O que deve ocorrer é que no caso da distância e da pressão serem mantidos em seus níveis máximos, provavelmente a ação dos gases de expulsão deve gerar um resfriamento do arco cortante e provavelmente uma redução do nível de energia imposta. Entretanto, tal suposição mereceria um estudo mais detalhado. No caso da velocidade, um aumento de seu nível reduz a energia imposta à peça, gerando uma diminuição extensão da ZTA formada, como era de se esperar.

Baseado nestes resultados pode-se perceber que a menor extensão da ZTA pode ser obtida com a manutenção da distância tocha-peça, corrente, velocidade e pressão do gás em seus níveis máximos.

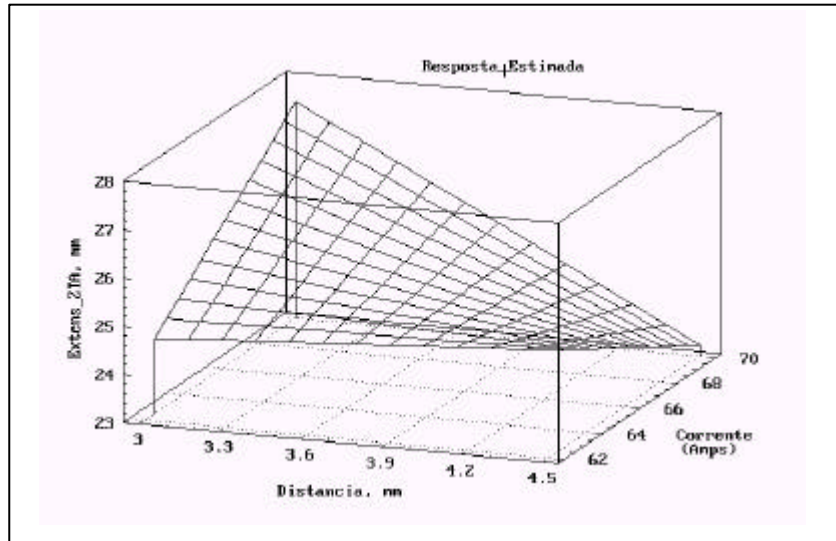


Figura 7: Resposta estimada para interação L*I na extensão da ZTA.

4.3 Interpretação dos efeitos do corte na dureza média da ZTA

Nota-se dos resultados obtidos na Tabela 4 que o fator corrente destaca-se como o mais representativo e um aumento do seu nível gerou, em consequência, uma elevação no valor da dureza média da ZTA, distanciando assim de um corte de melhor qualidade sob o ponto de vista metalúrgico. Observa-se, também, que o fator velocidade de corte se mostrou significativo porém em menor importância que o fator corrente. O acréscimo da velocidade de corte conduz a um aumento da dureza da ZTA. Entre as interações, nota-se que a interação entre os fatores distância tocha-peça e pressão do gás (L*P) se mostrou exatamente no limite de significância. A Fig. (8) mostra a influência desta interação no nível de dureza média na zona térmicamente afetada.

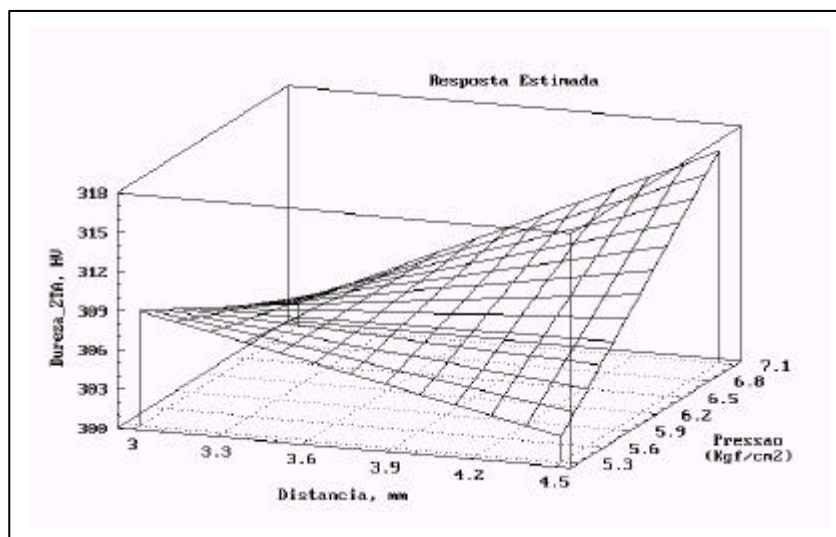


Figura 8: Resposta estimada para interação L*P na dureza média da ZTA.

Através da análise da interação L*P observa-se na Fig. (8) que a utilização da distância em seu nível inferior (3 mm) associado a pressão em seu nível superior (7.1 kgf/cm²) permite obter reduções substanciais do nível de dureza média na ZTA. Ao mesmo tempo a utilização da distância em seu nível superior (4.5 mm) mantido a pressão mínima resulta também em baixos níveis de dureza na ZTA como mostrado na mesma figura. Observa-se também da Fig. (8) que a pressão é mais

sensível do que a distância tocha-peça. Desta forma parece ser mais prudente a utilização da pressão em seu nível mínimo associado a uma maior distância da tocha, muito embora a distância apresente pouca influência na variação do nível de dureza.

Baseado nestes resultados pode-se perceber que a menor alteração de dureza da ZTA pode ser obtida com a manutenção da corrente, velocidade e pressão do gás em seus níveis inferiores e distância em seu nível superior.

5. Conclusões

Com base nos resultados obtidos e analisados, é possível através da análise da influência dos parâmetros melhorar o nível de qualidade das superfícies geradas. As condições para a melhoria de ortogonalidade, extensão e dureza de ZTA foram estabelecidas. Entretanto não parece ser possível, em função da influência dos parâmetros, gerar uma condição única de ajuste dos parâmetros que permitisse obter um corte perfeito, caracterizado por uma menor ortogonalidade superficial associada a uma pequena extensão de ZTA com um nível mínimo de endurecimento. Poderia-se entretanto aproximar-se de uma solução ideal. Em termos de qualidade de corte, a superfície de resposta ortogonalidade parece ser o mais importante em termos de critério de aceitação no ambiente industrial. Dentre os parâmetros influentes na ortogonalidade a corrente se mostrou como o mais significativo. Como para a extensão da ZTA se observou uma tendência oposta de comportamento dos parâmetros daquela observada para a ortogonalidade, poderia-se concluir que, de acordo com a superfície de contorno analisada neste trabalho, as melhores condições para o corte seriam aquelas geradas pela utilização dos parâmetros corrente, pressão do gás e distância mantidos em seu nível mínimo e a velocidade de corte em seu nível superior. Esta regulagem dos parâmetros permitiria gerar um corte com uma menor ortogonalidade associada a uma maior extensão da ZTA porém com um nível de endurecimento menor.

6. Lista de referências

- Antony, J., 2000, "Improving the Manufacturing Process Quality and Capability using Experimental Design: a Case Study", *International Journal of Production Research*, vol. 38, no. 12, pp. 2607 – 2618.
- Benedict, G.F., 1987, "Nontraditional Manufacturing Processes", New York - Marcel Dekker, Inc., pp. 333-348.
- Gunaraj, V. and Murugan, N., 2000, "Prediction and Optimization of Weld Bead Volume for the Submerged Arc Process – Part 1", *Welding Journal*, pp. 286s – 294s.
- Harris, I.D. and Lucas, W., 1987, "Improved Cutting Performance from the Addition of Water to the Plasma Gas in Plasma Arc Cutting", *Welding Institute Members Report*, pp. 3 – 11.
- Manohar, M. and Snyder II, J.P., 1994, "Dross Formation during Plasma Arc Cutting of Steels", *Welding Journal*, november, pp. 45 – 51.
- Matsumoto, J., 1988, "Effects of Plasma Cut Surfaces on the Quality of Aluminium Alloy Welds", *Welding International*, no. 4, pp. 322 – 342.
- Mawson, M., 1983, "Thermal Cutting in Fabrication", *Metal Construction*, pp. 444 – 447.
- Mont'alvão, C. A., 1997, "Determinação dos Fatores Significativos do Processo de Corte por Plasma a Ar Comprimido através da Utilização do Projeto e Análise de Experimentos", *Dissertação de Mestrado, EFEI, Itajubá*.
- Neto, B.B., Scarmínio, I.S. and Bruns, R.E., 1995, "Planejamento e Otimização de Experimentos", Editora da Universidade Estadual de Campinas.
- Slee, B., 1979, "The Economics of NWI Plasma Arc Cutting", *Metal Construction*, pp. 549 – 553.
- Thomas, H. and Goldberg, F., 1979, "Recommendations Concerning the Quality of Thermal Cut Surfaces in Steel Structures Subjected to Fatigue Loading", *Welding in the World*, vol. 17, no. 7/8, pp. 192 – 194.

OPTIMISATION OF THE CUT SURFACE QUALITY OF A STEEL ABNT 1045 USING AIR PLASMA CUTTING PROCESS

In this work the effect of cutting speed, stand off, gas pressure and current on the assessment of cut quality applied to plates of SAE 1045 steel using an Air Plasma Cutting Process were evaluated. To reach the objectives the study was divided in two parts. In the first one a technique based on Design of Experiments was used to assess the effects of these variables on the angle of the cut face from the vertical, width and the hardness level of the Heat-Affected Zone (HAZ).

The results allowed to determine the best combination of parameters level in order to optimise the response values. From the point of view of the angle of the cut face the best condition was obtained from the use of current, gas pressure and standoff on the minimum level and cutting speed on the maximum level. For the HAZ extension, the use of all parameters on its maximum level allowed to obtain the best results. Meanwhile, the minimum hardness average level was obtained by the use of all parameters on its minimum level.

Keywords. Air plasma cutting, Design of experiments, Process

AValiaÇÃO DO REFINO E DO REVENIMENTO DA ZAC NA SOLDAGEM DO AÇO ABNT 4140 PELA TÉCNICA DA DUPLA-CAMADA**Jesualdo Pereira Farias**

Universidade Federal do Ceará, Rua Amarílio Cartaxo, 700-Dunas, CEP-60181-550, Fortaleza-CE, tel (85) 2622252, e-mail jpf@truenet-ce.com.br.

Willys Machado Aguiar

Centro Federal de Educação Tecnológica do Ceará, Rua Joaquim Nabuco, 2576-Apt° 202-Dionísio Torres, CEP-60.125-121, Fortaleza-CE, tel (85) 2610262, e-mail Willys@fortalnet.com.br

Resumo. *Avalia-se o grau de refino e revenimento na região grosseira da zona afetada pelo calor (ZAC-GG) da primeira camada (região mais problemática), proporcionado pelo uso da técnica da dupla-camada, na soldagem do aço ABNT 4140, com diferentes relações de energias entre as camadas. A metodologia empregada consiste na realização do teste de Higuchi para orientar a escolha das relações de energias entre as camadas, da soldagem com simples depósito (camada única) para verificar o efeito dos passes laterais sobre o grau de refino e revenimento na ZAC da primeira camada e da soldagem em dupla-camada para avaliar o efeito das diferentes relações de energias selecionadas no refino e revenimento da ZAC-GG da primeira camada. Os melhores resultados são conseguidos com o emprego das relações de 1:1 e 1:2, com baixo aporte de calor na primeira camada.*

Palavras chaves: aço ABNT 4140. Soldagem. Dupla-camada, ZAC.

1 INTRODUÇÃO

A crescente substituição, na indústria, de aços carbono por aços baixa liga, tem motivado a pesquisa de procedimentos de soldagem que eliminem o tratamento térmico pós-soldagem (TTPS) o qual faz parte do procedimento convencional de soldagem destes aços. O desejo da eliminação do TTPS se deve ao seu custo elevado ou mesmo à impossibilidade de realização do mesmo em determinadas condições (estruturas de grande porte, montagem ou reparo no campo, etc). Henke et al, 2000, cita que a técnica da dupla-camada tem sido estudada desde a década de 60, inicialmente com o objetivo de evitar trincas de reaquecimento, mais tarde com o objetivo de eliminar o TTPS, entretanto, ainda não existem procedimentos normalizados para os diversos tipos de aços, impedindo a sua ampla utilização na indústria, visto que a necessidade de um rigoroso controle das energias de soldagem entre as camadas não condiz com a realidade da soldagem no campo. Este controle das energias entre as camadas tem um papel muito importante no refino e no revenimento da zona afetada pelo calor (ZAC) da primeira camada. Esta zona se constitui como a mais problemática, em função da formação de martensita, que associada com tensões de tração e com a presença de hidrogênio, pode vir a trincar. Vários trabalhos (Bueno, 1999; Still, 1997 e Still et al, 1998) mostram que a soldagem sem TTPS constitui, portanto, um recurso efetivamente atrativo para os aços baixa liga.

A técnica da dupla-camada consiste em promover uma adequada sobreposição dos ciclos térmicos, de tal forma que a segunda camada promova o refino e o revenimento da ZAC-GG da primeira camada. A sobreposição adequada deve satisfazer as condições abaixo como podem ser visualizadas na da Figura 1.

$$\text{a) } PZM_2 > PZD_1 \quad (1)$$

Onde:

PZM_2 = profundidade da zona macia da segunda camada;

PZD_1 = profundidade da zona dura da primeira camada.

$$\text{b) } PZD_2 < R_1 + P_1 \quad (2)$$

Onde:

PZD_2 = profundidade da zona dura da segunda camada;

R_1 = reforço da primeira camada;

P_1 = penetração da primeira camada.

O atendimento da primeira condição faz com que o calor contido nesta faixa da ZAC da segunda camada refine e revina a zona dura da primeira camada, enquanto o atendimento da segunda condição garante que a zona dura da primeira camada não vai ser retemperada. Neste caso, a zona fundida da primeira camada é quem vai ser austenitizada, proporcionando uma recristalização e formação de alguma martensita que, devido ao baixo teor de carbono não apresenta uma dureza elevada.

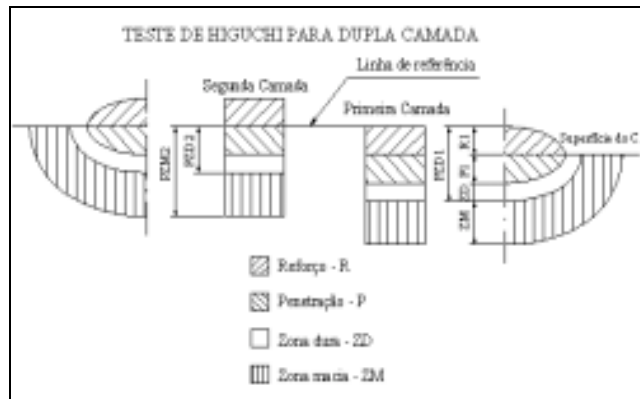


Figura 1- Superposições das camadas.

Vários trabalhos (Bueno, 1999; Niño et al, 1995 e Teixeira et al, 1992) mostram que os principais parâmetros a serem observados para a obtenção de sucesso no uso da técnica da dupla-camada são:

- as dimensões do cordão da primeira camada;
- a relação adequada entre as energias de soldagem das camadas;
- o controle da temperatura de preaquecimento e interpasse durante a soldagem;
- a cavidade de reparo suficientemente aberta para permitir um adequado ângulo de ataque do eletrodo.

O teste de Higuchi (1980) tem sido utilizado para fornecer subsídios na escolha das relações de energias mais adequadas para o sucesso da aplicação da técnica.

Bueno (1999), em seu trabalho, utilizando três camadas com 5/5/5 kJ/cm em corpos de prova de aço ABNT 4140 temperado e revenido, obteve valores de tenacidade na ordem de 90 J e 110 J, sem TTPS e com TTPS respectivamente. No referido trabalho, também foi ensaiado corpos de prova soldados com 10/5/5 kJ/cm, obtendo-se 90 J e 108 J, sem TTPS e com TTPS respectivamente, contrariando a literatura que sugere que a energia da primeira camada deve ser menor que a da segunda.

Teixeira et al (1992) também utilizaram a técnica da dupla-camada na soldagem do aço 1Cr-0,5Mo. Neste trabalho, foi avaliada a evolução da dureza na ZAC da primeira camada, onde o máximo valor encontrado foi 300 HV. Também foi avaliado, qualitativamente, o grau de refino da ZAC da primeira camada obtido pelo uso da técnica. O resultado desse trabalho aponta para o sucesso da técnica na soldagem do aço 1Cr-0,5Mo.

Niño et al (1995), aplicando a técnica da dupla-camada no reparo de aços 5Cr-0,5Mo, sugere o uso de três camadas de forma que, a segunda refina a ZAC-GG da primeira e a terceira realiza o revenimento. Neste trabalho, recomenda-se o uso de velocidades de soldagem máximas possíveis com o intuito de evitar o excessivo crescimento de grão da ZAC-GG da primeira camada, bem como, aumentar a sobreposição das isoterms das camadas da solda. A aplicação da técnica no aço 5Cr-0,5Mo foi considerada crítica, pois, embora tenha tido um alto grau de refino na ZAC-GG da primeira camada, a falta de revenimento adequado resultou em dureza elevada e baixa tenacidade na ZAC. Outra sugestão é o aumento da temperatura de preaquecimento para aumentar o grau de revenimento da ZAC.

Henke et al (2000) mostram em seu trabalho que a aplicação da técnica da dupla-camada, em aços CA-6NM, não é recomendada visto que, no teste de Higuchi o tamanho da zona dura (retemperada) é muito superior ao tamanho da zona macia (revenida). Este fato se deve à elevada resistência ao revenido desse aço, assim como à baixa temperatura A_{C1} (630 °C), o que dificulta a redução da dureza em temperaturas mais altas.

2 MATERIAIS E MÉTODOS

Com o objetivo de aplicar a técnica da dupla-camada na soldagem do aço ABNT 4140, sem o TTPS, foi utilizada uma metodologia baseada no trabalho de Bueno (1999). O teste de Higuchi (1980) serviu de base para a escolha de uma relação adequada entre as energias das camadas. Na metodologia foi incorporada a realização de soldagem em camada única com o objetivo de se avaliar o efeito dos passes laterais sobre a microestrutura e dureza da ZAC.

Após a escolha de algumas combinações de energias foram realizadas soldagens em dupla camada sobre corpos de prova em condições de serviço (temperados e revenidos) nos quais foram levantados os perfis de microdureza Vickers afim de que fosse avaliado o grau de revenimento da ZAC da primeira camada. A microestrutura da ZAC da primeira camada foi comparada com a microestrutura obtida na soldagem em simples depósito com cordão isolado para avaliar o grau de refino

proporcionado pela dupla camada.

2.1 Materiais

Os ensaios foram realizados em discos de aço ABNT 4140 com $\phi 150 \times 25$ mm extraídos de barras laminadas a quente, com $\phi 150$ mm, cuja composição química encontra-se na Tabela 1.

Tabela 1- Composição química do metal base (%)

| C | Mn | Si | P | S | Cr | Mo |
|------|------|------|------|------|------|------|
| 0,45 | 0,86 | 0,29 | 0,03 | 0,02 | 1,10 | 0,23 |

O material de adição utilizado foi o eletrodo revestido AWS E8018 B2 cuja composição química do metal depositado, segundo o fabricante, encontra-se na Tabela 2. Este eletrodo foi sugerido por técnicos da Petrobrás, pois é o mesmo utilizado no reparo, por solda, do aço ABNT 4140.

Tabela 2- Composição química do metal depositado (% em peso)

| C | Mn | Si | Cr | Mo |
|------|------|------|------|------|
| 0,08 | 0,90 | 0,60 | 1,00 | 0,50 |

2.2 Métodos

A metodologia foi desenvolvida em três etapas, de forma que a junção dos resultados das duas primeiras etapas possibilitou a escolha dos parâmetros de soldagem utilizados na terceira etapa.

As soldagens para o teste de Higuchi foram realizadas no Posicionador Automático para Soldagem Experimental com Eletrodo Revestido. Já as soldagens para os ensaios de camada única e dupla camada, que retratam uma situação prática de reparo na indústria, foram realizadas por um soldador qualificado pela Petrobrás. A seguir será abordada cada uma das etapas.

2.3 1ª Etapa – Teste de Higuchi

Nesta etapa, foram realizadas soldagens de simples depósitos e cordão isolado, em corpos de prova temperados (austenitizados a 860 °C em banho de sais por 20 minutos e resfriados em óleo). Foram testados quatro níveis de energias de soldagem, cujos parâmetros encontram-se na Tabela 3. Em seguida, foram levantados os perfis de microdureza na seção transversal da ZAC, numa direção perpendicular a superfície do corpo de prova, com o intuito de se levantar os tamanhos das zonas endurecidas e macias, para cada energia de soldagem. No ensaio de microdureza, a carga empregada foi de 100 g e a distância entre as impressões foi igual a 0,2 mm.

Foi medido o reforço e a penetração de cada cordão de solda através de microscópio ótico utilizando-se um aumento de 25x.

De posse dos valores do reforço, da penetração e dos tamanhos das zonas duras e macias construiu-se o gráfico de Higuchi.

Durante a soldagem a temperatura de preaquecimento e interpasse foi mantida entre 250 °C e 300 °C. Valores estes recomendados por Bueno (1999).

Tabela 3- Parâmetros de soldagem do teste de Higuchi

| Corpo de Prova | Corrente eficaz (A) | Tensão eficaz (V) | Veloc. de Soldagem (mm/min) | Diâmetro do eletrodo (mm) | Energia de soldagem (kJ/cm) |
|----------------|---------------------|-------------------|-----------------------------|---------------------------|-----------------------------|
| H5 | 102 | 25,8 | 300 | 2,5 | 5,3 |
| H10 | 103 | 24,8 | 150 | 2,5 | 10,2 |
| H15 | 97 | 25,5 | 100 | 2,5 | 14,8 |
| H18 | 123 | 24,4 | 100 | 3,25 | 18,0 |

2.4 2ª Etapa – Ensaio com Simples Depósito (camada única)

Nesta etapa foi depositada uma camada única de solda em corpos de prova temperados como no teste de Higuchi e revenidos a 200 °C por 1 hora, com o objetivo de verificar o efeito dos passes laterais sobre a microestrutura e dureza da ZAC. Dois corpos de prova foram soldados com dois níveis de energias de soldagem, cujos parâmetros encontram-se na Tabela 4. Foram escolhidas estas duas energias de soldagem apenas para verificar o efeito do aumento da energia de soldagem no refino e revenimento da ZAC-GG. Em seguida, foram feitos os exames metalográficos; a medição aproximada da área da ZAC-GG e seu percentual refinado (medição através do software AUTO CAD 14; e o levantamento do perfil de microdureza para cada situação.

Durante a soldagem a temperatura de preaquecimento e interpasse foi mantida entre 250 °C e 300 °C.

Tabela 4- Parâmetros de soldagem do ensaio de simples depósito (camada única)

| Corpo de Prova | Corrente eficaz (A) | Tensão eficaz (V) | Veloc. de Soldagem (mm/min) | Diâmetro do eletrodo (mm) | Energia de soldagem (kJ/cm) |
|----------------|---------------------|-------------------|-----------------------------|---------------------------|-----------------------------|
| CU5 | 101 | 25,3 | 300 | 2,5 | 5,1 |
| CU10 | 100 | 25,6 | 150 | 2,5 | 10,2 |

2.5 3ª Etapa – Ensaio em Dupla-Camada

Com base nos resultados da primeira etapa, foram realizados ensaios de simples depósito em dupla-camada, com três relações de energia de soldagem entre a primeira e a segunda camada, sobre uma chapa temperada como no teste de Higuchi e revenida a 200 °C por 1 hora. Esta etapa teve como objetivo, encontrar a melhor relação entre essas energias que permita o refino e o revenimento da ZAC-GG da primeira camada pela superposição do ciclo térmico da segunda camada. Os parâmetros de soldagem estão mostrados na Tabela 5.

Para cada combinação de energia entre a primeira e a segunda camada foi levantado o perfil de microdureza para a avaliação do grau de revenimento da ZAC-GG da primeira camada provocado pela segunda camada. Também foi avaliado o grau de refino ocorrido na primeira camada.

Os corpos de prova foram soldados mantendo-se as temperaturas de preaquecimento e interpasse entre de 250 a 300 °C.

Tabela 5- Parâmetros de soldagem para o ensaio de dupla-camada

| Corpo de Prova | | Corrente eficaz (A) | Tensão eficaz (V) | Veloc. de Soldagem (mm/min) | Diâmetro do eletrodo (mm) | Energia de soldagem (kJ/cm) |
|----------------|-----------|---------------------|-------------------|-----------------------------|---------------------------|-----------------------------|
| DC5/5 | 1ª camada | 103 | 25,6 | 300 | 2,5 | 5,3 |
| | 2ª camada | 102 | 25,7 | 300 | 2,5 | 5,2 |
| DC5/10 | 1ª camada | 101 | 25,8 | 300 | 2,5 | 5,2 |
| | 2ª camada | 102 | 25,7 | 150 | 2,5 | 10,5 |
| DC15/5 | 1ª camada | 100 | 25,1 | 100 | 2,5 | 15,0 |
| | 2ª camada | 101 | 25,3 | 300 | 2,5 | 5,1 |

3 DISCUSSÃO DOS RESULTADOS

3.1 Teste de Higuchi

A microestrutura do corpo de prova temperado para realização do teste de Higuchi apresentou faixas claras no sentido da laminação, conforme mostra a Figura 2, caracterizando falta de homogeneização da composição química do aço, apesar do procedimento correto no tratamento térmico de têmpera, citado anteriormente. Estas faixas, após a soldagem, apresentaram-se constituídas de martensita de alta dureza caracterizando uma maior temperabilidade nestas regiões da ZAC. Na ZAC-GG, próximo a zona de ligação, elas não eram tão evidentes, como pode ser visto na Figura 2. Tal fato se deve a maior temperatura atingida nesta região que proporcionou uma maior homogeneização da austenita.

Os perfis de microdureza foram levantados seguindo-se as faixas duras, constituindo assim uma situação mais crítica para o teste de Higuchi, pois implica em zonas duras mais extensas, que avançam na zona macia (ZAC-GF + ZAC-IC +

ZAC-SC), conforme verifica-se na Figura 2.

Os valores do reforço e de penetração para cada energia de soldagem, necessários para a construção dos gráficos de Híghc estão contidos na Tabela 6.

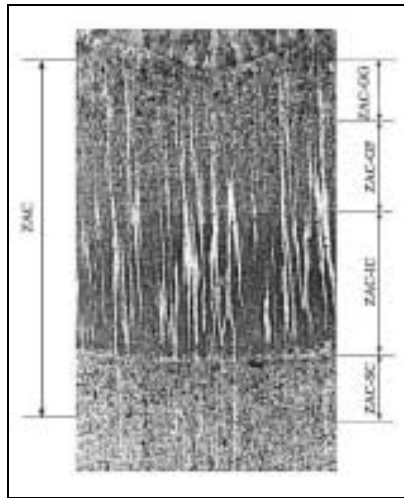


Figura 2- Microestrutura do corpo de prova H15 soldado com uma energia de 15 kJ/cm. Aumento: 15x. Ataque: nital 2%.

Tabela 6- Valores do reforço e penetração

| Corpo de prova | Energia de soldagem kJ/cm | Reforço (mm) | Penetração (mm) |
|----------------|---------------------------|--------------|-----------------|
| H5 | 5 | 1,8 | 1,6 |
| H10 | 10 | 1,8 | 1,4 |
| H15 | 15 | 2,3 | 1,7 |
| H18 | 18 | 2,9 | 1,7 |

Os perfis de microdureza para os quatro níveis de energia empregados estão representados nas Figuras 3 e 4.

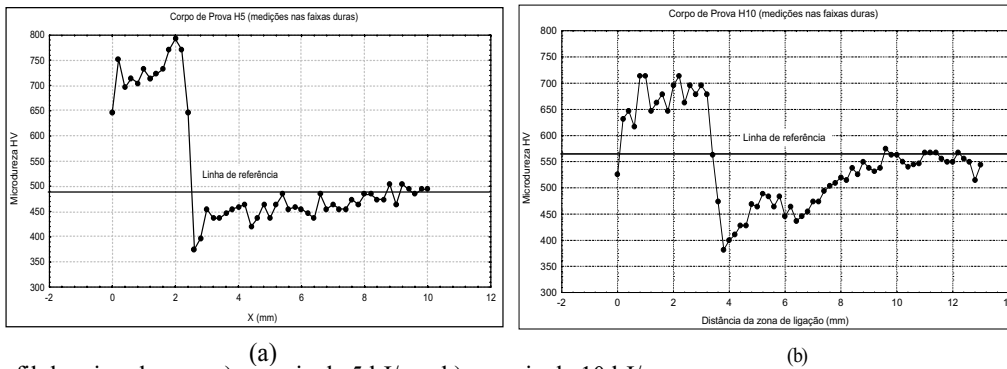


Figura 3- Perfil de microdureza: a) energia de 5 kJ/cm, b) energia de 10 kJ/cm.

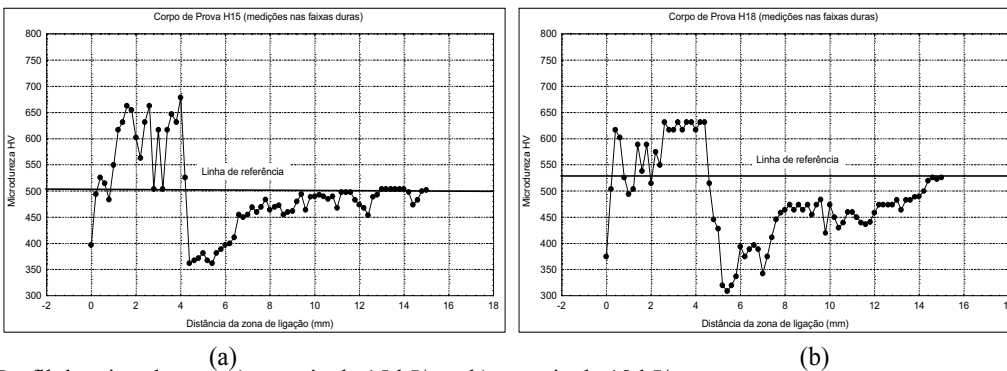


Figura 4- - Perfil de microdureza: a) energia de 15 kJ/cm, b) energia de 18 kJ/cm.

Com base nos perfis de microdureza (Figuras 3 e 4), e nas medidas do reforço e da penetração (Tabela 6), foram construídos os gráficos de Higuchi da Figura 5. Nestes gráficos, R representa o reforço, P a penetração, ZD a zona dura e ZM a zona macia. Em virtude da presença das faixas ricas em martensita (Figura 2) e do levantamento do perfil de microdureza sobre as mesmas, apesar do aumento da energia de soldagem, verificou-se um aumento da extensão das zonas duras e uma diminuição da extensão das zonas macias, conforme mostra a Figura 5.

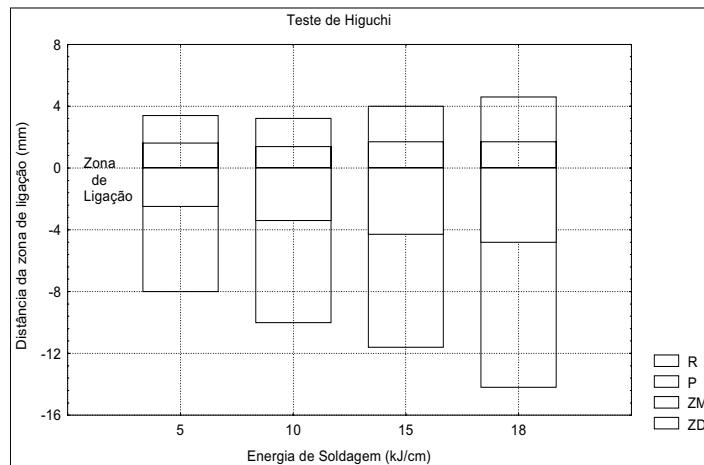


Figura 5- Gráficos de Higuchi.

3.2 Ensaio com Simples Depósito (camada única)

Os passes laterais proporcionaram um refino parcial da ZAC-GG, conforme mostra a Figura 6a. O melhor compromisso entre o que é necessário para aumentar o refino e que é realizável na prática é alcançado com uma sobreposição de 50% entre os passes, proporcionando também uma melhor uniformidade na altura do reforço.

Utilizando-se do software Auto Cad pôde-se medir, aproximadamente, a área total da ZAC-GG da primeira camada de um dos cordões e compará-la com a área desta região que foi refinada pelos passes laterais. Desta forma obteve-se no corpo de prova soldado com a energia de 5 kJ/cm 32% de ZAC-GG refinada. O efeito do revenimento pôde ser constatado pelo perfil de microdureza da ZAC. A Figura 6b mostra os perfis de microdureza dos corpos de prova soldados com cordão isolado e camada única e energia de 5 kJ/cm com medições feitas fora das faixas duras. Nesta Figura, percebe-se que houve uma acentuada diminuição de dureza de pico na ZAC do corpo de prova soldado com camada única (CU5), devido ao revenimento proporcionado pelo calor dos passes laterais, se comparado com o corpo de prova soldado com cordão isolado (H5).

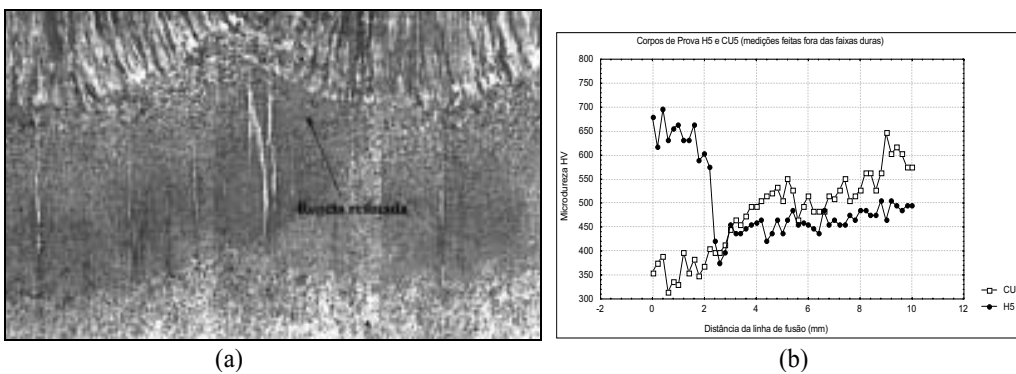


Figura 6-Corpo de prova CU5: a) microestrutura. Aumento: 15x. Ataque: nital 2%, b) perfis de microdureza.

3.3 Ensaio em Dupla-Camada

Nesta etapa, foi avaliado o grau de refino da ZAC-GG e de revenimento da zona dura proporcionado pelo uso da técnica da dupla-camada. Quanto ao grau de refino, entende-se que este deva ser proporcionado pelos passes laterais da primeira camada e pela segunda camada, desde que não haja uma reaustenitização da primeira camada acima de aproximadamente 1100 °C, pois, no resfriamento posterior, proporcionaria a formação de martensita dura e sem revenimento, já que a austenita nesta faixa de temperatura apresenta alta temperabilidade em função de sua maior

homogeneização e elevado tamanho de grão. Esta retêmpera prejudica os objetivos da técnica da dupla-camada. Este fato mostra a importância da condição estabelecida pela Equação 2. Vale ressaltar que, quando se utilizam três camadas, o nível de tenacidade da ZAC da primeira camada tende a ser maior, pois a segunda camada proporciona o refino e um certo grau de revenimento da ZAC-GG da primeira camada e a terceira faz um novo revenimento, conseguindo-se assim um maior nível de amaciamento da ZAC.

O corpo de prova ensaiado com a relação de energia 5/5, Figura 7a, apresentou uma microestrutura mais refinada na ZAC-GG da primeira camada que as combinações 5/10 e 15/5, conforme mostram as Figuras 7b e 7c, respectivamente. A ZAC-GG da primeira camada, da relação de energia 5/5, também foi comparada com a ZAC-GG do cordão isolado com energia de 5 kJ/cm. Nesta comparação o tamanho do grão ABNT na ZAC-GG da solda em cordão isolado se apresentou em torno de TG 4 a TG 5 (Figura 8a), já na ZAC-GG da solda em dupla-camada com relação 5/5, se apresentou com um tamanho de grão ABNT em torno de TG 8 (Figura 8b). Também foi observado que o refino da ZAC-GG não foi total, havendo regiões que preservaram uma granulação grosseira (gerando zonas frágeis localizadas-ZFLs), mas, não tão grossa quanto à das outras relações de energias.

Quanto ao grau de revenimento, os perfis de microdureza (medições fora das faixas duras) mostram a eficácia da técnica da dupla-camada. Em todos os casos houve um amaciamento da zona dura da primeira camada.

O perfis de microdureza dos corpos de prova DC5/5 e DC5/10 (Figuras 9a e 9b) mostraram que apesar do teste de Higuichi ter apresentado $PZD_2 > R_1 + P_1$, no caso maior 0,7 mm para DC5/5 e 1,4 mm pra DC5/10, na prática não houve retêmpera na zona dura da primeira camada. Este fato se deve ao levantamento dos perfis de microdureza sobre as faixas duras, que geram zonas duras mais extensas do que são na realidade.

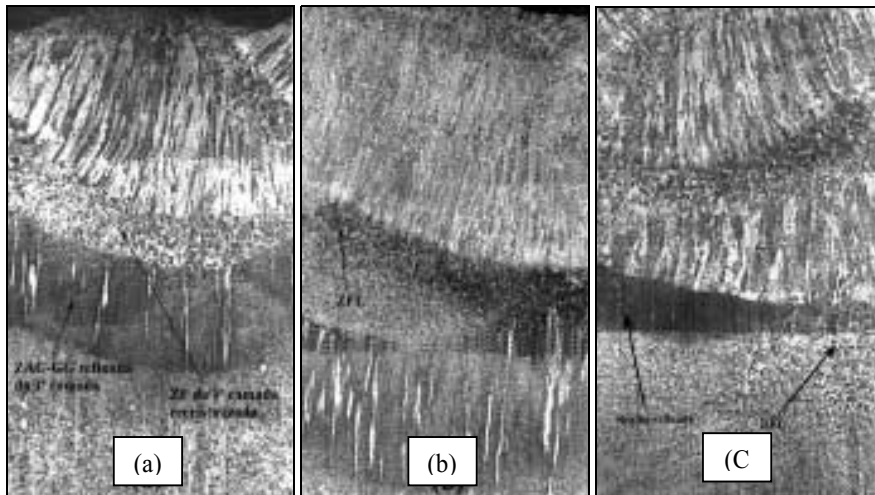


Figura 7- Microestrutura do corpo de prova soldado com dupla-camada: a) corpo de prova DC5/5, b) corpo de prova DC5/10. Aumento: 15x. Ataque: nital 2%.



Figura 8- ZAC-GG: a) do corpo de prova H5, b) da primeira camada do corpo de prova DC5/5. Aumento: 100x. Ataque: nital 2%.

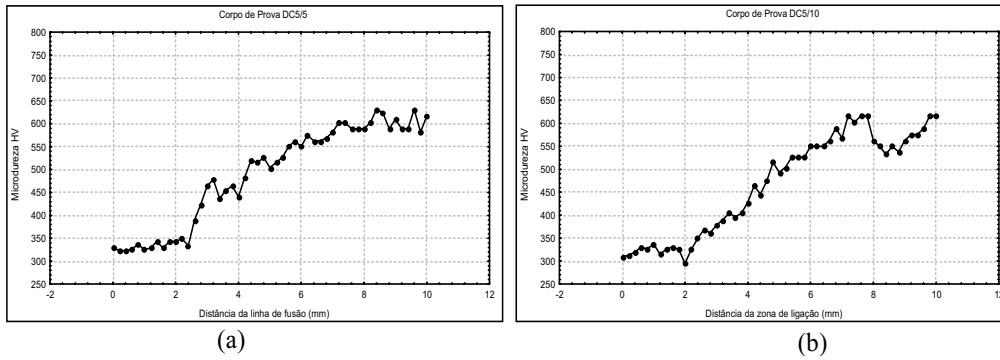


Figura 9- Perfil de microdureza: a) do corpos de prova DC5/5, b) do corpo de prova DC5/10.

No corpo de prova DC15/5, o perfil de microdureza, Figura 10, mostra que não houve retêmpera, como era de se esperar, pois $PZD_2 \cong R_1 + P_1$ neste caso. A segunda camada cumpriu o seu papel de revenimento, mas os passes laterais e a segunda camada não proporcionaram um refino suficiente da ZAC-GG da primeira camada devido a sua grande extensão causada pela alta energia usada na camada inicial como pode ser visto na Figura 7c. Estas regiões de grãos grossos constituem-se em ZFLs de baixa tenacidade.

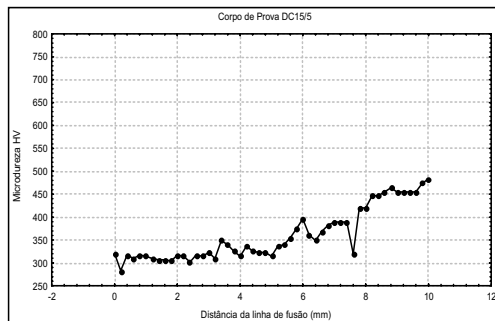


Figura 10- Perfil de microdureza do corpos de prova DC15/5

4 CONCLUSÕES

- No levantamento dos perfis de dureza para a confecção dos gráficos de Higuchi, deve-se considerar a presença de faixas duras alinhadas na direção de laminação.
- Os passes laterais de uma mesma camada, já proporcionam uma considerável redução de dureza da ZAC-GG e um refino parcial da mesma.
- Os resultados obtidos indicam que, a melhor performance da técnica da dupla-camada é alcançada quando se emprega baixo aporte térmico na primeira camada, com relações de 1:1 a 1:2.
- O uso de uma energia muito elevada na primeira camada concorre para um elevado crescimento de grão da ZAC-GG da mesma, dificultando o seu refino pela segunda camada, prejudicando assim a tenacidade da mesma.

5 AGRADECIMENTOS

Os autores agradecem ao CEFET-CE pelo apoio a este trabalho, à Petrobrás pela liberação do soldador, ao ENGESOLDA-UFC pelo apoio laboratorial e à ANP, FUNCAP e CNPq pelo suporte financeiro.

6 REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

BUENO, Eleandro Roberto. Desenvolvimento do Procedimento de Soldagem do Aço AISI 4140 sem Tratamento Térmico Posterior. Florianópolis: UFSC, 1999. 74p.

- HENKE, S. L., NIÑO, C. E., BUSCHINELLI, A. J. A., CORRÊA, J. A. Soldagem Dissimilar do Aço CA-6NM sem Tratamento Térmico Posterior. Soldagem e Inspeção, ano 6, nº1-suplemento técnico, 2000, p.1-9.
- HIGUCHI, Makamoto, SAKAMOTO, Hiroshi, TANIOKA, Sinichi. A Study on Weld Repair Through Half Bead Method. IHI Engineering Review. v.13, abril/1980.
- NIÑO, C. E., CORRÊA, J. A., BUSCHINELLI, A. J. A. Técnicas de Reparo por Soldagem em Aços 5Cr-0,5Mo. Soldagem e Materiais, vol.4 n2, 1992, p.28-33.
- NIÑO, C. E. B., BUSCHINELLI, A. J. A. Análise de Alternativas de Reparo por Soldagem de Aços Cr – Mo. XXI Encontro Nacional de Tecnologia da Soldagem. Caxias do Sul, jun/1995.
- STILL, J. R. Welding of AISI 4130 and Steel for Drilling Systems. Welding Journal, jun/1997.
- STILL, J. R., BLACKWOOD, V. How to Ensure Fif-For-Purpose Welds in “Muddy” Situations. Welding Journal, dec/1998.
- TEIXEIRA, J. C. G., POPE, A. M. Técnica de Deposição em Dupla-Camada para Reparo e Modificações e Tratamento Térmico Pós-Soldagem de Aço 1Cr-0,5Mo. Soldagem e Materiais, vol. 4 n2, 1992, p.23-27.

Refining and Tempering on the ABNT 4140 Steel Welding by Two-layer Technique

Jesualdo Pereira Farias

Universidade Federal do Ceará, Rua Amâncio Cartaxo, 700-Dunas, CEP-60181-550, Fortaleza-CE, tel (85) 2347466, e-mail jpf@truenet-ce.com.br.

Willys Machado Aguiar

Centro Federal de Educação Tecnológica do Ceará, Rua Joaquim Nabuco, 2576-Aptº 202-Dionísio Torres, CEP-60.125-121, Fortaleza-CE, tel (85) 2610262, e-mail Willys@fortalnet.com.br

Summary. *The objective of this work is to evaluate the degree of refining and tempering in the coarsened area of the heated affected zone (HAZ-CG) of the first layer (more problematic area), provided by the use of the technique of the two-layer, in the welding of recovery of pieces of ABNT 4140 steel, with different relationships of energy among the layers. The methodology used was Higuchi's test, in order to guide the choice of the relationships of energy among the layers. In the welding of simple deposit (single layer) was verified the effect of the lateral passes on the degree of refining and tempering in the HAZ of the first layer. In the welding of two-layer was evaluated the effect of the different relationships of energy selected in refining and tempering of HAZ-CG of the first layer. In this work the best results were gotten with the employment of relationship of 1:1 and 1:2, with low heat input in the first layer.*

Key words: ABNT 4140 steel, Welding, Two-layer, HAZ.

UTILIZAÇÃO DO MÉTODO SUPERFÍCIE DE RESPOSTA NO MODELAMENTO E ANÁLISE DOS RESULTADOS DE TRABALHO NA LAPIDAÇÃO PLANA

Joel Martins Crichigno Filho, Dr.-Ing.

Laboratório de Mecânica de Precisão, Departamento de Engenharia Mecânica, Universidade Federal de Santa Catarina
e-mail: crichigno@lmp.ufsc.br

Walter Lindolfo Weingaertner, Prof. Dr.-Ing.

Laboratório de Mecânica de Precisão, Departamento de Engenharia Mecânica, Universidade Federal de Santa Catarina
e-mail: wlw@emc.ufsc.br

Resumo. A lapidação é um processo de fabricação de precisão onde um grande número de parâmetros do processo influencia os resultados de trabalho. Devido à dificuldade de se modelar a atuação dos grãos abrasivos na fenda de lapidação, os modelos teóricos existentes divergem fortemente dos resultados obtidos experimentalmente. O modelamento a partir dos resultados experimentais é amplamente aplicado na prática, apesar de algumas desvantagens como a necessidade de realização de um grande número de experimentos e a dificuldade de extrapolação dos resultados. Neste trabalho é empregada a técnica Superfície de Resposta para modelar a remoção de material e rugosidade R_a da peça em função das variáveis viscosidade do fluido de lapidação, tempo, concentração do grão abrasivo no fluido de lapidação e pressão; na lapidação de aço ABNT 1020 com grãos de SiC com diâmetro médio de 5 μm . Para tal foi utilizada uma matriz de experimento Box-Behnken onde foram realizados 25 experimentos para o ajuste de um polinômio de primeira ordem dos resultados de trabalho da remoção e de segunda ordem para o da rugosidade. Na análise dos resultados, observou-se que os parâmetros influentes mais significativos foram o tempo e a pressão de lapidação que atuam mais fortemente nos resultados da remoção de material da peça.

Palavras chave: Lapidação, metodologia de superfície de resposta, fabricação de precisão, usinagem.

1. Introdução

O resultado de trabalho de um processo de fabricação é influenciado por vários fatores. Para atingir os resultados requeridos, os parâmetros do processo são ajustados de tal maneira a atingi-los num menor tempo de processo e/ou com menor custo. Esta "otimização" é de suma importância para que o processo seja economicamente viável dentro da seqüência de processo e contribua com isso para que o produto a ser fabricado seja competitivo no mercado.

Nos processos de usinagem com ferramenta de geometria não-definida, os modelos teóricos desenvolvidos ainda não são aplicados de maneira efetiva, ou seja, não determinam de maneira significativa os resultados de trabalho. Com isso, a previsão dos resultados é feita a partir de resultados empíricos anteriormente obtidos. Neste contexto, tem crescido, nos últimos anos, o interesse pela utilização de métodos estatísticos de experimentação para determinar a dependência dos parâmetros do processo sobre o resultado de trabalho. Segundo Eversheim (1993) os métodos estatísticos de experimentação pode ser classificados de acordo com os objetivos:

- Identificar as variáveis influentes;
- Reduzir o número de experimentos;
- Modelar e
- Otimizar.

Na prática, ainda é bastante utilizado o método tradicional de um por vez. É um método bastante simples de ser executado, variando-se somente um parâmetro e mantendo-se os outros constantes. Como principal desvantagem este não leva em consideração a interação entre os fatores (Box 1978). Existem vários métodos para atender os objetivos descritos acima, todavia vem crescendo a aplicação das técnicas de Metodologia de Superfície de Resposta, que traz como principal objetivo o modelamento dos resultados do processo em função de seus parâmetros variáveis. Esta metodologia será aplicada no processo de lapidação plana com o objetivo de equacionar e analisar a influência de alguns parâmetros do processo.

2. O Processo de Lapidação

A lapidação é um processo que utiliza grãos abrasivos soltos em um meio líquido. Devido à velocidade relativa entre a peça e a ferramenta, os grãos atuam de modo a remover material tanto da superfície da peça quanto da ferramenta. Teoricamente existem dois princípios de atuação dos grãos abrasivos na fenda de lapidação. Neste dois modelos os grãos abrasivos rolam ou se fixam, no disco de lapidação, arrancando material da peça. Alguns autores relatam que um tipo de atuação do grão abrasivo depende de alguns fatores como por exemplo da forma do grão, da força atuando sobre cada grão e da viscosidade do fluido de lapidação. O mecanismo de atuação dos grãos tem influência direta sobre a taxa remoção de material, a rugosidade e a integridade superficial (Engel 1997). Embora alguns

autores tentem modelar o mecanismo de remoção na lapidação pela atuação dos grãos (Matsunaga 1966, Buijs 1993, Heisel 1997, Spur 1997), isto se torna uma atividade complexa, uma vez que atuam pelo menos 32 parâmetros no processo (Crichigno Filho 1999). Deste modo, para a otimização do processo de lapidação é bastante complicado aplicar os modelos teóricos existentes. Assim sendo, os métodos estatísticos experimentais são, atualmente, os mais apropriados para se utilizar na otimização da lapidação. Contudo necessitam de um grande número de ensaios, dependendo do número de parâmetros, e a extrapolação dos resultados não é aconselhável para outras condições além daquelas ensaiadas.

Para análise e otimização do processo de lapidação alguns métodos experimentais foram empregados, por exemplo: Estratégia Evolucionária (Enger 1970a), Método Taguchi (Kim 1995), Planejamento de Experimentos Fatorial Fracionado (Hansch 1981, Enger 1980) e Análise Dimensional (Enger 1970). Muito conhecida na prática é a equação de Preston (Hed 1993), que utiliza resultados experimentais para calcular a remoção de material basicamente em função da pressão de lapidação e do movimento relativo entre a peça e a ferramenta. Já o planejamento utilizando o Método de Superfície de Resposta foi investigado por (Kim 1995) na lapidação cilíndrica de cerâmica, onde foi analisada a influência dos parâmetros pressão, velocidade tangencial, frequência de vibração, tamanho de grão, tempo e velocidade transversal da ferramenta sobre os resultados da remoção e da rugosidade.

3. A Metodologia da Superfície de Resposta

A Metodologia de Superfície de Resposta é um conjunto de técnicas estatísticas e matemáticas empregada para desenvolver, melhorar e otimizar processos (Myers 1995), onde uma função polinomial de resposta é usada para descrever a relação entre os parâmetros de entrada x e de saída do sistema η . No caso onde se espera uma relação linear entre os parâmetros de entrada e de saída do sistema, pode-se empregar uma função polinomial linear:

$$h = \beta_0 + \sum_{j=1}^k \beta_j x_j, \tag{1}$$

já quando se espera uma curva como resposta é melhor ajustar um polinômio de segunda ordem:

$$h = \beta_0 + \sum_{j=1}^k \beta_j x_j + \sum_{j=1}^k \beta_{jj} x_j^2 + \sum_{i < j} \beta_{ij} x_i x_j, \tag{2}$$

Os parâmetros β são chamados de coeficientes de regressão, que são estimados pelos coeficientes b , segundo o método dos mínimos quadrados:

$$b = (X'X)^{-1} X'y, \tag{3}$$

onde X é a matriz dos coeficientes (parâmetros) e y os resultados de trabalho.

A Metodologia de Superfície de Resposta emprega a técnica de planejamento de experimento, utilizando experimento fatorial completo ou fatorial fracionado, adicionando, mais alguns experimentos em seu centro, face ou periferia, conforme mostra a figura 1, para um caso de 3 variáveis, os modelos Composto Central CDD e o Box-Behnken BDD.

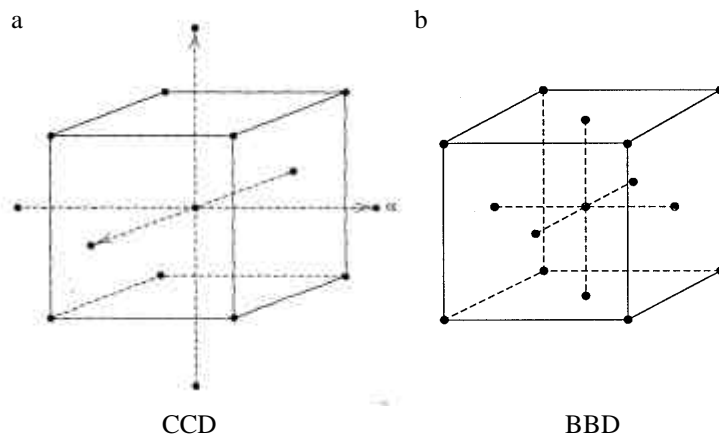


Figura 1. Planejamento de experimentação para 3 variáveis. a - CCD (Modelo Composto Central), b - BBD (Modelo Box-Behnken) (segundo Myers 1995).

4. Metodologia de experimentação

Apesar do grande número de variáveis influentes no processo de lapidação, optou-se por investigar aquelas que são mais facilmente variáveis e que, teoricamente, têm uma influência predominante sobre o processo. Com isso os parâmetros escolhidos para a modelagem dos resultados foram a pressão de lapidação, o tempo, a viscosidade do fluido e a concentração dos grãos abrasivos no fluido de lapidação. Os resultados de trabalho a serem modelados e analisados foram a remoção de material e o parâmetro de rugosidade R_a .

Para a realização dos ensaios foi utilizada uma lapidadora plana com acionamento por engrenamento externo, fabricada no LMP. Três corpos de prova de aço ABNT 1040 foram posicionados nos anéis de dressamento por meio de uma gaiola. O material abrasivo utilizado foi o SiC com tamanho médio de grão de 5 μm . Para variar a viscosidade do fluido de lapidação foi utilizado óleo MA-10 misturado com querosene (em volume). O meio de lapidação foi obtido misturando grãos abrasivos e fluido de lapidação (em volume). No início de cada ensaio somente cerca de 20 ml de meio de lapidação foi distribuído sobre o disco de lapidação. Para se obter a pressão necessária para cada ensaio foram aplicadas massas sobre os corpos de prova. No final de cada ensaio os corpos de prova foram cuidadosamente limpos. Para a determinação da quantidade de material removido, as peças foram pesadas em uma balança analítica com resolução de 1 mg, sendo posteriormente calculada a quantidade de material removido em μm . Utilizando-se um rugosímetro PERTHOMETER-SP8 foi medido o parâmetro de rugosidade R_a em 6 pontos de cada corpo de prova, calculando-se a média desses valores para o ajuste da equação de rugosidade.

O Modelo Box-Behken foi utilizado para ajustar os resultados de trabalho em função dos parâmetros variáveis, onde foi possível variar cada parâmetro em 3 níveis. A variação de 3 níveis foi importante devido à característica construtiva da lapidadora, onde a pressão de lapidação é obtida em função de massas posicionadas sobre os corpos de prova. O aumento excessivo dessas massas causa instabilidade no processo, mudando o ponto de aplicação da carga sobre o corpo de prova, levando à variação dos resultados de trabalho. Por isso não foi possível empregar o Modelo Composto Central, onde seria necessário experimentar mais 2 níveis. As variáveis, assim como os níveis escolhidos são mostrados na tabela 1.

Tabela 1: Variáveis experimentadas com os respectivos níveis.

| Variável | | | -1 | 0 | 1 |
|----------|--------------|--------------|----|-----|------|
| x_1 | Viscosidade | [% Óleo] | 30 | 40 | 50 |
| x_2 | Tempo | [s] | 60 | 180 | 300 |
| x_3 | Concentração | [% abrasivo] | 25 | 20 | 16,7 |
| x_4 | Pressão | [kPa] | 11 | 26 | 40 |

5. Resultados

A tabela 2 mostra a matriz de experimentos em conjunto com os resultados de trabalho, remoção S e rugosidade R_a para cada ensaio realizado.

Tabela 2: Matriz de ensaio e resultados de trabalho.

| Exp. | x_1 | x_2 | x_3 | x_4 | S | R_a | Exp. | x_1 | x_2 | x_3 | x_4 | S | R_a |
|------|-------|-------|-------|-------|-----|-------|------|-------|-------|-------|-------|-----|-------|
| 1 | -1 | -1 | 0 | 0 | 1,4 | 0,078 | 14 | 0 | -1 | 1 | 0 | 1,0 | 0,088 |
| 2 | -1 | 1 | 0 | 0 | 5,7 | 0,075 | 15 | 0 | 1 | -1 | 0 | 4,1 | 0,084 |
| 3 | 1 | -1 | 0 | 0 | 1,2 | 0,092 | 16 | 0 | 1 | 1 | 0 | 3,9 | 0,080 |
| 4 | 1 | 1 | 0 | 0 | 4,2 | 0,070 | 17 | 0 | -1 | 0 | -1 | 0,4 | 0,080 |
| 5 | -1 | 0 | -1 | 0 | 3,0 | 0,086 | 18 | 0 | -1 | 0 | 1 | 1,6 | 0,092 |
| 6 | -1 | 0 | 1 | 0 | 3,3 | 0,090 | 19 | 0 | 1 | 0 | -1 | 1,0 | 0,078 |
| 7 | 1 | 0 | -1 | 0 | 2,9 | 0,080 | 20 | 0 | 1 | 0 | 1 | 7,3 | 0,090 |
| 8 | 1 | 0 | 1 | 0 | 2,9 | 0,094 | 21 | 0 | 0 | -1 | -1 | 0,5 | 0,096 |
| 9 | -1 | 0 | 0 | -1 | 1,0 | 0,092 | 22 | 0 | 0 | -1 | 1 | 4,2 | 0,096 |
| 10 | -1 | 0 | 0 | 1 | 5,1 | 0,090 | 23 | 0 | 0 | 1 | -1 | 0,6 | 0,081 |
| 11 | 1 | 0 | 0 | -1 | 0,4 | 0,086 | 24 | 0 | 0 | 1 | 1 | 4,9 | 0,100 |
| 12 | 1 | 0 | 0 | 1 | 1,1 | 0,102 | 25 | 0 | 0 | 0 | 0 | 2,8 | 0,078 |
| 13 | 0 | -1 | -1 | 0 | 3,8 | 0,092 | | | | | | | |

6. Análise estatística dos resultados

Para checar a significância do modelo, deve-se verificar a existência de uma relação entre a variável resposta y e o conjunto de variáveis de controle $x_1, x_2, x_3, \dots, x_k$, analisando, para isso, a hipótese de os coeficientes b serem iguais a zero, hipótese H_0 ou se pelo menos um deles for diferente de 0, hipótese H_1 (Myers 1995).

$$H_0 : \beta_1 = \beta_2 = \dots = \beta_k = 0 \tag{4}$$

$$H_1 : \beta_j \neq 0 \text{ para pelo menos um } j \tag{5}$$

Para tal, aplicou-se o teste F, com uma probabilidade de 95 % ($\alpha=0,05$), para a verificação do modelo. A tabela 3 mostra o resultado da análise da variância para a remoção de material e a tabela 4 o resultado para a rugosidade R_a .

Tabela 3. Análise de variância para o modelo da remoção.

| | Soma quadrática | Graus de liberdade | Média quadrática | F ₀ |
|--------|-----------------|--------------------|------------------|----------------|
| Modelo | 86,00 | 14 | 6,14 | 62,05 |
| Erro | 0,99 | 10 | 0,10 | |
| Total | 86,99 | 24 | | |

$F_{0,05,14,10} = 2,85$

Tabela 4. Análise de variância para o modelo da rugosidade.

| | Soma quadrática | Graus de liberdade | Média quadrática | F ₀ |
|--------|---------------------|--------------------|---------------------|----------------|
| Modelo | $1,3 \cdot 10^{-3}$ | 14 | $9,6 \cdot 10^{-5}$ | 3,69 |
| Erro | $1,6 \cdot 10^{-3}$ | 10 | $2,6 \cdot 10^{-5}$ | |
| Total | $2,6 \cdot 10^{-4}$ | 24 | | |

$F_{0,05,14,10} = 2,85$

Como o valor de $F_0 > F_{0,05,14,10}$ rejeita-se então a hipótese H_0 de que não existe pelo menos um coeficiente β significativo que relacione a variável resposta e a variável de controle relacionada ao respectivo β .

Importante também é analisar qual dos coeficientes β é significativo para os modelos tanto de remoção, quanto de rugosidade. Esta análise é possível através do emprego do teste t (Myers 1995). É de interesse testar a hipótese:

$$H_0 : \beta_j = 0 \tag{6}$$

$$H_1 : \beta_j \neq 0 \tag{7}$$

A hipótese H_0 é rejeitada se $|t_0| > t_{\alpha/2, n-k-1}$. A tabela 5 apresenta os coeficientes calculados pela equação 3 e o resultado do teste t para cada um. Os coeficientes significativos nos dois modelos estão assinalados com o caracteres * na coluna do teste t.

Tabela 5. Teste t para a determinação dos coeficientes b_s significativos para o modelamento da remoção e da rugosidade.

| | Remoção S | teste t | Rugosidade R_a | teste t |
|----------|----------------|----------|------------------|---------|
| | $b_0=2,80$ | 8,8909* | $b_0=0,078$ | 15,19* |
| x_1 | $b_1=-0,37$ | -4,0496* | $b_1=0,001$ | 0,76 |
| x_2 | $b_2=1,62$ | 17,8642* | $b_2=-0,004$ | -2,50* |
| x_3 | $b_3=0,10$ | 1,1122 | $b_3=-0,0001$ | -0,06 |
| x_4 | $b_4=1,92$ | 21,1622* | $b_4=0,005$ | 3,20* |
| x_1^2 | $b_5=0,21$ | 1,1240 | $b_5=0,003$ | 1,03 |
| x_2^2 | $b_6=-0,03$ | -0,1477 | $b_6=-0,001$ | -0,44 |
| x_3^2 | $b_7=-0,12$ | -0,6665 | $b_7=0,007$ | 2,37* |
| x_4^2 | $b_8=-0,25$ | -1,3423 | $b_8=0,009$ | 3,02* |
| x_1x_2 | $b_9=-0,34$ | -2,1362 | $b_9=-0,005$ | -1,90 |
| x_1x_3 | $b_{10}=0,00$ | 0,0265 | $b_{10}=0,003$ | 0,97 |
| x_1x_4 | $b_{11}=-0,17$ | -1,0902 | $b_{11}=0,005$ | 1,75 |
| x_2x_3 | $b_{12}=-0,02$ | -0,1164 | $b_{12}=0$ | 0 |
| x_2x_4 | $b_{13}=1,28$ | 8,1553* | $b_{13}=0$ | 0 |
| x_3x_4 | $b_{14}=0,15$ | 0,9685 | $b_{14}=0,005$ | 1,85 |

$t_{0,05, 10} = 2,23$

7. Resultados

De acordo com o resultado do teste t os principais fatores significativos na remoção de material foram a viscosidade, o tempo e a pressão de lapidação. Como esperado, o tempo, a pressão assim como a sua interação foram os fatores mais significativos, todavia a segunda ordem desses fatores não influenciou no processo, como se pode observar na equação 8.

$$\hat{S} = 2,8 - 0,4 \cdot x_1 + 1,6 \cdot x_2 + 1,9 \cdot x_4 + 1,3 \cdot x_2 \cdot x_4 \quad (8)$$

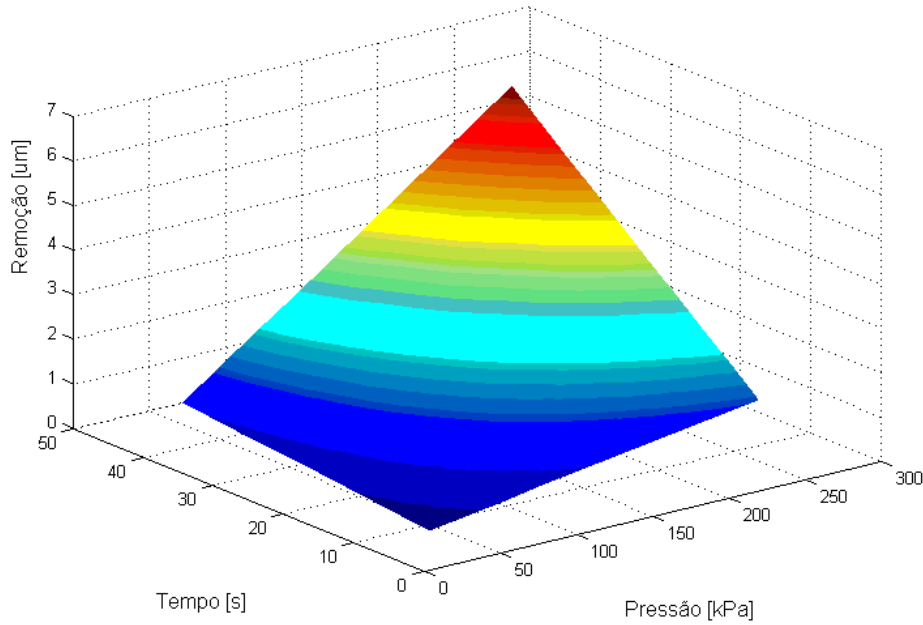


Figura 2. Remoção em função da pressão e do tempo de lapidação.

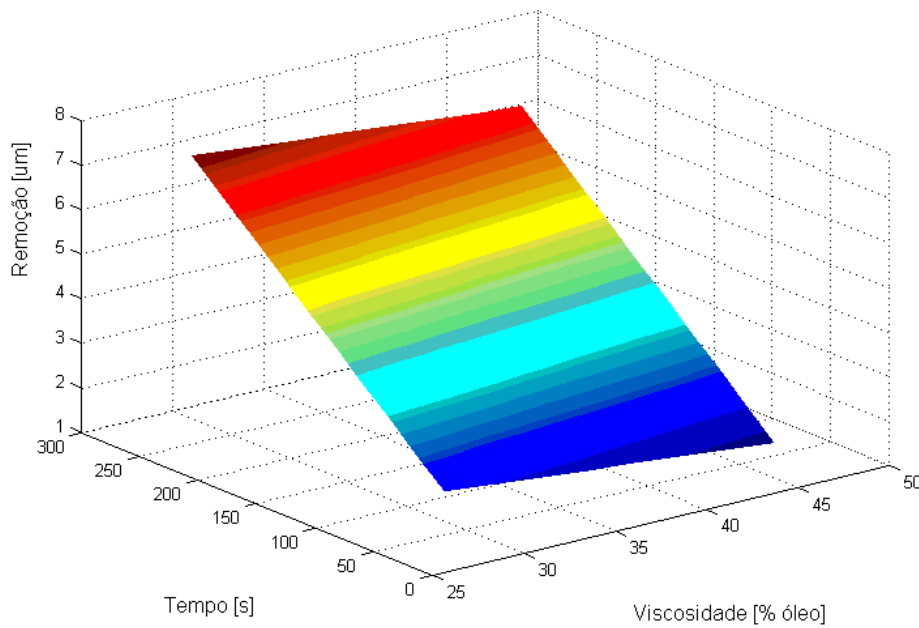


Figura 3. Remoção em função da viscosidade e do tempo de lapidação.

A figura 2 mostra o resultado da remoção em função da pressão e do tempo de lapidação, para a viscosidade de 40 % volume de óleo. Pode-se observar que tanto o aumento da pressão, quanto do tempo de lapidação levaram ao aumento do volume de material removido da peça.

Já a viscosidade do fluido de lapidação teve uma influência menor que os fatores pressão e tempo de lapidação. A quantidade de material removido decresce lentamente com o aumento da viscosidade do fluido de lapidação, para a pressão de 26 kPa, como mostra a figura 3.

Com relação à rugosidade, os principais fatores em seu equacionamento foram o tempo, a concentração e a pressão. A equação da rugosidade tem fatores de segunda ordem, onde a pressão foi o principal fator influente, equação 9.

$$\hat{R}_a = 0,078 - 0,004 \cdot x_2 + 0,005 \cdot x_4 + 0,007 \cdot x_3^2 + 0,009 \cdot x_4^2 \quad (9)$$

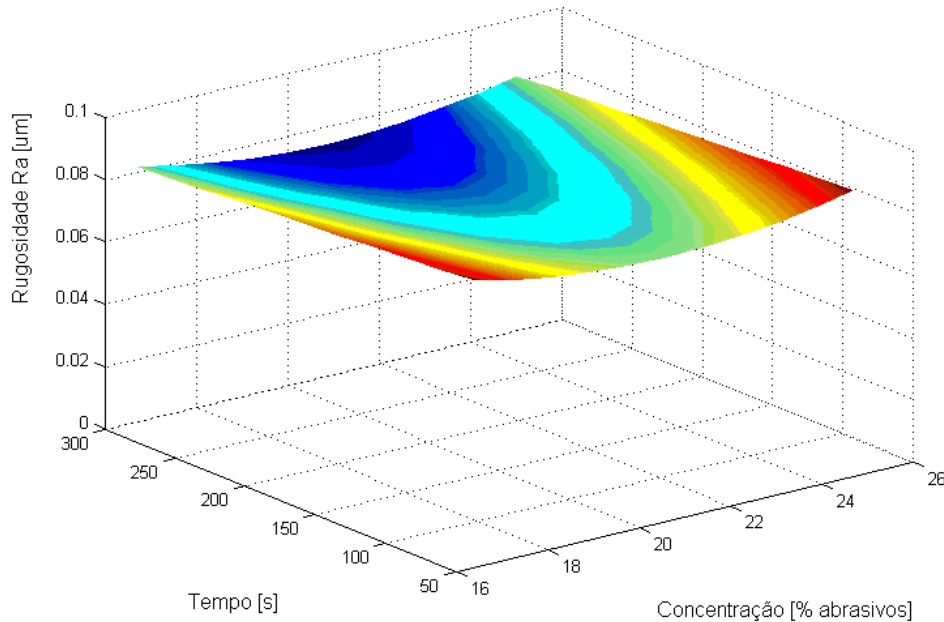


Figura 4. Rugosidade R_a em função do tempo de lapidação e da concentração de abrasivo no fluido de lapidação.

A figura 4 mostra a influência do tempo de lapidação e da concentração sobre a rugosidade R_a , para uma pressão de 26 kPa. Deste gráfico pode-se notar que existe uma tendência de melhora da rugosidade R_a com o aumento do tempo de lapidação. Este fato aconteceu devido à quebra dos grãos abrasivos com o aumento do tempo de lapidação. Com a diminuição do tamanho médio dos grãos era de se esperar que a taxa de remoção decrescesse, entretanto, como foi visto na figura 2, isso não ocorreu. Uma explicação para esta tendência seria pelo fato de que a quebra dos grãos aumenta o número de grãos ativos no processo (Enger 1969).

Ao contrário do que foi observado na remoção, a concentração teve influência sobre o processo. Além disso, como pode ser visto na figura 5, existe um nível de concentração e pressão ótimos para se obter um menor valor de rugosidade R_a .

Segundo alguns autores (Enger 1968, Matsunaga 1966), o aumento da pressão de lapidação leva a um aumento da profundidade de penetração dos grãos na peça, conseqüentemente um aumento da quantidade de material removido. Entretanto era de se esperar que houvesse um aumento contínuo da rugosidade, o que não ocorreu, como pode ser visto na figura 5. Uma explicação para isto seria o fato de que há um aumento do número de grãos ativos no processo, já que o tamanho dos grãos se comporta segundo uma distribuição estatística (Enger 1969), com isso, diminui a força por grão, diminuindo a penetração na peça. Chega-se ao ponto onde não há mais aumento da participação do número de grãos ativos em um determinado instante, como conseqüência aumenta-se a profundidade de penetração em decorrência do aumento da força por grão.

O efeito da concentração de grãos abrasivos no fluido sobre a rugosidade pode ser explicado pela relação da quantidade de grãos atuando e o efeito do tamanho médio dos grãos em decorrência da tendência deles se incrustarem no disco com o aumento da força por grão (David 1973). Para concentração menores, há uma menor quantidade de grãos atuando, maior força por grão, apesar da diminuição do tamanho médio estes penetram mais profundamente por causa do aumento da força por grão. Aumentando a concentração, há a diminuição da força por grão, penetrando menos profundamente na peça, apesar do aumento do tamanho do grão chega-se a um mínimo, de onde a partir daí o aumento da rugosidade pode ser explicado pelo aumento do diâmetro médio dos grãos pelo fato destes se incrustarem cada vez menos no disco.

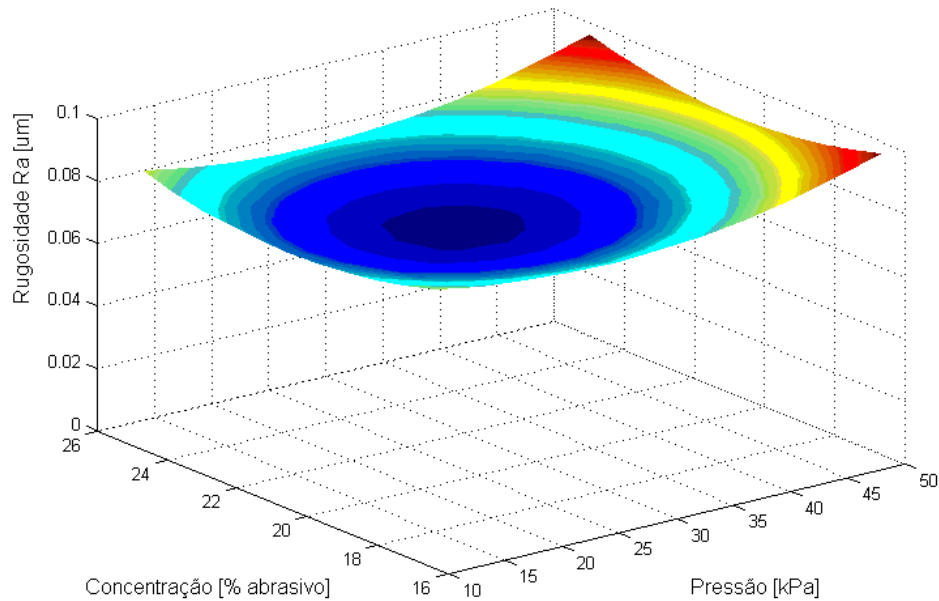


Figura 5. Rugosidade R_a em função da concentração de abrasivo no fluido de lapidação e da pressão.

8 – Discussões e conclusões

Em decorrência de um grande número de parâmetros do processo, a utilização de modelos teóricos na lapidação é bastante complexo. Este trabalho teve como objetivo empregar a técnica de Modelamento de Superfície de Resposta para modelar e analisar a influência das variáveis viscosidade do fluido de lapidação, tempo, concentração do grão abrasivo no fluido de lapidação e pressão nos resultados de trabalho de remoção de material e da rugosidade R_a , na lapidação de aço ABNT 1020 com grãos de SiC de 5 μm de diâmetro médio. Em decorrência da limitação da variação da pressão de lapidação, optou-se em utilizar o Modelo Box-Behnken, onde cada parâmetro de entrada foi variado somente em 3 níveis.

Analisando os resultados obtidos, a remoção foi modelada por um polinômio de primeira ordem em função do tempo de lapidação, da pressão e da viscosidade do fluido. Já para a rugosidade R_a empregou-se um polinômio de segunda ordem em função do tempo, da concentração de grãos abrasivos no meio de lapidação e da pressão.

Dessas equações e das figuras posteriormente mostradas, pode-se chegar a algumas conclusões com relação à influência dos parâmetros experimentados sobre os resultados de trabalho. A pressão e o tempo de lapidação, bem como sua interação, foram as variáveis mais influentes na remoção de material (coeficientes de regressão 1,6; 1,9 e 1,3 respectivamente – equação 8), tendo a viscosidade do fluido menor influência (coeficiente de regressão 0,4). Já com relação aos resultados da rugosidade média R_a observou-se que existe uma relação ótima entre a concentração de abrasivo no fluido e a pressão para se chegar aos valores mínimos. O aumento do tempo de lapidação leva à diminuição dos valores de rugosidade e, contudo ao aumento da quantidade de material removido.

Por último, estes resultados são de grande valia na determinação do emprego de duas estratégias de lapidação. Na primeira, o sobremetal da peça deve ser lapidado num menor de tempo de lapidação possível. Para tal utiliza-se, dentro das condições ensaiadas, a máxima pressão e a mínima viscosidade do fluido de lapidação. Entretanto quando a estratégia é a obtenção da máxima qualidade superficial, existe uma combinação ótima entre a concentração e a pressão para se atingir a rugosidade R_a mínima, além do fato da rugosidade diminuir com o aumento do tempo de lapidação.

9. Referências

- Abay, C., “Mehrstufige Prozeßoptimierung bei der Hartbearbeitung von Keramik”, Maschinenmarkt, Würzburg 102 (1996) 11, pg. 32-37.
- Box, G. E. P.; Hunter, W. G.; Hunter, J. S., “Statistics for Experimenters – An Introduction to Design, Data Analysis and Model Building”, John Wiley & Sons, New York, Chichester, Brisbane, Toronto, Singapore, 1978.
- Buijs, M., Korpel-van Houten, K., “A model for lapping of glass”, Journal of Materials Science, 28 (1993), pg. 3014-3020.
- Crichigno Filho, J.M., “Simulação Numérica do Processo de Lapidação Plana como Ferramenta para Otimização do Processo”, Dissertação de Mestrado, EMC, UFSC, Florianópolis 1994.
- Crichigno Filho, J.M., “Überwachung des Prozeßzustandes beim Läppen mittels neuronaler Netze durch Messung des Körperschalls und der Tangentialkraft”, TU Ilmenau, Tese de doutorado, 1999.

- Davis, C. E., "Untersuchung der Einflußgrößen beim Flachläppen mit Diamant-Mikrokörnungen", IDR 7 (1973), Nr. 4, pg. 185-199.
- Engel, H., "Läppen von einkristallinem Silicium", TU Berlin, Tese de doutorado, 1997.
- Enger, U., "Beitrag zu Frage der Feinbearbeitung mit ungebundenem Korn", Tese de Doutorado, TH Ilmenau, 1969.
- Enger, U., "Anwendung der Evolutionsstrategie zur Optimierung des Abtrags beim Läppen", Fertigungstechnik und Betrieb, 20, Jahrgang, Heft 7, Juli 1970. pg. 431-432.
- Enger, U., "Mathematische Bestimmung des Abtrages beim Läppen unter Verwendung der Dimensionsanalyse" Wiss. Z. Th Ilmenau 16 (1970) H. 5, pg.107-111.
- Enger, U., "Versuchsplanung nach Simplex-Methode. Feingeräetetechnik", 31. Jg. Heft 6/1982, pg. 257-259.
- Enger, U., Oertel, B., "Probleme der Herstellung funktionsoptimaler Oberflächen durch Läppen", 25. Intern. Wiss. Kol. TH Ilmenau 1980, Vortragsreihe "Gerätefertigung", Ilmenau. pg 37-40.
- Eversheim, W.; Kloten, B.; Wengler, M., "Einsatz von statistischen Versuchsmethoden fuer die zielorientierte Prozeßoptimierung", VDI Berichte NR. 988, Duesseldorf, 1993, pg. 345-361.
- Hansch, H., "Ein Beitrag zue Beherrschung des Läppprozesses am Beispiel des Planläppens metallischer Werkstücke", Tese de doutorado, TH Ilmenau, 1981.
- Hed, P. P., "Calculations of Material Removal, Removal Rate, and Preston Coefficient in Continuous Lapping/Polishing Machines", Materials Fabrication Division, Lawrence Livermore National Laboratory, Livermore, CA, Informal Report, October 18, 1993.
- Heisel, U.; Avroutine J.; Eggert, U., "Simulationsmodell des Läppens beim spanenden Abtragsmechanismus", In: Jahrbuch Schleifen, Honen, Läppen und Polieren/Tönshoff, H.-K.; Westkämper, E. (Hrsg.). Essen: Vulkan-Verlag, 1997, S. 506-520.
- Kim, J.-D.; Choi M.-S., "A study on the optimization of the cylindrical lapping process for engineering fine-ceramics (Al₂O₃) by the statistical design method, Journal of Materials Processing Technology", Volume 52, Issues 2-4, June-July 1995, Pages 368-385.
- Kim, J.-D.; Choi M.-S., "Stochastic approach to experimental analysis of cylindrical lapping process", International Journal of Machine Tools & Manufacture, Volume 35, Issue 1, January 1995, Pages 51-59.
- König, W.; Klocke, F., "Fertigungsverfahren – Bd. 2. Schleifen, Honen, Läppen" – 3., grundlegend neu bearb. und erw. Aufl. – 1996, Düseldorf: VDI-Verlag.
- Matsunaga, M., "Fundamental Studies on Lapping", Report of the Institute of Industrial Science. University of Tokyo. Vol. No. 1, March 1966, S. 100-164.
- Myers, R. H.; Montgomery, D. C., "Response Surface Methodology: process and product optimization using designed experiments", Wiley, New York, 1995.
- Spur, G.; Engel, H., "Kennwerte des Werkzeugeingriffs beim Läppen spröder Werkstoffe", ZWF 92 (1997) 6, Carl Hanser Verlag, München. pg. 273-277

Applying of Response Surface Methodology to model building and analysis from the working results in the flat lapping

Abstract. The lapping is a precision manufacturing process where a great number of variables and factors influences on the work results. Due the difficulty of modeling the action of the abrasive grains on the workpiece, the existent theoretical models diverge strongly of the results obtained in experiments. The modeling from experimental results is applied efficiently in practice, although of some disadvantage as the need of accomplishment of a great experiment number and the extrapolation difficulty of results. In this work the "Response Surface Methodology" is used to modeling the material removal and surface roughness of the workpiece in function of the variables viscosity of lapping fluid, time, concentration of abrasive grain in lapping fluid and pressure; on lapping of ABNT 1020 steel with SiC grains with mean diameter of 5 µm of. A Box-Behnken Design was used, where 25 experiments were accomplished for the adjustment of a first order equation for the material removal results and a second order for the surface roughness results. In the results analysis, it was observed that parameters time and lapping pressure are more significant, mainly on material removal.

Keywords: lapping, response surface methodology, fine machining, machining

PROCEDIMENTO DE FABRICAÇÃO DE ESTRUTURAS POROSAS TUBULARES RANHURADAS PARA APLICAÇÃO EM BOMBAS CAPILARES

Marcelo Augusto Milan da Silva

Universidade Federal de Santa Catarina, Departamento de Engenharia Mecânica.
milan@cet.ufsc.br

Eduardo Gonçalves Reimbrecht

Universidade Federal de Santa Catarina, Departamento de Engenharia Mecânica.
eduardo@cet.ufsc.br

Marcio Celso Fredel

Universidade Federal de Santa Catarina, Departamento de Engenharia Mecânica.
fredel@materiais.ufsc.br

Edson Bazzo

Universidade Federal de Santa Catarina, Departamento de Engenharia Mecânica.
ebazzo@emc.ufsc.br

Resumo. A fabricação de elementos porosos é conseguida utilizando-se um procedimento alternativo ao processo de sinterização convencional. Um novo projeto é também apresentado incorporando ranhuras axiais no próprio elemento poroso, com o propósito de reduzir custos de fabricação e melhorar o desempenho de bombas capilares. Neste trabalho são apresentados resultados relativos à análise de imagens, porosidade, distorção geométrica e dilatometria de elementos porosos de parede lisa, produzidos com pó de níquel sinterizado NP 123. Esta rota alternativa, que consiste em oxidar o pó de níquel antes da sinterização, proporciona uma redução na temperatura de sinterização de até 300°C.

Palavras chave. Bombas Capilares, Estruturas Porosas, Metalurgia do Pó.

1. Introdução

Bombas capilares são dispositivos utilizados para promover a circulação de fluido térmico no interior de circuitos dupla-fase. Bombas capilares são construídas utilizando-se superfícies micro ranhuradas ou elementos porosos (Reimbrecht et al, 1999). Estruturas porosas são também utilizadas na montagem de bombas capilares, possibilitando assim a circulação de fluido térmico sem a necessidade de uso de bombas mecânicas. Resultados anteriores têm demonstrado que elementos porosos são uma alternativa vantajosa, por proporcionarem maior capacidade de bombeamento capilar. Elementos porosos de níquel sinterizado com porosidade em torno de 60%, tamanho de poros na faixa de 1 a 12 μm , já vem sendo utilizados em projetos experimentais proporcionando pressões de bombeamento de até 40 kPa. Um esquema simplificado da bomba capilar é mostrado na Fig. (1). O elemento poroso é montado no interior de um invólucro de alumínio de modo a permitir o transporte de vapor para fora da bomba capilar.

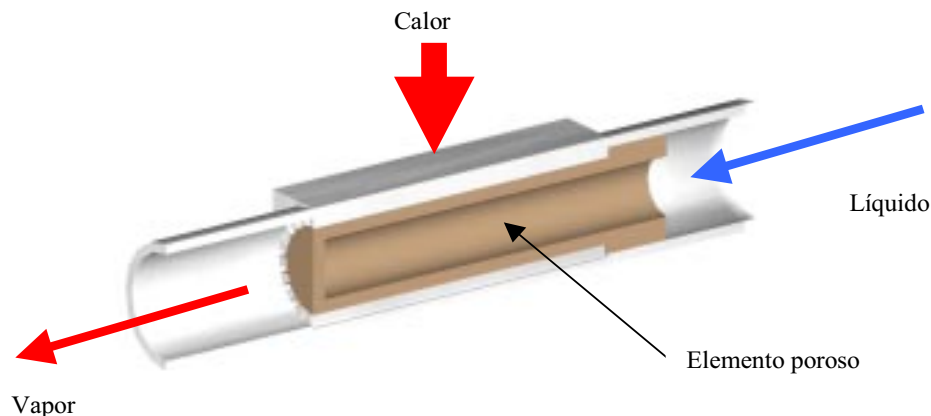


Figura 1: Bomba Capilar

O objetivo principal do trabalho é desenvolver e estudar o comportamento térmico de um circuito de transferência de calor de dupla-fase adaptado com bomba capilar (CPL – Capillary Pumped Loop) para ser testado a bordo do satélite franco-brasileiro previsto, para ser lançado no ano de 2003.

Diversas técnicas de fabricação de estruturas porosas são descritas na literatura, das quais vale destacar a sinterização de pó densificado por vibração, pois permite controlar a forma e o volume de poros. Os primeiros trabalhos desenvolvidos na UFSC apresentaram problemas relacionados com o desvio de circularidade dos elementos porosos, impossibilitando a montagem das bombas capilares. A minimização da resistência térmica de contato é garantida através do ajuste entre o elemento poroso e o tubo de alumínio. Uma nova técnica de fabricação foi introduzida para reduzir as distorções no elemento poroso e melhorar seu acabamento superficial.

A nova técnica se mostrou superior em relação à técnica anterior, proporcionando condições para a fabricação de elementos porosos de melhor qualidade. O novo processo de fabricação possibilitou também a confecção de elementos porosos com paredes ranhuradas. Com a nova configuração, espera-se um melhor desempenho do CPL, por apresentar maior superfície para evaporação do fluido térmico, e fechamento dos canais de líquido e vapor proporcionado pelo próprio elemento poroso, tornando desnecessária a utilização de peças adicionais para vedação da bomba capilar, reduzindo assim riscos de vazamento.

2. Materiais e Métodos

2.1. Seleção da Matéria Prima

O material do elemento poroso não deve reagir quimicamente com o fluido refrigerante, no caso amônia, para evitar oxidação e tampouco deve possuir alta densidade, o que elevaria o peso a ser transportado pelo satélite.

Para a realização deste trabalho foi selecionado como matéria prima, o níquel carbonila 123 (Inco Co.) com tamanho de partícula entre 3 e 7 μm e área específica entre 0,3 e 0,4 m^2/g . A forma e a estrutura da superfície do pó utilizado podem ser observadas na Fig. (2), obtida por microscopia eletrônica de varredura (MEV). Observa-se na figura o formato irregular da superfície do pó, sendo este aspecto importante para se obter a porosidade adequada do elemento poroso ao final do processo de fabricação. O pó de níquel deve apresentar morfologia que possibilite a obtenção de grande quantidade de poros pequenos no elemento poroso, para que sua pressão capilar de bombeamento seja alta o suficiente para vencer a perda de carga do CPL. Níquel, titânio e aço inoxidável são materiais recomendados para a fabricação do elemento poroso. A escolha do níquel se fez por razões de fácil trabalhabilidade e baixa temperatura de sinterização.



Figura 2: Micrografia do pó de Níquel 123, obtida por microscopia eletrônica de varredura.

A fabricação da matriz também exige cuidados. O material a ser empregado na fabricação da matriz não pode apresentar aderência e reações químicas com o pó de níquel, mesmo a altas temperaturas. A literatura pesquisada recomenda que se utilize grafite para este fim, por ser um material neutro sob altas temperaturas, no caso por não apresentar afinidade química com o pó de níquel utilizado.

No caso particular da matriz para confecção do elemento poroso ranhurado, foi utilizado aço inoxidável, por apresentar fácil usinagem. Pinos foram utilizados para dar forma às ranhuras. Uma foto desta matriz é mostrada na Fig. (3).



Figura 3: Matriz utilizada

2.2. Processo de Fabricação

A sinterização de pó densificado por vibração foi o processo que mais se adequou ao propósito do trabalho. A literatura pesquisada indica que esta técnica permite o controle do volume e do formato dos poros. A variável principal de controle da quantidade e formato dos poros é a temperatura de sinterização. Um fluxograma do processo de fabricação é mostrado na Fig. (4). Na primeira etapa, o pó é vibrado no interior da matriz, para que se acomode de forma homogênea, minimizando gradientes de densidade de poros no elemento poroso. Na segunda etapa, a matriz é levada ao forno de sinterização, onde ocorre difusão de massa na proporção requerida para obter porosidade, tamanho de poro e resistência mecânica na condição desejada. Entretanto problemas de distorção geométrica inviabilizaram a montagem da bomba capilar. Resistência mecânica é necessária para que no momento do lançamento do satélite o elemento poroso não seja destruído.

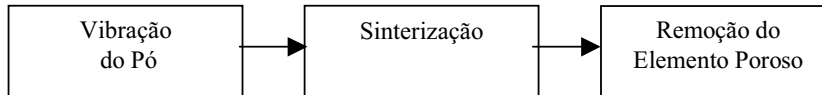


Figura 4: Técnica de fabricação do elemento poroso através da técnica de sinterização de pó densificado por vibração.

Uma variante deste método de fabricação passou então a ser estudada, culminando com a inserção de uma etapa intermediária. Após a vibração do pó, a matriz é levada a um forno com atmosfera ao ar, para possibilitar a oxidação do pó de níquel que está sendo processado. Este novo processo de fabricação é mostrado no fluxograma da Fig. (5).

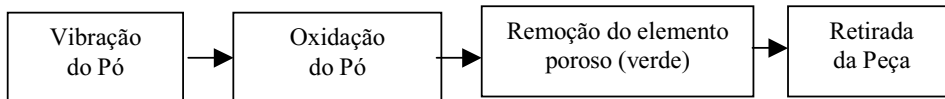


Figura 5: Técnica do novo processo de fabricação dos elementos porosos.

A oxidação do pó de níquel aumenta de forma considerável sua sinterabilidade. Como consequência, a temperatura ideal de sinterização pode ser menor do que a temperatura de sinterização para o processo convencional. Um outro aspecto importante é que através da oxidação do pó metálico, a peça verde pode ser manuseada, uma vez que os óxidos presentes na superfície dos pós provocam um travamento de toda a estrutura da peça. Portanto, o elemento poroso agora pode ser sinterizado fora da matriz, em contato direto com a atmosfera redutora.

É indesejável a presença de óxido de níquel no elemento poroso ao final do processo de fabricação. O óxido de níquel pode reagir com o fluido térmico do CPL. Este fato causou um aumento no tempo de sinterização de 1 hora, com patamar intermediário a 350 °C para que todo o óxido de níquel fosse reduzido e eliminado do elemento poroso.

A temperatura do patamar intermediário foi escolhida com auxílio de um ensaio dilatométrico em atmosfera redutora, utilizando-se de uma peça de níquel oxidado. O início da inflexão na curva indicou o início da redução do óxido de níquel. A curva dilatométrica obtida para o elemento poroso oxidado é apresentada na Fig. (6).

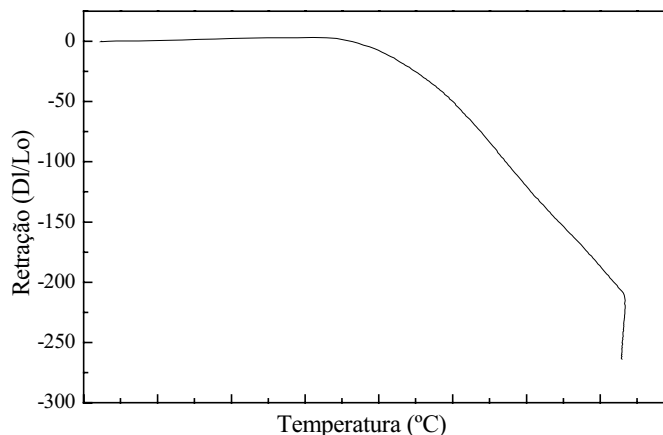


Figura 6: Curva dilatométrica para o elemento poroso oxidado.

2.3. Controle de Qualidade

O controle de qualidade se concentrou na análise do desvio de circularidade, porosidade e distribuição de tamanho de poros. Tratando estatisticamente os resultados obtidos para cada condição de sinterização, foram produzidos 4 elementos porosos, no total, correspondendo a 16 amostras. A análise da variância será apresentada nos gráficos a seguir.

2.3.1. Desvio de circularidade

O desvio de circularidade (λ) representa o valor da variação percentual do diâmetro (ϕ_j) e foi medido na posição indicada pela Fig. (7), em relação ao valor médio. O desvio é determinado a partir da Eq. (1). As medições de diâmetro do elemento poroso foram feitas com auxílio de paquímetro.

$$\lambda = \left(\frac{|\phi_j - \phi_m|}{\phi_m} \right) \cdot 100 \tag{1}$$

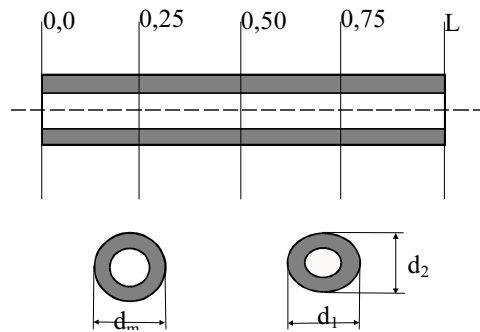


Figura 7. Posições de medição para o cálculo do desvio de circularidade.

2.3.2. Porosidade

A porosidade do elemento poroso foi medida através do método de Arquimedes, com auxílio de uma balança de precisão marca Toledo modelo PG 002-5, resolução 0,01g e incerteza de medição de massa de 0,05g.

2.3.3. Distribuição de Tamanho de Poros

A distribuição de tamanho de poros foi feita utilizando-se o recurso de análise de imagens. Várias imagens foram coletadas através do Microscópio Eletrônico de Varredura (MEV) e analisadas com o auxílio do código computacional IMAGO, desenvolvido no Laboratório de Meios Porosos e Propriedades Termofísicas dos Materiais (LMPT) da UFSC (Reimbrecht et al, 2001).

Para garantir confiabilidade foram utilizadas 16 imagens do perfil de cada elemento poroso, evitando desta maneira que gradientes de densidade de poros interferissem nos resultados tanto de grau de porosidade quanto no tamanho médio de poros.

3. Resultados e Discussão

3.1. Desvio de Circularidade

O desvio de circularidade é um dos mais importantes aspectos a serem analisados no tocante a qualidade a ser avaliada no elemento poroso. Aumento na distorção implica numa maior resistência térmica de contato na interface entre elemento poroso e tubo de alumínio, reduzindo a eficiência da troca térmica do CPL. Com a utilização da nova técnica de fabricação, o desvio de circularidade foi reduzido significativamente, minimizando tal problema, como mostrado na Fig. (8).

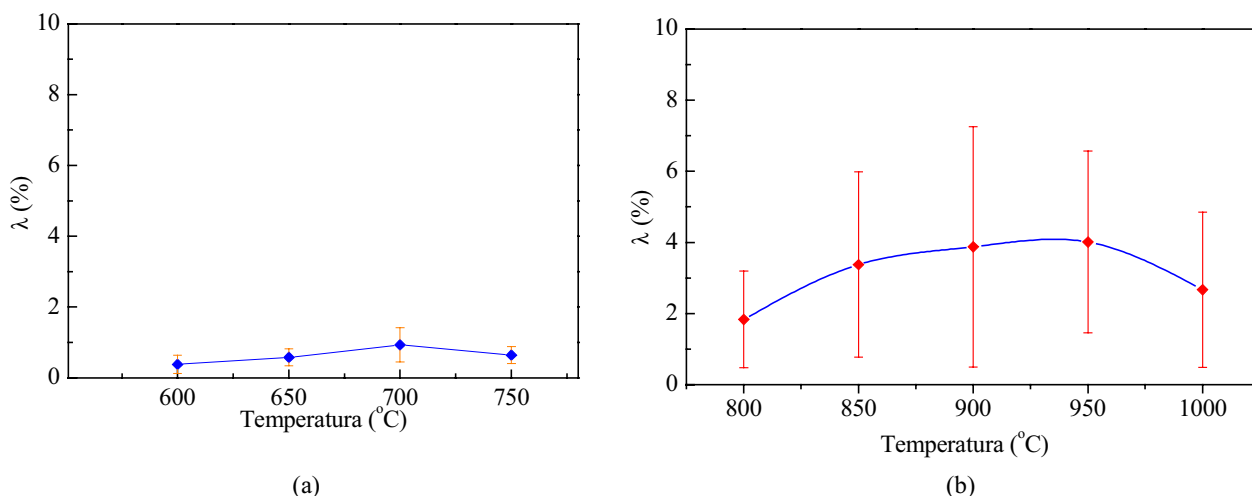


Figura 8. Desvio de circularidade dos elementos porosos produzidos. Em (a) nova técnica e em (b) Técnica convencional.

A redução da distorção geométrica do elemento poroso, utilizando a nova técnica, é causada pela menor temperatura de sinterização, decorrente do aumento de sinterabilidade do pó de níquel durante a sua oxidação. O menor nível de distorção obtido para o elemento poroso tubular comprovou a vantagem da nova técnica. Desta forma foi possível a fabricação de elementos porosos com paredes ranhuradas.

Utilizando-se da técnica anterior, a fabricação dos elementos porosos com paredes ranhuradas se mostrou inviável, devido às distorções já observadas para os elementos tubulares. Um elemento poroso com parede ranhurada é apresentado na Fig. (9). Pesquisa voltada à otimização dos parâmetros geométricos da bomba capilar, tais como número de ranhuras, profundidade das ranhuras, diâmetro interno e externo do elemento poroso está em andamento no Núcleo de Combustão e Engenharia de Sistemas Térmicos da UFSC. Há dificuldades na fabricação que precisam ser superadas. Um maior número de ranhuras ou maiores profundidades dificultam o processo de fabricação devido a fragilidade da peça no momento da retirada da matriz.

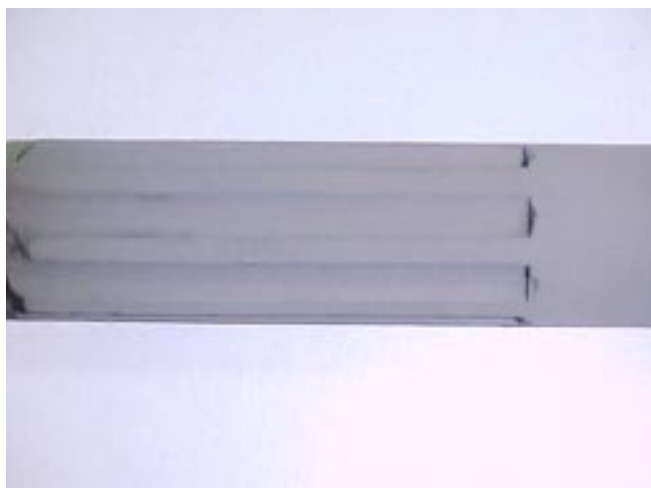


Figura 9. Elemento poroso com parede ranhurada.

3.2. Porosidade

Na Fig. (10) são apresentados resultados da porosidade fazendo-se uma comparação entre os valores obtidos pelas duas técnicas de fabricação. Observa-se que mesmo para valores mais baixos de temperatura de sinterização, a porosidade dos elementos porosos fabricados através da nova técnica se mostrou inferior aos valores de porosidade obtidos pela técnica anterior. A explicação para tal fato é que a sinterabilidade do pó é maior quando oxidado do que no estado elementar. Com isso, mesmo fornecendo menor quantidade de energia, a difusão entre as partículas de pó ocorre mais intensamente seguindo os procedimentos de acordo com a nova técnica de fabricação.

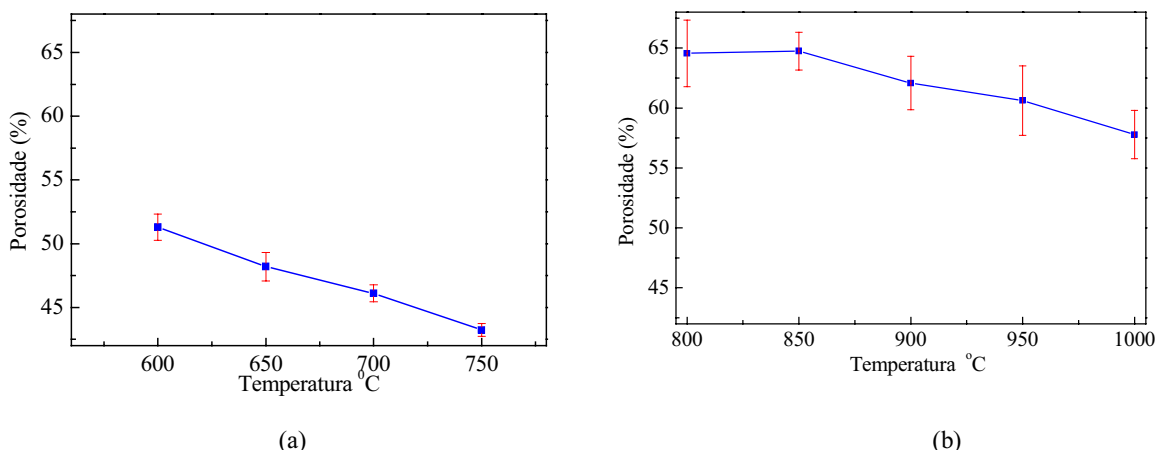


Figura 10. Comparação entre a porosidade obtida pelas duas técnicas de fabricação. Em (a) nova técnica e em (b) Técnica convencional.

3.3. Distribuição de Tamanho de Poros

Os resultados obtidos para ambas as técnicas são mostrados na Fig. (11). Nota-se que para um mesmo nível de porosidade, o tamanho médio de poro é inferior para as peças obtidas pela nova técnica. Este é um dado importante, porque quanto menor o tamanho dos poros maior será a pressão de bombeamento capilar.

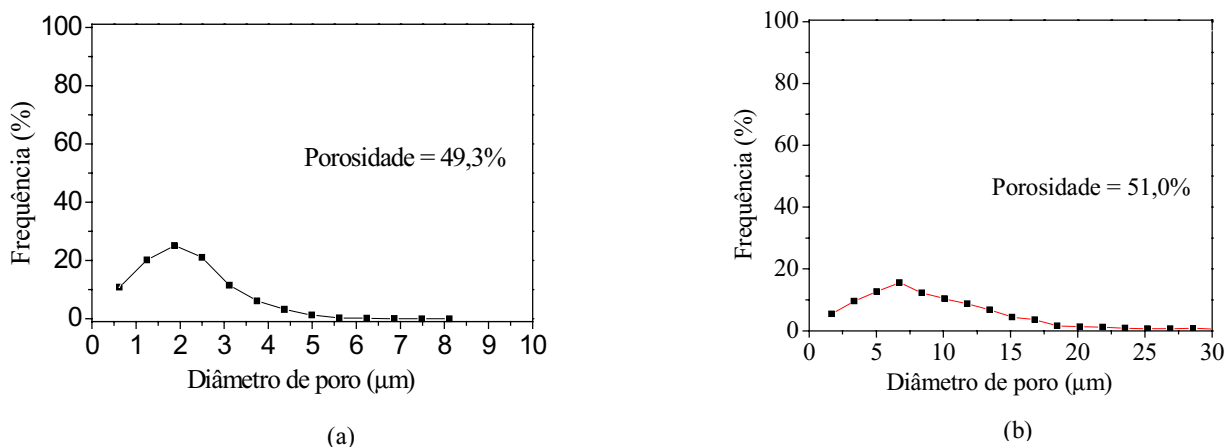


Figura 11. Distribuição de tamanho de poros. Em (a) nova técnica e em (b) Técnica convencional.

4. Conclusões

Resultados experimentais permitem concluir que a nova técnica de fabricação apresenta vantagens importantes sobre o procedimento convencional de fabricação de elementos tubulares de níquel sinterizado, cabendo destacar um menor desvio de circularidade, menor tamanho de poros e fabricação de elementos porosos de superfície ranhurada. Com a aplicação da nova técnica, foi possível obter melhores resultados com temperaturas de sinterização da ordem de 600 a 750 °C.

5. Referências

- Fedorchenko, I.M. 1980, Progress in Work in the Field of High-Porosity Materials From Metal Powders and Fibers. Plenum Publishing Corporation, pp. 615-622,.
- Goncharov, K. et. al. 1995, Loop Heat Pipes in Thermal Control System for Spacecraft. 28th International Conference on Environmental Systems, San Diego, United States of America, July 10-13,.
- Ku, Jentung. 1993, Overview of capillary pumped loop technology. The 29th National Heat Transfer Conference, Atlanta, Georgia, August 8-11.
- Maidanik, YU. F.; Fershtater, YU. G.; Goncharov, K. A., 1991, Capillary Pumped Loop for Systems of Thermal Regulation of Spacecraft. 4th European Symposium on Space Environmental and Control Systems, Florence, Italy, October 21-24,.
- Reimbrecht, E.G. Fredel, M.C. Bazzo, E., 1999. Fabricação de Elementos Porosos para Utilização em Bombas Capilares: Um Estudo Preliminar, Anais do VI CEBECIMAT, Curitiba, Brasil, pp 1194-1204,

MANUFACTURING PROCESS OF AXIALLY GROOVED TUBULAR POROUS STRUCTURE USED IN CAPILLARY PUMPS

Marcelo Augusto Milan da Silva

Universidade Federal de Santa Catarina, Departamento de Engenharia Mecânica
milan@cet.ufsc.br

Eduardo Goncalves Reimbrecht

Universidade Federal de Santa Catarina, Departamento de Engenharia Mecânica
eduardo@cet.ufsc.br

Marcio Celso Fredel

Universidade Federal de Santa Catarina, Departamento de Engenharia Mecânica
fredel@materiais.ufsc.br

Edson Bazzo

Universidade Federal de Santa Catarina, Departamento de Engenharia Mecânica
ebazzo@emc.ufsc.br

Abstract. *An alternative technique is proposed to produce new wicks for heat pipes, loop heat pipes and capillary pumps applications. The procedure consists of oxidizing the nickel powder before final sintering. The measurements show a smaller dimensional distortion, porosity of about 50% and pore size in the range of 1 to 2 μm . One important advantage of the new technique is the smaller sintering temperature, usually less than 750 °C. In addition, the new technique allows to manufacture axially grooved wicks.*

Keywords. *Powder Metallurgy, Capillary Pumps, Space Shift Thermal Control*

BRUNIMENTO PLANO UTILIZANDO A CINEMÁTICA DA LAPIDAÇÃO

Joel Martins Crichigno Filho, Dr.-Ing.

Laboratório de Mecânica de Precisão, Departamento de Engenharia Mecânica, Universidade Federal de Santa Catarina.
e-mail: crichigno@imp.ufsc.br

Walter Lindolfo Weingaertner, Prof. Dr.-Ing.

Laboratório de Mecânica de Precisão, Departamento de Engenharia Mecânica, Universidade Federal de Santa Catarina.
e-mail: wlw@emc.ufsc.br

Oliver Odebrecht, Eng. Mec.

Empresa Diatec.
e-mail: diatec@terra.com.br

Resumo. O Brunimento plano utilizando a cinemática da lapidação vem ganhando grande importância nos últimos anos, mostrando-se um forte substituto da lapidação convencional. O processo baseia-se na substituição dos grãos abrasivos soltos misturados em um líquido por paletes de grãos ligados, que são colados sobre o disco de lapidação. Com isso a grande vantagem deste processo é a eliminação do caro sistema de limpeza das peças e dos custos adicionais com o depósito da lama de lapidação. Devido à utilização da cinemática da lapidação plana, onde as peças são posicionadas em gaiolas ou em anéis de dressamento, que as conduzem sobre a superfície do disco, é possível obter peças com baixos erros de planicidade e paralelismo, assim como extrema precisão dimensional. Com relação à taxa de remoção e à qualidade superficial, os resultados são comparáveis aos obtidos na lapidação convencional. Entretanto os custos, principalmente, na produção em larga escala de peças de precisão são menores. Este artigo vem mostrar as características inerentes ao processo de brunimento e à lapidação sobre os resultados de trabalho.

Palavras chave. brunimento, lapidação, fabricação de precisão

1. Introdução

A lapidação é um processo de fabricação, no qual são obtidas peças com alta qualidade superficial em conjunto com precisão de forma e tolerâncias dimensionais até a faixa de IT1. As lapidadoras são máquinas-ferramentas de princípio construtivo e operação bastante simples. Contudo, o grande problema do processo consiste no depósito da lama formada por material removido da peça e do disco, material abrasivo e fluido de lapidação, o que dificulta a limpeza das peças.

A preocupação com os rejeitos de processos que poluem o meio ambiente tem crescido nos últimos anos. A tendência tem mostrado que, num futuro próximo os processos de fabricação que contribuem fortemente para a poluição do meio ambiente certamente serão inviáveis economicamente, devido à aplicação de impostos ecológicos e ao aumento dos gastos relacionados ao descarte dos detritos gerados pelo processo.

Em decorrência dessas tendências tem sido de vital importância nos últimos tempos, a pesquisa para a substituição de alguns processos de fabricação ou o seu melhoramento. Na lapidação isto pode ser realizado substituindo o meio de lapidação, formado pela mistura de pó abrasivo solto em um líquido, por grãos ligados. Com isso existe somente a necessidade de adição de fluido de corte como meio lubri-refrigerante. Este processo, então, passa a ter características do processo de brunimento (grãos ligado, velocidade relativa baixa entre ferramenta-peça e contato contínuo entre ferramenta-peça) e a cinemática do processo de lapidação.

2. Características do processo

As características do brunimento plano, utilizando a cinemática da lapidação, são combinações dos fatores do processo de lapidação plana com fatores do processo de brunimento plano. Como na lapidação plana convencional, as peças são posicionadas em gaiolas ou em anéis de dressamento e guiadas em relação aos disco abrasivos, Figura 1.

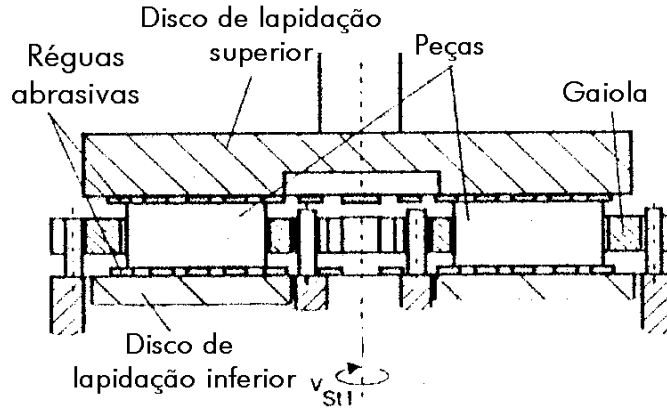


Figura 1. Apresentação esquemática do brunimento utilizando a cinemática da lapidação (Karpuschewski 1996).

Devido à característica cinemática do processo, pontos das peças percorrem trajetórias cicloidais sobre o disco de lapidação. Spur et al. (1986, 1997) desenvolveu um modelo para calcular a densidade de trajetórias radiais de pontos das peças, com o objetivo de estimar o desgaste radial do disco de lapidação, figura 2.

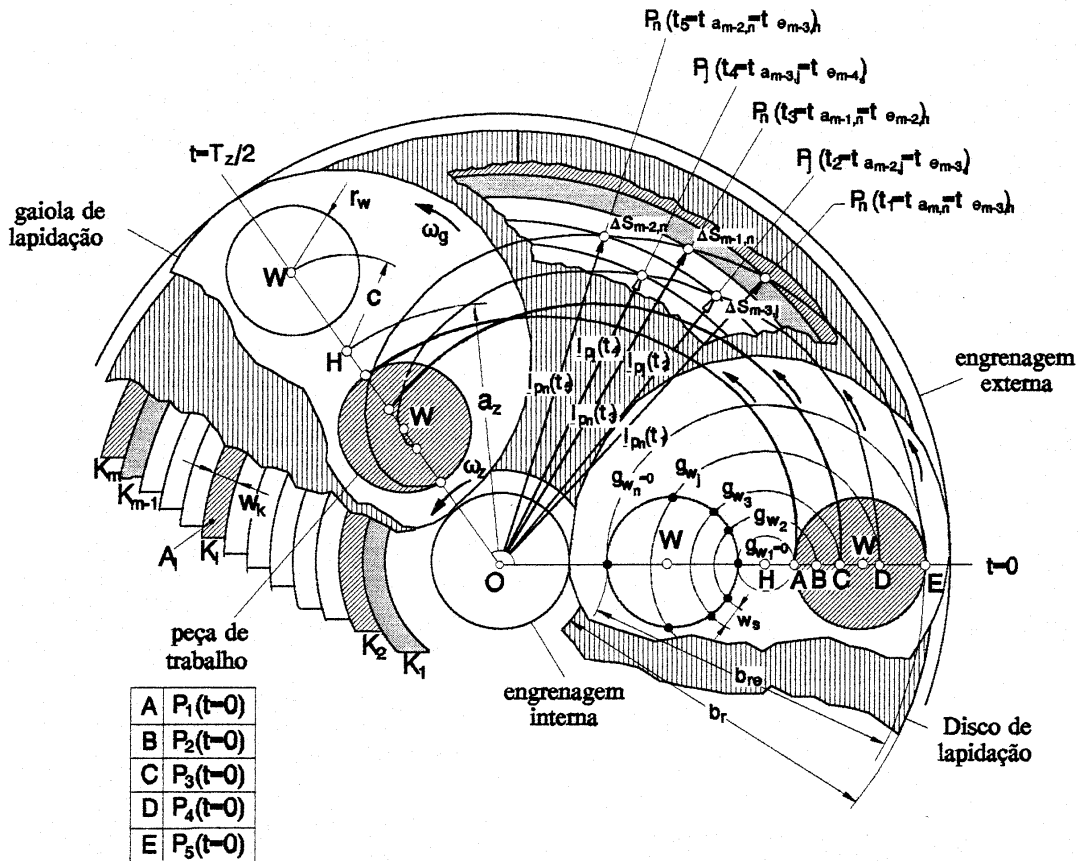


Figura 2. Modelamento do desgaste do disco de lapidação através do método de setorização (Spur 1986).

O desgaste radial é calculado somando todos os comprimentos de trajetórias ΔS_m de cada setor para todos os pontos infinitesimais de cada peça posicionada nas gaiolas. Através do ajuste de alguns parâmetros do processo como a velocidade dos sistemas de acionamento interno e externo, bem como a velocidade do disco de lapidação ou através do posicionamento das peças na gaiola pode-se obter um perfil de desgaste radial do disco mais uniforme, mantendo-o plano por mais tempo. Este fator tem influência direta sobre o erro de forma das peças, mantendo-as com baixos erros de planicidade e paralelismo (Crichigno Filho 1994).

Outras vantagens inerentes à lapidação plana podem ser descritas:

- A maioria das peças podem ser trabalhadas sem um sistema de fixação;
- Raramente necessitam-se dispositivos de fixação, uma vez que a superfície de trabalho é a superfície de referência;
- A usinagem de várias peças ao mesmo tempo.

A peculiaridade do novo processo consiste no cobrimento do disco de lapidação com material abrasivo ligado. A superfície é preenchida completamente, ou com pequenos discos abrasivos (réguas), com cerca de 3 mm de altura colados sobre um disco de alumínio ou ferro fundido, figura 3 (Mackensen 1997, Uhlmann E., 1999).

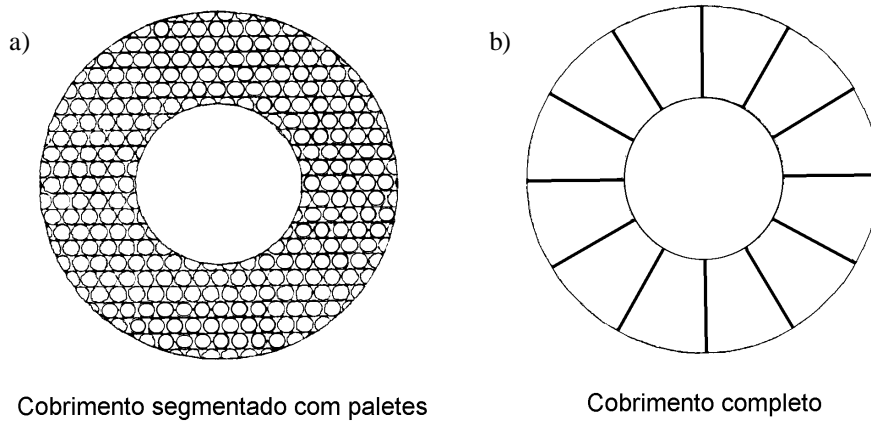


Figura 3. Forma de cobertura dos rebolos a) Segmentado b) Totalmente coberto (Mackensen 1997, Uhlmann 1999).

Como os grãos abrasivos são ligados, existe somente a necessidade da adição de fluido de corte. O mecanismo de remoção se dá pela remoção de cavaco, ao contrário da lapidação convencional onde os grãos rolam entre peça e disco deformando-os elástica e plasticamente até que pequenas partículas se desprendam. A superfície das peças apresenta-se brilhante, ao contrário da lapidação onde na maioria das vezes apresenta-se fosca.

Tabela 1. Comparação entre a lapidação e o brunimento (segundo Karpuschewski 1996).

| | | Lapidação | Brunimento |
|------------------------|------------------------------|--|---|
| | | | |
| Ferramenta | Grãos | soltos em um fluido, transferência da forma da ferramenta | ligados em uma matriz |
| | Princípio de atuação | de posição | de trajetória |
| | Movimento de atuação | o grão rola, a quina dos grãos penetram no material | riscamento da superfície |
| | Direção principal de atuação | ortogonal à superfície da peça | paralelo à superfície da peça |
| Mecanismo de remoção | Formação de cavaco | ultrapassa o limite de resistência à compressão | ultrapassa o limite de resistência ao cisalhamento |
| | Temperatura | pequena | grande |
| Formação da superfície | Microscópica | Topografia com crateras | riscamento |
| | Macroscópica | Sem ranhuras com direção determinada, rugosidade homogênea e fosca | riscamento na forma de arcos, sem direção preferencial. Meio fosco até brilhante. |
| Outras características | Formação de sujeira | alta, necessidade de limpeza das peças | pequena |
| | Taxa de remoção | pequena | alta |
| | Flexibilidade | alta | pequena |
| | Emissão de ruído | pequena | alta |
| | Automatização | difícil | possível |

A tabela 1 apresenta uma comparação entre as características da lapidação convencional e do processo de brunimento plano utilizando a cinemática da lapidação.

3. Variáveis do processo

A obtenção dos resultados de trabalho desejáveis, como rugosidade, remoção de material e erros de forma, depende da escolha correta dos parâmetros do processo. Esses fatores são fortemente dependentes das características dos processos de lapidação assim como de brunimento.

Como principais fatores relacionados ao processo de lapidação plana estão fatores relacionados à cinemática do processo (Crichigno Filho 1994, König 1996):

- Velocidade das peças;
- Distribuição da trajetória de pontos distintos das peças em relação ao disco abrasivo;
- Número de peças e sua distribuição na gaiola, assim como a geometria das peças ;
- Gradiente de velocidade em relação ao disco e
- Tipo de máquina (de um ou de dois disco).

Com relação ao brunimento (Peres 1994, König 1996):

- Características da pedra de brunimento:
 - Tipo de abrasivo;
 - Granulometria;
 - Tipo de ligante;
 - Dureza;
 - Concentração dos grãos;
- Condicionamento da pedra de brunir;
- Fluido de corte;
- Pressão de contato peça-disco.

3.1. Variáveis influentes da cinemática da lapidação

As máquinas desenvolvidas são baseadas nas lapidadoras convencionais de um ou dois discos. A diferença no emprego do tipo da lapidadora está principalmente relacionada à produtividade do processo. No emprego de máquinas de dois disco a taxa de remoção é maior, devido ao trabalho de duas superfícies da peça, simultaneamente. Utilizando-se máquinas de um disco, o rebolo é mantido „afiado“ e plano por mais tempo em decorrência da ação dos anéis de dressamento. Peças de pequenas dimensões são possíveis de serem trabalhadas através do posicionamento, sem gaiolas, dentro do anel de dressamento (Kling 1990).

Ambas podem ser equipadas com sistema hidráulico ou pneumático para o fornecimento da pressão de brunimento. Algumas máquinas são equipadas com sistema para o resfriamento e para a distribuição uniforme de temperatura nos discos (Mackensen 1997).

Influência predominante sobre as características dos erros de forma da peça trabalhada é a cinemática do processo. Ela pode ser definida com relação ao campo de velocidades, comprimento de trajetórias tanto para a peça quanto para o disco de lapidação.

A cinemática do processo tem influência direta tanto sobre a qualidade das peças quanto sobre o erro de forma do disco de brunimento. Na lapidação as peças percorrem trajetórias cicloidais em relação ao disco, formando, assim, regiões radiais mais percorridas por pontos das peças. Além disso são observadas diferenças na distribuição radial de velocidades de pontos da peça em relação ao disco. Esses fatores contribuem para a formação de um desgaste radial não-uniforme, aumentando o erro de planicidade do disco abrasivo (Crichigno Filho 1994, Spur 1986, Kling 1990).

Quando os discos apresentam grandes erros geométricos ou perdem a capacidade de remoção de material é preciso dressá-los e depois afiá-los. No entanto, na lapidação com acionamento por engrenamento é possível determinar os níveis de velocidades em função do posicionamento das peças na gaiola e da geometria das peças, para a obtenção de um desgaste radial mais uniforme do disco de brunimento (Crichigno 1994). Com isso pode-se minimizar a necessidade de dressamento dos discos para a correção do desgaste.

A geometria das peças tem forte influência sobre o desgaste do disco e, assim, sobre a taxa de remoção. Variando-se por exemplo o diâmetro do anel interno de uma peça cilíndrica, mantendo-se constante a relação da área a ser trabalhada e, com isso, a pressão de trabalho, pôde-se verificar que com o aumento do diâmetro interno do anel há um aumento da taxa de remoção (Funck 1995).

A disposição das peças na gaiola, assim como a geometria das peças, tem fundamental influência sobre o desgaste do disco abrasivo e, por sua vez, na taxa de remoção. Quanto maior for a superfície total a ser trabalhada, maior será o desgaste do disco (Crichigno Filho 1994, Spur 1986, Kling 1990). Quanto maior o número de peças a ser trabalhada, maior é o desgaste do disco e menor é a taxa de remoção.

3.2. Variáveis influentes do processo de brunimento

3.2.1. Disco Abrasivo

As reguas são formadas por materiais abrasivos como corindum, carboneto de silício, CBN ou diamante. De acordo com a exigência de trabalho são empregados tamanho de grãos na faixa entre 181 até 46 μm . Os grãos são ligados com materiais metálicos, vitrificados ou resina sintética. No brunimento plano utilizando-se diamante ou CBN como abrasivo, a taxa de remoção é de 3 a 5 vezes maior do que na lapidação plana (Funck 1995, Mackensen 1997, Uhlmann, 1999).

Outro fator importante para obtenção de um desgaste mais uniforme do disco é a disposição radial das réguas com características de tamanho de grãos e estrutura diferentes, assim como um posicionamento não equidistante radialmente entre eles (Stähli 1997, Dennis 1997, Uhlmann 1999).

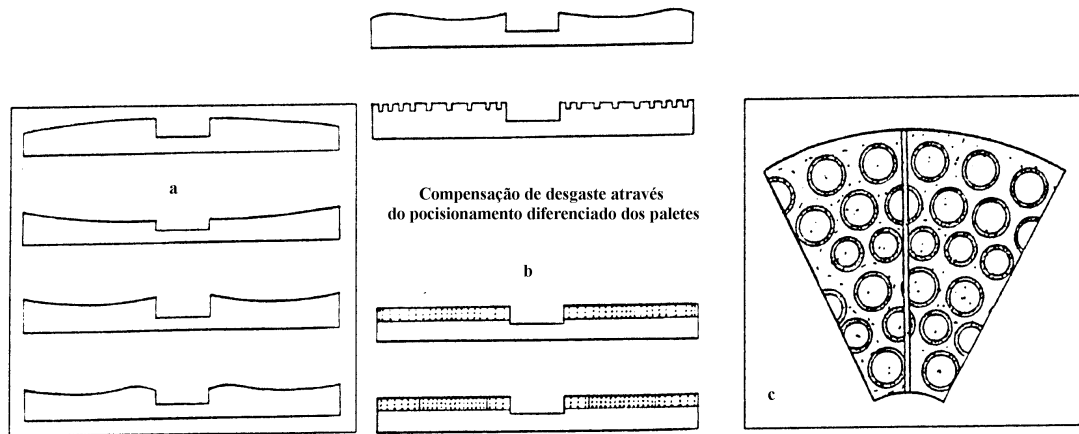


Figura 4. Compensação de desgaste, a- principais erros de forma do disco, b – compensação de desgaste através do posicionamento e concentração variável dos grãos, c – posicionamento diferenciado das réguas (Stähli 1997).

O ligante tem grande influência sobre a deformação térmica do disco abrasivo e com isso sobre o erro de planicidade do disco abrasivo. A formação, durante o processo, de uma distribuição de temperaturas não-uniforme sobre o disco, causa a sua deformação, apesar da utilização de brunidoras com sistema de resfriamento do disco (Karpuschewski 1998, Dennis 1997, Mackensen 1997). Esta deformação é maior utilizando-se ligantes metálicos. Uma melhora é constatada utilizando-se ligantes de resina sintética, que além de ser mais barata proporciona facilidade maior de dressamento. Entretanto o desenvolvimento de ligantes vitrificados tem-se mostrado vantajoso pelas características de auto-afiação, garantindo assim uma constante taxa de remoção das peças, e pela pequena capacidade de deformação devido ao gradiente de temperatura radial do disco (Karpuschewski 1998).

O tipo de dressamento depende basicamente do tipo de máquina que é empregada. Na lapidação com um disco, o dressamento é feito continuamente através de anéis de dressamento de carboneto de silício, que além de deixar o disco plano, o mantém afiado por mais tempo.

Em máquinas de dois discos a correção de forma é feita periodicamente com ferramenta de dressamento de diamante, que se desloca radialmente em relação ao disco. A afiação é feita utilizando-se 3 gaiolas com 3 pedras de afiação cada, que trabalham sob pressão. Algumas pesquisas tem sido conduzidas para o dressamento eletrolítico contínuo em processo com rebolos ligados com uma mistura de metal-resina (Itoh 1996).

3.2.2. Fluido de corte

A utilização de fluido de corte exerce uma grande importância não somente nos resultados de trabalho, como também sob o ponto de vista ecológico. Como previamente exposto, o meio utilizado na lapidação é substituído no brunimento plano pelo ligamento dos grãos abrasivos. Assim necessita-se apenas a adição do fluido de corte, que tem como principais objetivos a retirada de cavacos da zona de corte, a diminuição do atrito através do efeito de lubrificação, a refrigeração e, por último, a proteção das peças contra oxidação (König 1996, Peres 1994).

Principais características relacionadas à aplicação de fluidos de corte:

- viscosidade;
- vazão e
- pressão.

Geralmente são utilizados os mesmos fluidos de corte que no processo de brunimento convencional. Por isso é utilizado, na prática, óleo de baixa viscosidade. Comparando-se a taxa de remoção obtida utilizando-se óleo e emulsão 5%, foi observada uma maior taxa de remoção utilizando-se óleo como fluido de corte. Para melhorar o efeito de transporte de cavacos, pode-se utilizar discos segmentados de tal maneira que as réguas são posicionadas de modo que haja um espaçamento, para facilitar o acesso do fluido de corte na zona de trabalho (Stähli 1997).

3.2.3. Fatores tecnológicos

A força exercida sobre as peças contra o disco abrasivo tem grande influência sobre os resultados do processo. Ela determina a pressão entre as peças e o disco e, com isso, a profundidade de penetração dos grãos abrasivos na peça. Juntamente com a penetração dos grãos na peça, a força tangencial total é influenciada pelo número de grãos que estão atuando no momento da usinagem. A força resultante exercida junto a cada grão tem influência sobre o seu desgaste e pode levar ao seu arrancamento do ligante. Este fato tem uma grande importância sobre o chamado efeito de auto-afiação do disco. A excessiva carga, entretanto, pode levar à deformação das peças e do disco de brunimento. Como consequência ocorre a piora dos erros de forma das peças. Foi observado que com o aumento da força normal sobre a peça há um aumento exponencial da taxa de remoção (Funck 1995).

A velocidade de brunimento é outra grandeza que exerce uma considerável influência sobre os resultados de trabalho. A pressão de brunimento determina, em função do tamanho de grão, a seção de usinagem dos cavacos. Já a velocidade determina o comprimento desses cavacos e a quantidade dos cavacos removidos por unidade de tempo, ou seja, a taxa de remoção. Em regra geral, com o aumento da velocidade de brunimento aumenta a taxa de remoção até um ponto onde o efeito hidrodinâmico do fluido de corte exerce uma pressão tal entre peça e ferramenta, que absorve parte da pressão exercida sobre as peças. Como consequência, os grãos penetram menos nas peças e a taxa de remoção diminui [König 1996, Peres 1994]. Esse fenômeno é influenciado pela velocidade de brunimento, pela rugosidade do par peça-ferramenta e pela viscosidade do fluido de corte.

Outro fator de grande importância sobre o processo é o tempo de brunimento. Ao contrário do processo de retificação, onde o sobremetal é determinado pela profundidade de corte, no brunimento o cálculo da remoção de material se dá principalmente pelo tempo de trabalho ou pelo caminho percorrido pelas peças em relação ao disco. Foi observado que com o aumento do tempo de trabalho, a taxa de remoção decresce até um mínimo (Abay 1996).

4. Resultados obtidos com o processo

Como resultado de trabalho foram obtidos tolerância de medidas em torno de $\pm 1 \mu\text{m}$, erro de planicidade em torno de $0,3$ a $0,6 \mu\text{m}$, assim como erro de paralelismo na faixa de $0,5 - 2 \mu\text{m}$. A rugosidade, de acordo com o material, até $R_a 0,025 \mu\text{m}$ (Stähli). Além da precisão de trabalho obtida é possível diminuir drasticamente o tempo de usinagem, por exemplo, no trabalho de $0,6$ a $0,8 \text{ mm}$ de sobremetal de disco cerâmico para válvulas reguladoras de vazão, onde foi necessário menos de 1 min de trabalho. Automatizando o carregamento e o descarregamento das peças, o processo levou cerca de apenas 3 min (Stähli 1997).

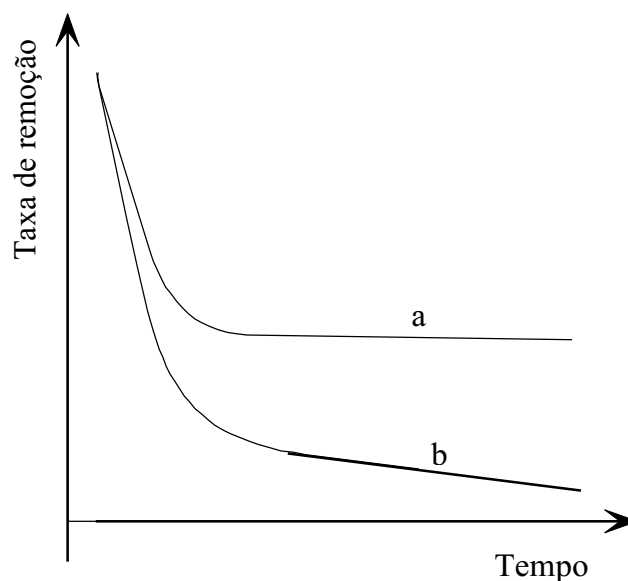


Figura 5. Taxa de remoção em função do tempo de brunimento. a – condição estabilizada de taxa de remoção (ideal), b- decréscimo contínuo da taxa de remoção.

A principal problemática do ponto de vista econômico do processo é com relação à taxa de remoção, que deve ser constante o maior tempo possível, para garantir a reprodutibilidade do processo. Através da escolha correta das condições de trabalho é possível obter uma taxa de remoção constante ao longo do processo, através do mecanismo de auto-afiação do rebolo, garantindo-se assim, a reprodutibilidade e a economia do processo. Através da otimização, principalmente da velocidade e da pressão, pode-se manter uma taxa de remoção em um determinado patamar, por um longo período de tempo antes que seja necessário o dressamento do rebolo, figura 5 – a (N.N.- Site TU-Berlin).

5. Conclusão e tendências do processo

Este artigo apresentou as principais características do processo de brunimento plano. Este novo processo agrega características tanto do brunimento convencional quanto da lapidação plana, na fabricação de peças planas de precisão.

Apesar do alto custo inicial da máquina e da ferramenta, este processo se mostra competitivo em relação à lapidação plana convencional quando se trata do depósito da lama de lapidação, da limpeza das peças e da diminuição do tempo de trabalho. Com este processo são obtidas peças limpas e com superfícies brilhantes além de pequenos erros de planicidade e paralelismo. São usináveis peças de materiais metálicos, cerâmicos e de vidro com bons resultados de trabalho (Egger, 1999, Karpuschewski 1998, Stähli 1997, Uhlmann 1999).

Apesar dessa grande vantagem surgem algumas dificuldades na sua aplicação. É observado um sensível aumento de atrito entre a ferramenta (disco de brunimento) e as peças, o que leva ao aumento da carga do sistema de acionamento assim como no aumento do calor gerado, que pode influenciar na precisão de forma das peças. Dependendo do material das peças a serem trabalhadas, apresenta-se frequentemente o problema do rápido empastamento do rebolo. Outra desvantagem é a pequena flexibilidade com relação à combinação material a ser trabalhado com o material abrasivo.

Através da escolha correta das condições de trabalho inerentes ao processo de lapidação, pode-se manter os erros de forma do disco em níveis baixos. Com a otimização da velocidade de brunimento e da pressão pode-se obter uma taxa de remoção constante por um longo período de tempo antes que seja necessário o dressamento-se do rebolo, garantindo assim a reprodutibilidade dos resultados e a economia do processo.

6. Referências

- Abay, C., “Mehrstufige Prozeßoptimierung bei der Hartbearbeitung von Keramik“, Maschinenmarkt, Würzburg, 102 (1996) 11.
- Crichigno Filho, J. M., “Simulação Numérica do Processo de Lapidacao Plana como Ferramenta para Otimização do Processo“, Dissertacao de Mestrado, 1994, USFC.
- Dennis P., Mackensen V. v., “Diamant-und CBN-Feinschleifen auf Maschinen mit Läppkinematik“, 2nd International Conference on Machining of Advanced Materials (MAM), 1997, VDI Berichte 1276, pg. 435-448.
- Egger, R., Mackensen, V. v., “Wie Läppen – Wirtschaftlichkeit des Feinschleifens von Stahl- und Keramikwerkstoffen“. Maschine und Werkzeug 1-2, 1999, pg. 69-71.
- Funck, A., “Planschleifen mit Läppkinematik“, Hanser Verlag, München, Wien, 1995.
- Kling, J., “Abtrag und Verschleiß beim Plan- und Planparallelläppen“, Tese de Doutorado, Technischen Hochschule Zürich, 1990.
- Itoh, N., Ohmori H., “Finishing Characteristics of ELID-lap Grinding Using Ultra Fine Grain Lapping Wheel“, Int. J. Japan Soc. Prec. Eng. Vol. 30 No. 4 1996, pg. 305-310.
- Karpuschewski, B., Lierse, T., “Feinbearbeitung von Hochleistungskeramik“, VDI Berichte nr. 1276, VDI Verlag, 1996, pg. 261-273.
- Karpuschewski B., et. all., “Effiziente Feinschleifprozesse ersetzen das Läppen“, Maschinenmarkt, Würzburg 104 (1998) 18, pg. 44-49.
- König W., Klocke F., “Fertigungsverfahren Band 2. Schleifen, Honen, Läppen“ VDI-Verlag GmbH, Düsseldorf, 1996, 406 p.
- Mackensen, V. v., Longerich W., Dennis P., Preising D., “Feinschleifen mit Diamant und CBN“, IDR 31 (1997), Nr.1, pp 12-15.
- N.N., “Feinschleifen contra Läppen“, Peter Wolters GmbH.
- N.N., Internet site, <http://www.iwf.tu-berlin.de/fer/>.
- Peres, R. M., “Caracterização do Processo e Verificação das Grandezas de Entrada no Brunimento de Curso Longo do Tipo „Precidor““, 1994 Dissertação de Mestrado. USFC.
- Stähli, A. W., “Läppen und Flachhonen mit Zwischeiben-Maschinen“, Catálogo do fabricante.
- Stähli, A. W., “Flachhonen wird sich lohnen“, Schweizer Präzisionsfertigungstechnik, August 1997, Carl Hanser Verlag, München. pg. 41-44.
- Uhlmann E., Ardelt T., et. all, “Planschleifen mit Läppkinematik“, IDR 33 (1999) 1, pg 79-83.

- Weigmann, U.-P., "Honen keramischer Werkstoffe-technologische Untersuchungen", IDR 32 (1998a) 2, pg. 159-175.
- Weigmann, U.-P., "Honen keramischer Werkstoffe-Eingriffsbedingungen am Schneidkorn", IDR 32 (1998b) 4, pg. 349-365.
- Bearbeiten neuer Werkstoffe. Werkstatt und Betrieb 130 (1997) 1-2. pg. 33-35.
- Spur, G.; Simpfendorfer, D., "Numerische Vorherbestimmung des Werkzeugverschleißes beim Planläppen", VDI-Z, Bd. 128, 1986, Nr. 3, pg 76-82.
- Spur, G., Eichhorn, H., "Kinematisches Simulationsmodell des Läppscheibenverschleißes", IDR 31, 1997, Nr.2, pg 169-178.

Flat honing using the lapping kinematics

Abstract. *The flat honing using the lapping kinematics becomes a great importance in the last years and it shows to be a strong substitute of the conventional lapping. The process is based on the substitution of the lapping slurry (loosened abrasive grains mixed in a liquid) by plate of bonded grains, that are positioned on the lapping disk. The great advantage of this process is the elimination of the expensive cleaning system of the pieces and of the additional costs with the deposit of the lapping slurry. Due the use of the kinematics of the flat lapping, where the workpieces are positioned in holder or in conditioning rings, that drive them on the surface of the lap, it is possible to obtain pieces with low flatness and parallelism errors, as well as extreme dimensional accuracy. With relationship to the removal rate and the surface quality, the results are comparable to the obtained in the conventional lapping. The cost are smaller mainly in the production in wide scale of workpieces. This article shows the inherent characteristics due the flat honing and the lapping on the work results.*

Keywords. *honing, lapping, precision manufacturing*

NUMERICAL DETERMINATION OF LONGITUDINAL AND TRANSVERSE TEMPERATURE PROFILE IN COVERED ELECTRODE**Ivanilza Felizardo**

Federal University of Minas Gerais, Av. Antônio Carlos, 6627, Pampulha,
Cep.: 31270-000, Belo Horizonte, Minas Gerais, Brazil
ivanilza@demec.ufmg.br

Ramón Molina Valle and Alexandre Queiroz Bracarense

Federal University of Minas Gerais, Av. Antônio Carlos, 6627, Pampulha,
Cep.: 31270-000, Belo Horizonte, Minas Gerais, Brazil
ramon@vesper.demec.ufmg.br and queiroz@vesper.demec.ufmg.br

Abstract. The mean characteristic of arc welding process with covered electrode is that it still is used manually. Among all the difficulties for its robotization, the most difficult and complicate is the control of electrode translation and diving speed during welding. This control depends of the temperature of electrode. The contact area between the robot and electrode is the region of the core rod not covered by the coating. From existent models in the literature, this region was not considered in the solution domain. In his work, a bi-dimensional computational program, using the technique of Finite Volumes in Generalized Coordinates, was developed to predict the temperature variation of the covered electrode. In this model, the region of the core rod not covered by the coating was considered and the heat lost by convection were calculated. To validate the program, the modeled results were compared with results obtained experimentally. The differences between the model and experiments were inferior to 7%. The model was also able to predict the longitudinal and traverse temperature profile of the covered electrode and allowed to investigate the influence of the heat generated by Joule effect in the increase of electrode temperature.

keywords: SMAW, temperatures profiles, melting rate, finite volumes method, robotic.

1. Covered electrode heating during welding

The first noticeable attempt to predict the temperature in the covered electrode during welding was made by Rosenthal (1941). Figure (1) shows the longitudinal temperature profile of the electrode for currents of 100 and 150 A. As can be observed, the temperature profile at highest current is lower than the temperature profile at lower current, as predicted by Rosenthal. He explained this effect considering the high melting rate at high current, which reduces the contact time between the molten metal and the solid portion of the electrode. Despite the interesting results obtained by the model proposed by Rosenthal, it does not predict the actual temperature profile of the electrode, because Joule heating and heat loss contributions were neglected.

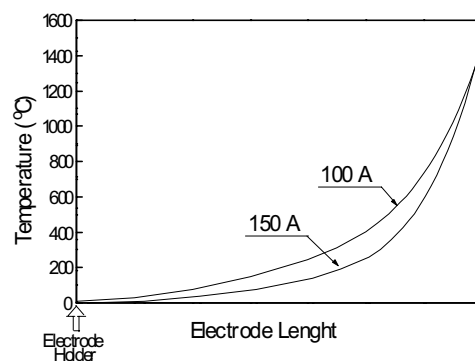


Figure 1. Temperature profiles predicted by Rosenthal's model (1941).

After Rosenthal, innumerous works found in literature, investigated the causes and consequences of the electrode heating during welding (Stern, 1948; Jackson et al, 1950; Erokin, 1980 and Bracarense et al, 1994). Most of them addressing the increase of electrode temperature as one of the most factors important interfering the melting rate (ter Berg et al, 1952). It is defined as the ratio of the consumed mass of the core rod and the welding time (mass/time) (Essers et al 1971 and Jackson et al 1953), or more generally, as the consumed electrode length per welding time (length/time) (Wilson et al, 1956).

In 1985, Waszink and Piena developed a model to predict the melting rate of a covered electrode. They performed a heat balance between the molten tip and the closest solid part of the electrode. Experimentally, they measured the thermal conductivity of the coating (K_c) and the product $\rho_c \cdot C_{p_c}$, where ρ_c is the density and C_{p_c} is the heat capacity of the coating, for several electrode. Using these data they were able to derive expressions for the

thermal power of the core rod, which is transferred to the coating in the region adjacent to the melting front. They showed that the major part of the heat is provided by the anode and cathode processes at the tip of the electrode, where a power IV_o is generated and Joule heating provides only 6% of the energy supplied to the metal. They also concluded that the heat transferred through the melted tip of the electrode is proportional to the current. The constant of proportionality must be found experimentally and it refers to the melting rate, ψ . The Joule heating of the coating is neglected, because there is not current flowing through it. The coating absorbs part of the Ohmic energy of the core rod by conduction, however this heat flow is small. For the investigated electrodes, they found that the transversal temperature difference to the electrode length is small, changing from 28 to 74°C. The necessary heat to decompose and to melt the coating is supplied mainly by the heat from the electric arc.

Despite the fact that the model proposed by Waszink and Piena is a very elaborated model, it is not able to predict temperatures along the electrode length far from the melting front. However, they idealized the longitudinal temperature profile for a covered electrode as showed in Fig. (2), where T_w is wire temperature, T_{mp} is melting temperature, T_o is room temperature and t is time. In the idealization, the temperature profile is flat along practically the whole electrode length, increasing rapidly to the melting temperature, at short distance from the arc. The axial heat flow happens only in the transition regions and the temperature in the flat portion increases with time, due Joule effect only. Simple estimates based on the literature (Waszink et al, 1979 and Carlaw et al, 1959) showed that the region adjacent to the holder has a length of few centimeters and the region adjacent to the melting front has a length of about 1 mm.

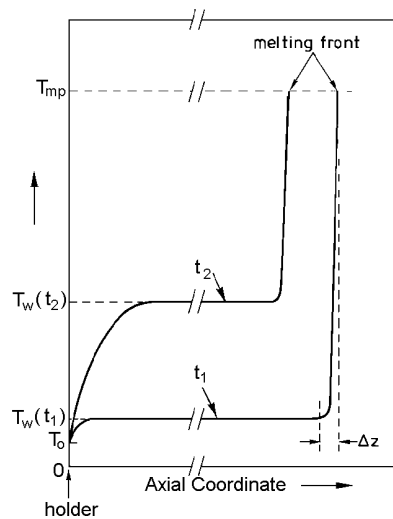


Figure 2. Temperature profiles idealized by Waszink and Piena (1985) at different times – $t_2 > t_1$.

In 1997, Quinn et al developed a mathematical model to predict the temperature distribution and melting rate of covered electrode. They used the finite differences technique and considered the Joule heating and the heat conduction. Figure (3) shows the assumptions and the solution domain used by them to predict the temperature distribution in the electrode. The part of the electrode, on which the core rod is not covered by the coating, was not considered in the solution domain. The melting rate was determined experimentally and the results obtained showed a good agreement between experimental and modeled temperature distribution and for the current of 130 A, a profile, as idealized by Waszink and Piena, was achieved, Fig. (4).

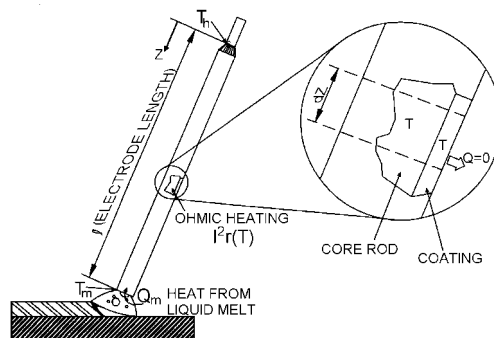


Figure 3. Assumptions and solution domain assumed by Quinn et al (1997).

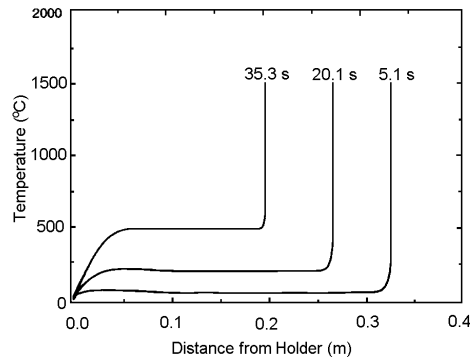


Figure 4. Temperature profiles predicted in the model by Quinn et al (1997).

Despite the interesting results obtained by Quinn et al, they considered the temperature distribution in the coating equal to the one at core rod and the heat losses by convection through of the coating was not considered. Which this consideration can over predicts the temperatures along of the electrode and experimentally it can be verified that after 35 seconds of welding, the core rod temperature at a distance infinitesimally close to the holder is not the room temperature. The temperature profile predicted by Quinn et al had this behavior because the boundary condition imposed in this region was prescribed temperature and equal to room temperature. Furthermore, the region of the core rod not covered by the coating was not modeled.

A fundamental point for the robotization of the SMAW process is to model, as close as possible, the physical reality of the thermal behavior of the whole covered electrode during welding. The contact area between the robot and the electrode will be exactly the region of the core rod not covered by the coating and know the temperature distribution in this region is essential. To achieve the robotization, a bi-dimensional computational program was developed using finite volumes method in generalized coordinates to obtain the temperature fields. The modeled results were validated with experimental data, showing that the model can be used to predict the temperature variation with time and the temperature profile along of the electrode.

2. Mathematical modeling

The heat distribution in the electrode during welding can be considered as a true diffusive problem with heat generation. There is a differentiated heat flow in the axial direction (z), due to differences in the boundary conditions, and in the radial direction (r), because differences of materials. However in the angular direction (φ), there are not differences because there is not any geometric variation in the electrode revolution angle and there are not changes in the boundary conditions. Therefore, there is no justification to treat the problem as three-dimensional problem. The mathematical model for the physical problem in study is constituted by the energy equation in the conservative form, in cylindrical coordinates (r, z), bi-dimensional, transient and with axi-symmetric domain. The equation can be given as:

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho C_p T) = \frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} \left(r K \frac{\partial T}{\partial r} \right) + \frac{\partial}{\partial z} \left(K \frac{\partial T}{\partial z} \right) + g \tag{1}$$

Where g is the internal heat generation, T is the temperature, K is thermal conductivity, Cp is the heat capacity and ρ is the density. Figure 5 shows the solution domain for the problem and the boundary conditions to be applied in finite volume of the electrode are given by:

North boundary: $z = L \Rightarrow 0 < r < R_w \rightarrow$ Convection: $K \frac{\partial T}{\partial r} = h_\infty (T_\infty - T)$ (2)

South boundary: $z = 0 \Rightarrow$ Prescribed Temperature (3)
 $0 < r < R_w \rightarrow T(r) = 1530 \text{ }^\circ\text{C}$ (core rod melting temperature)
 $R_w < r < R_e \rightarrow T(r) = 900 \text{ }^\circ\text{C}$ (coating melting temperature)

East boundary: $r = R_e \Rightarrow 0 < z < L_w$, or (4)
 $r = R_w \Rightarrow L_w < z < L \rightarrow$ Convection: $K \frac{\partial T}{\partial z} = h_\infty (T_\infty - T)$

West Boundary: $r = 0 \Rightarrow 0 < z < L \rightarrow$ Symmetry: $Q = 0$ (5)

Transient Condition: $t = 0 \Rightarrow z = 0$ (6)
 $t > 0 \Rightarrow z = L_C \rightarrow$ Electrode consumed length

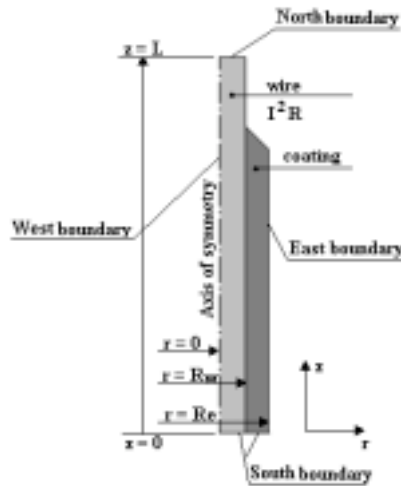


Figure 5. Solution domain for Eq. (1).

Where T_∞ is room temperature, h_∞ is connective coefficient, R_c is electrode radius, R_w is wire radius, L_c is electrode consumed length, L_w is length of the region of the core rod not covered by the coating, L is total electrode length, I is current, R is electric resistance and t is time.

3. Numerical method

The finite volumes methods in generalized coordinates was used for the solution of Eq. (1). This methodology allows the computational solution domain to be coincident with the physical domain of the problem. The method involves the use of two main algorithms: one for the mesh generation and other for the solution of the physical system. A general description of this methodology is given in (Maliska, 1995).

3.1. Coordinate transformation and discretization equation

The system of cylindrical coordinates of a point can be related in generalized coordinates by means of the transformations $\xi = \xi(r, z)$ and $\eta = \eta(r, z)$. Applying the general transformation described in (Valle, 1994), Eq. (1) can be written for the system of curved coordinates, considering the radius of the axi-symmetric coordinate, as results in:

$$\frac{\partial}{\partial t} \left(\frac{\rho C_p T}{J} \right) = \frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial \xi} \left[\frac{rK}{J} \left(\alpha \frac{\partial T}{\partial \xi} - \beta \frac{\partial T}{\partial \eta} \right) \right] + \frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial \eta} \left[\frac{rK}{J} \left(\delta \frac{\partial T}{\partial \xi} - \beta \frac{\partial T}{\partial \eta} \right) \right] + \frac{g}{J} \tag{7}$$

Where α , β and δ are the components of the metric tensor and J is the Jacobian of the transformation given by:

$$\alpha = r_\eta^2 + z_\eta^2; \quad \delta = r_\xi^2 + z_\xi^2; \quad \beta = r_\eta r_\xi + z_\eta z_\xi; \quad J = (r_\xi z_\eta - r_\eta z_\xi)^{-1} \tag{8}$$

Adopting a full implicit formulation, integrating each term of Eq. (7) in time and space and applying central differences to approach of derivatives, the discretized equation for the elementary volume P , as shown in Fig. 6, and its neighbors results in:

$$A_p T_p = A_e T_e + A_w T_w + A_n T_n + A_s T_s + A_{ne} T_{ne} + A_{nw} T_{nw} + A_{se} T_{se} + A_{sw} T_{sw} + B \tag{9}$$

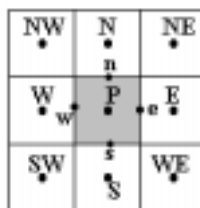


Figure 6. Elementary volume P and its neighbors.

Where the coefficients A's and B of the Eq. (9) are given by:

$$\begin{aligned}
 A_p &= A_c + A_w + A_n + A_s + \frac{M_p^0}{\Delta t}; & A_e &= \frac{D_{11e} \bar{\beta}_e}{\Delta \xi} + \frac{D_{21n} - D_{21s}}{4\Delta \xi}; & A_w &= \frac{D_{11w} \bar{\beta}_w}{\Delta \xi} + \frac{D_{21s} - D_{21n}}{4\Delta \xi}; \\
 A_n &= \frac{D_{22n} \bar{\beta}_n}{\Delta \eta} + \frac{D_{12e} - D_{12w}}{4\Delta \eta}; & A_s &= \frac{D_{22s} \bar{\beta}_s}{\Delta \eta} + \frac{D_{12w} - D_{12e}}{4\Delta \eta}; & A_{ne} &= \frac{D_{12e}}{4\Delta \eta} + \frac{D_{21n}}{4\Delta \xi}; \\
 A_{nw} &= -\frac{D_{12w}}{4\Delta \eta} - \frac{D_{21n}}{4\Delta \xi}; & A_{se} &= -\frac{D_{12e}}{4\Delta \eta} - \frac{D_{21s}}{4\Delta \xi}; & A_{sw} &= \frac{D_{12w}}{4\Delta \eta} + \frac{D_{21s}}{4\Delta \xi} \quad \text{and} \quad B = \frac{M_p^0 \phi_p^0}{\Delta t} + \frac{g}{J} \Delta V
 \end{aligned}
 \tag{10}$$

Where,

$$\begin{aligned}
 D_{11} &= rKJ\alpha_{11}\Delta\eta; & D_{21} &= rKJ\alpha_{21}\Delta\xi; & D_{22} &= rKJ\alpha_{22}\Delta\xi; & D_{12} &= rKJ\alpha_{12}\Delta\eta; \\
 \alpha_{11} &= \frac{\xi_r^2 + \xi_z^2}{J^2}; & \alpha_{12} &= \alpha_{21} = \frac{\xi_r \eta_r + \xi_z \eta_z}{J^2}; & \alpha_{22} &= \frac{\eta_r^2 + \eta_z^2}{J^2}; & M_p^0 &= r_p (\rho C p)_{pp}^0 \frac{\Delta V}{J} \\
 \text{and } g &= \frac{I^2 \rho_R(T)}{a^2}
 \end{aligned}
 \tag{11}$$

Since that ρ_R is resistivity and “a” is cross sectional area of core rod. The procedure for the application of boundary conditions involves the use of fictitious volumes, as described in (Valle, 1994).

3.2. Transient conditions implementation, mesh generation and numerical considerations

The transient condition is related with the moving boundary condition of the problem, being related directly with the consumption of the covered electrode. This condition was treated numerically altering the position of implementation of the south boundary condition. In agreement with the Eq. (6), it was established that in the instant $t = 0$, the electrode length corresponds to its initial length, L , and the south boundary condition is valid for $z = 0$. For $t > 0$, the consumption of the electrode starts, and the south boundary condition becomes valid for:

$$z = L - L_C = L_R \tag{12}$$

Where L_R is electrode remaining length. For each interval of time, the value of L_R is calculated and the south boundary condition becomes valid starting from this new position, as showed Fig. (7). The volumes of control for the consumed region of the electrode start to have isolation conditions, without numeric damage and the new solution domain has length, L_R . The equation for the electrode consumption, L_C , should be determined experimentally and the experimental procedure will be described later.

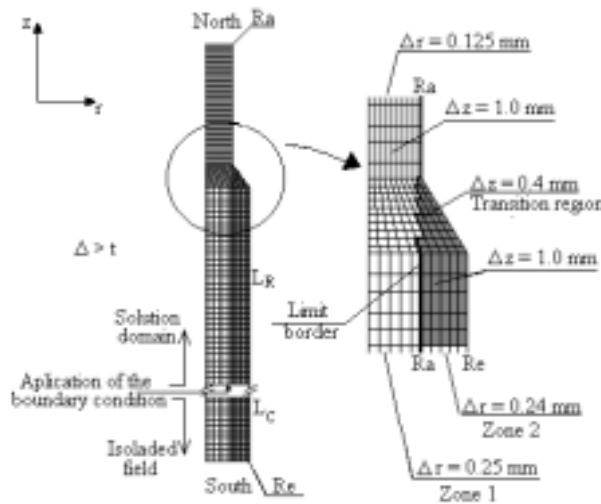


Figure 7. Numerical mesh and approximation for the moving boundary implementation and for the difference between the coating region (darker region) and the core rod region (lighter region).

Mesh tests in space and time were performed for the implementation of the transient condition L_C . An electrode with $L = 350$ mm, $R_c = 2.45$ mm and $R_w = 1.25$ mm and Fig. (7) as a reference were considerations. In time, Δt 's from 0.01 to 3 s were tested. In space, Δz 's were tested varying from 0.1 to 2.0 mm for Δr 's > 0.1 mm. The limit of

the south border is the electrode radius, R_e , and the limit of the north border is the radius of the wire, R_w . The south border is composed by the wire and the coating and the north border, only the wire. The division of the mesh in the radial direction was made by zones and the limit border among the control volumes of the wire (zone 1) and to the coating (zone 2) is the radius of the wire. In the transition region, where the wire is not covered, an outline “type stairway” was adopted to differentiate the region of the wire from the region of the coating, and in this region, the mesh was more refined than the other regions. The mesh division followed the criterion $\Delta z / \Delta r < 10$, to avoid diffusion false problems. The answering speed of the numeric program and the computational cost were also considered. The best results were obtained for 10 control volumes in the radial direction and 356 volumes along the z axis, with a $\Delta t = 0.2$ s. The values for Δz 's and Δr 's are showed in Fig. (7).

For the implementation of Eq. (9) and its boundaries conditions, the thermophysical properties of the coating were kept constant with temperature (Waszink et al, 1985) and the thermophysical properties of the core rod (low carbon steel) were allowed to vary with the temperature (Ozisik, 1990). The Joule heating was only considered in the core rod (Waszink et al, 1985) and the resistivity of the cored rod (low carbon steel) was considered and varies with the temperature (Metal Randbook, 1978). Heat loss by convection was considered, however with a constant convective heat transfer coefficient related to the room temperature (Ozisik, 1990) and losses by radiation were not considered.

4. Experimental procedure to validate model

The experiments were divided in two groups: One to verify the electrode consumption and the other to monitor the electrode temperature variation. All the tests were made with E7018 commercial electrodes, with initial length of 350 mm. The core rod diameter and the total diameter (considering the coating) were 2.5 mm and 4.9 mm, respectively. Manual welds at flat position were performed with voltage of 27V and travel speeds of 3.0 and 4.0 mm/s for the currents of 100 and 120 A, respectively.

In the experimental temperature measurement, thermocouple type K (Chromel-Alumel) of 0.1 mm diameter was used. A small coating layer at a distance of 84 mm from the north boundary of the electrode was removed and the thermocouple was welded by capacitive discharge on the core rod surface. The region around the thermocouples was covered back with the same material of the coating. The electrodes temperature was monitored through a acquisition data system and in an average of 5 tests were made for each current.

To verify the consumed electrode length for the currents of 100 and 120 A, bead-on-plate welds were deposited on an A36 steel plate. After the beginning of the welding, the arc was extinguished in time intervals of 5, 10, 15, 20, 25, 30, 35, 40 and 45 seconds. For each interval of time, 10 electrode were melted. After the arc extinction, the remaining length L_R of each electrode was measured and subtracted from the initial length L , obtaining the consumed electrode length, L_C , for each time interval, Eq. (17). Using statistical program, the best fit equations of the curves of the consumed electrode length, based on the measured values average, for each current, in function of welding time were obtained. These equations correspond to the transient condition of the problem in study.

5. Model validation, results and discussions

Figure (8) shows the experimental values and the best fit curves for the consumed electrode length as a function of time for the currents of 100 and 120 A. The best fit curves, showed in this figure, were used as transient condition functions in the problem, as described previously. To validate the computational program, the experimental results of temperature variation as a function of time, for a point located at 84 mm from the north boundary of the electrode were compared with the modeled results. Figure (9) shows the variation of the experimental and modeled temperature as a function of time for the currents of 100 and 120 A.

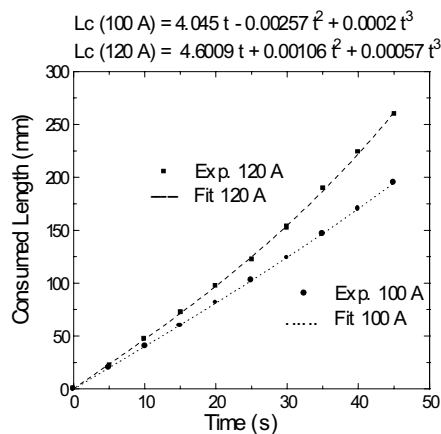


Figure 8. Electrode consumed length as a function of time and best fit curves for the currents the 100 and 120 A.

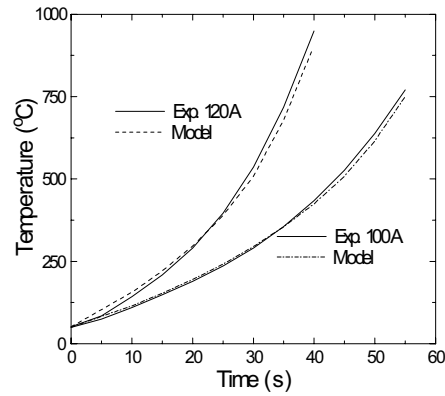


Figure 9. Model validation.

It can be observed in the Fig. (9) that for these currents, after the electrode reaches the temperature of 350 °C approximately, the modeled temperatures become lower than the experimental temperatures. This result induces to believe that the heat lost by convection was over predicted, since the heat lost by convection was modeled with an air convective heat transfer coefficient constant and valid for room temperature. Furthermore, the difference between experimental and modeled results was larger for the current of 120 A (6%) than for the current of 100 A (4%). The increase in current results in of arc heat input increase rising the room temperature and causing variations in the air convective heat transfer coefficient. However, since the differences in both cases were inferior to 7%, one can consider the results satisfactory to validate the computational program for the temperature variation in the core rod as a function of time for the operational conditions studied (electrode type and welding parameters).

Figure (10) shows the longitudinal temperature profile for the electrode during different welding times, with current of 100 A. It is important to observe that, different from previous works, the computational program developed here was able to predict the increase in the temperature in the north boundary of the electrode, including the temperature variation in the region of the core rod not covered by the coating. This information is extremely important because it will be used as the source of information for the robotization of the SMA welding process. In Figure (10), the vertical stippled line indicates the point starting from which the core rod becomes covered: starting from the length of 20 mm. It is possible to observe that in this region occurs a change in the behavior of the curve inflection point that perfectly describes the temperature profile. This behavior can be explained by the fact that the region of the core rod not covered by the coating is directly exposed to the surrounding losses by convection, while in the other region, the coating works as thermal insulation. An important point to be observed is that, in practice, part of the region of the core rod not covered by the coating is in contact with the holder. This fact influences the boundary condition of the problem that influences the temperature field of the electrode in this region. However, there are not indications that this fact can influence the temperature field in the other regions of the electrode.

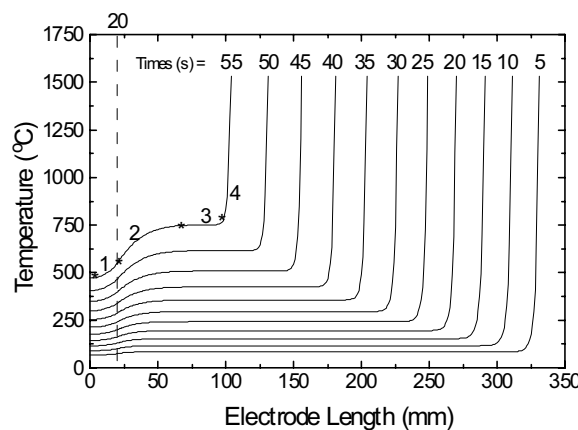


Figure 10. Temperature profile for the current of 100 A.

Based on Fig. (10), the longitudinal temperature profile of the electrode can in fact be divided in 4 different regions. The region where the core rod is not covered by the coating which presents a small temperature variation with distance (region 1). The transition region, where the core rod gradually becomes covered, presenting a gradual increase in temperature (region 2) until reaches the region where the temperature profile is flat related to the electrode length (region 3). Finally the region adjacent to the melting front where an abrupt increase of the

temperature occurs (region 4). It is not easy to establish an exact length for the regions (2) and (4), because they are current and welding time depend. As shows in Fig. (11), increasing current or welding time, the length of the transition region (2) increases, while the length of the adjacent region to the melting front (4) decreases. Besides these variation in lengths, it was observed that the temperatures values are higher than the ones mentioned in literature (Waszink, et al, 1979 and 1985 and Carlaw et al, 1959).

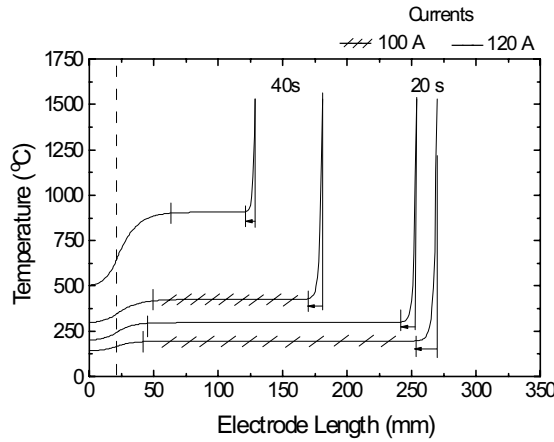


Figure 11. Temperature profile for the currents of 100 A and 120 A.

Since the coating acts as a thermal insulating in the region where the core rod is not covered by the coating, the heat losses by convection are larger than in the region where the core rod is coated. Therefore, the increase of the temperature in region 1 is lower than the increase of the temperature in the region (3). Higher the current or welding time, larger the temperature gradient between the regions (1) and (3), consequently larger will be the length of the transition region (2).

Two heat sources are responsible for the increase of electrode temperature: the transferred heat from the electric arc through the interface liquid/solid and the heat generated by Joule effect. An increase in current generates an increase in the arc heat input and an increase in the heat transferred to the electrode. This isolated fact would generate an increase of the heated affected zone in electrode or an increase the length of the adjacent region to the melting front. However, the traverse area of the electrode is extremely small hindering the propagation of heat concentrating on the tip of the electrode. This fact generates an exorbitant temperature gradients and rapidly elevates the temperature at the tip of the electrode to the melting temperature. In other words, the electrode consumption is faster than the heat propagation in it. This fact explains the decreasing in length of the adjacent region to the melting front with the increase of welding current or welding time.

Furthermore, Fig. (12) shows the longitudinal temperature profiles of covered electrode modeled with and without the heat generated by Joule effect for current of 120 A in different welding times. As can be observed, for regions far from melting front, the heat generated by Joule effect is responsible for 100% of the increase of the temperature in the covered electrode. This fact is coherent, based on discussion made in relation to the traverse area of heat propagation in the electrode. In region (3) of the electrode, the temperature increases with time, due the heat generated by Joule effect. If there was not heat transfer from the electric arc through the interface liquid/solid for the covered electrode, in other words, if the south boundary is isolated, it would be necessary more than 40 seconds for the melting temperature be reached. The responsible for elevating the temperature of the electrode to the melting temperature is the heat generated in the electric arc. It can be said that the contribution of the heat by Joule effect is small, becoming a little more significant after a long welding time. Additionally, Figure 13 shows the traverse temperature profiles of the electrode for the current of 120 A after a welding time of 40 seconds.

Based on Fig. (13), the traverse temperature profile of the electrode can be divided in two regions: A flat region that corresponds to the core rod, where the temperature variation is insignificant, and a transient region corresponding to the coating. It is interesting to observe that the temperature gradient between the surface of the coating (A) and the surface of the core rod (B) decreases with the increase of the distance from the melting front, until it becomes constant. The temperature difference was 287 °C for the profile located at 1 mm from the melting front to 99 °C in regions far from melting front (98 mm).

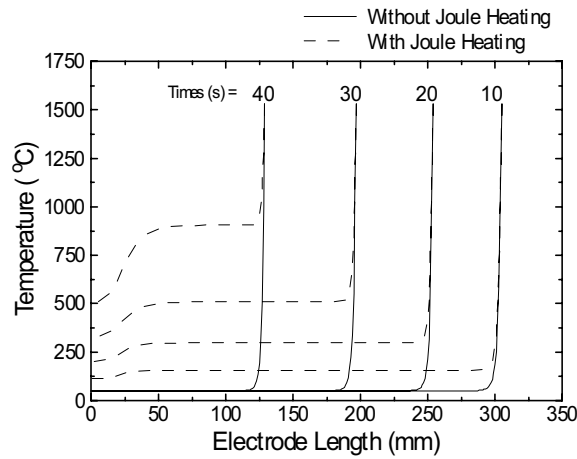


Figure 12. Longitudinal temperature profile for the current modeled with and without Joule heating for current of 120 A

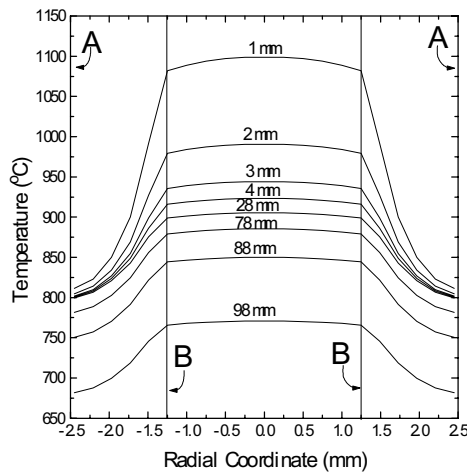


Figure 13. Traverse temperature profile for the current of 120 A calculated at different distances from the melting front.

6. Conclusions

One bi-dimensional computational program was developed using the technique of finite volumes in generalized coordinates in which the difference between the modeled and experimental results was inferior to 7%, showing that the program is satisfactory to predict the temperature variation of the covered electrode.

The program was able to predict the increase in the temperature in the region of the electrode in which the core rod is not covered by the coating. This information is extremely important because it can be used as source of information for the robotization of the process.

Through the model to predicted traverse and longitudinal temperature profiles for the covered electrode it was verified that the longitudinal temperature profile of the electrode can be divided in 4 different regions: region of the core rod without coating (small variation in temperature); transition region or where the core rod becomes covered (gradual increase in temperature); flat region (constant temperature) and region adjacent to the melting front (abrupt increase in temperature).

The length of the region adjacent to the melting front decreases with the increase in current or in welding time, while the length of the transition region increases. For regions far from the melting front, the Joule heating is responsible for 100% of the increase in the electrode temperature.

The contribution of the Joule heating to elevate the temperature of the electrode to the melting temperature is small, becoming a little more significant after a long time of welding.

The mean responsible to elevate the temperature of the electrode to the melting temperature is the heat generated in the arc.

The temperature difference through the thickness of the electrode is insignificant in the core rod, however through the coating the temperature difference is appreciable.

7. References

- Rosenthal, D., 1941, "Mathematical Theory of Heat Distribution During welding and Cutting", *Welding Journal*, pp. 220s-233s.
- Stern, I.L., 1948, "Overheating of Electrodes", *Welding Journal* 27(7), pp. 522-526.
- Bracarense, A.Q., and Liu, S., 1993, "Chemical Composition Variations in Shielded Metal Arc Welds", *Welding Journal* 72(12), pp. 549s-536s.
- ter Berg, J. and Larigaldie, A., 1950, "Melting Rate of Coating Electrodes", *Welding Journal* 32(5), pp. 268s-271s.
- Jackson, C.E. and Shrubbsall, A.E., 1950, "Energy Distribution in Electrodes Welding", *Welding Journal* 29(5), pp. 231s-241s.
- Wilson, J.L., Claussen, G.E. and Jackson, C.E., 1956, "Effect of I^2R Heating on Electrode Melt Rate", *Welding Journal* 35(1), pp.1s-8s.
- Erokin, A.A., 1980, "A study of Electrode With Alloying Elements Added to the Covering and Flux Core", PAPER 26, Weld Pool Chemistry and Metallurgy, International Conference, The Welding Institute, London, Cambridge, U.K., pp. 251-258.
- Essers, W.G., Jelmorini, G. and Tichelaar, G.W., 1971, "Metal Transfer from Coated Electrode", *Metal Construction and British Welding Journal*, Vol. 3, pp. 151-154.
- Jackson, C.E. and Shrubbsaall, A.E., 1953, "Control of Penetration and Meting with Welding Technique", *Welding Journal* 32(4), pp. 172s-178s.
- Waszink, J.H. and Piena, M.J., 1985, "Thermal Process in Covered Electrode", *Welding Journal* 64(2), pp. 37s-48s.
- Waszink, J.H. and Van den Heuvel, G.J.P.M., 1979, "Measurements and Calculations of the Resistance of the Wire Extension in Arc Welding", *Proc. Int. Conf. on Arc Physics and Weld Pool Behavior*, Abington, Cambridge: The Welding Institute, London, pp. 227-239.
- Carlaw, H.S. and Jaeger, J.C., 1959, "Conduction of Heat in Solids", 2nd ed., Chap. 2, Oxford, Clarendon Press.
- Maliska, C.R., 1995, "Transferência de Calor e Mecânica dos fluidos computacional – Fundamentos e Coordenadas Generalizadas", Ed. Afiliada, Rio de Janeiro, RJ, Brazil.
- Valle, R.M., 1994, "Escoamento laminar em placas de orifício. Análise teórica e experimental em regime permanente e transiente", Thesis, Federal University of Santa Catarina, Florianópolis.
- Quinn, T.P., Bracarense, A.Q. and Liu, S., 1997, "A Melting Rate and Temperature Distribution Model for Shielded Metal Arc Welding Electrodes", *Welding Journal* 76(12), pp. 532s-538s.
- Ozisik, M.N., 1990, "Transferência de Calor – Um texto Básico", Ed. Guanabara Koogan S.A., Rio de Janeiro, RJ, Brazil.
- Metals Handbook, 1978, "Properties and Selection: Irons and Steels", vol. 1, ASM International, Materials Park, Ohio.

NOVA METODOLOGIA PARA MONITORAMENTO DIMENSIONAL DE PEÇAS, EM PROCESSO, UTILIZANDO UMA RETIFICADORA CILÍNDRICA.

Giuliano Cardozo Medalha

Escola de Engenharia de São Carlos - Universidade de São Paulo (EESC-USP)
Av. do Trabalhador São-carlense, 400. Centro
CEP 13560-590
São Carlos - SP
giuliano@sc.usp.br

João Fernando Gomes de Oliveira

Escola de Engenharia de São Carlos - Universidade de São Paulo (EESC-USP)
Av. do Trabalhador São-carlense, 400. Centro
CEP 13560-590
São Carlos - SP
jfgo@sc.usp.br

Resumo. A maior parte das indústrias de pequeno e médio porte utiliza seus operadores de máquina para fazer a verificação dimensional das peças usinadas. Esses operadores geralmente escolhem algumas amostras, aleatoriamente, num determinado período de tempo, para fazer a inspeção manual, ou utilizam dispositivos de medição automáticos em todo o lote. Esses procedimentos podem implicar em perda de tempo ou em grandes investimentos em equipamentos, o que acaba elevando os custos do produto final. Este trabalho propõe uma nova metodologia para a medição de peças, durante o processo de retificação, utilizando uma máquina retificadora associada com funções inteligentes. As tecnologias de um encoder rotacional óptico e de um chip contador são utilizadas para realizar o monitoramento da posição do cabeçote porta rebolo. Utilizando um sistema de coordenadas, baseado no CNC da máquina, associado a inspeção por Emissão Acústica (EA), pode-se monitorar a posição do rebolo desde o início do ciclo de retificação até o primeiro contato do rebolo com a peça. Os erros associados a deformação térmica da máquina e o desgaste do rebolo são levados em consideração e compensados. Desta maneira, é possível medir a dimensão e a excentricidade das peças geradas pela operação imediatamente anterior (torneamento), com uma precisão suficiente. Um software SCADA pode ajudar na criação de documentos de controle (CEP) para o depto. de qualidade. É possível também detectar erros de fixação pelo monitoramento contínuo do sinal de EA e da posição do cabeçote até a fase de spark-out. Este sistema pode ajudar na redução do nível de refugo e do tempo total de produção, criando um diferencial para o aumento da confiabilidade do processo e dos níveis de automação.

Palavras chave: Monitoramento em Processo, Sinal de EA, Encoders Ópticos

1. Introdução

Atualmente, grande parte do ambiente fabril é composto por Máquinas Ferramenta CNC. Tais máquinas são instrumentos flexíveis que permitem a confecção de peças complexas em pequenos e médios lotes, com maior precisão e repetibilidade, custos reduzidos e tempos de usinagem pequenos. Porém, sendo sistemas essencialmente mecânicos, essas máquinas possuem erros provenientes de vários fatores: temperatura, vibração, desgaste, etc. Esses erros sempre existirão, de maneira aleatória ou sistemática, e provocarão erros nas peças usinadas (Sato, 1998). Sabendo disso, os projetistas definem um determinado limite de variação, dado pelas tolerâncias dimensionais, para que a qualidade necessária (das operações intermediárias e conseqüentemente do produto final) seja alcançada.

Segundo Shiraishi (1989), para se produzir uma determinada peça com uma dimensão definida em uma faixa de tolerâncias, é necessário fabricar tal peça da maneira mais econômica possível, segundo suas especificações de projeto.

Na retificação de precisão, um dos parâmetros de grande interesse a ser controlado é o diâmetro da peça. Os problemas dimensionais apresentados pelo processo de retificação cilíndrica são distintos em relação aos outros processos. Enquanto que no fresamento as deformações nos eixos X, Y e Z são importantes, em retificação, a distância entre o rebolo e a peça tem importância diferenciada nas operações de mergulho (Bicudo, 1997). Vale ressaltar ainda, que em processos de usinagem de alta precisão, os desvios geométricos, tais como circularidade e cilíndricidade, afetam substancialmente a exatidão dimensional das peças, devido à baixa quantidade de material removido.

As peças a serem retificadas necessitam possuir uma quantidade de sobremetal suficiente, apenas para promover a melhoria dos níveis de qualidade (dados por essa operação), da maneira mais econômica possível. Para que isso ocorra, tal sobremetal não deve ser exagerado (evitando os desperdícios e a perda de tempo), mas também, não deve ser demasiadamente pequeno, de maneira a não permitir que os níveis de qualidade necessários sejam alcançados. Assim, a retificação é um processo de usinagem que exige um monitoramento mais refinado das peças "brutas" que recebe para serem trabalhadas.

2. Objetivos

O objetivo deste trabalho é propor uma nova metodologia para medição de peças em processo, utilizando uma máquina retificadora cilíndrica CNC como um sistema de medição. Tal sistema fornecerá informações de qualidade para uma operação imediatamente anterior a operação de retificação (por exemplo torneamento ou retificação de desbaste), com a finalidade de promover a melhoria dessa operação. Isto aumentará a possibilidade de que as peças que chegam até a fase de retificação, tenham maior conformidade de projeto, o que promoverá uma maior confiabilidade do processo. A aplicação fundamental deste sistema se dá em “*lay outs*” produtivos do tipo “*one piece flow*”.

3. Aspectos Dimensionais na Retificação

Como pode ser visto na Fig. (1), o diâmetro final da peça é determinado pelo dobro da distância entre a superfície do rebolo e o centro da peça durante a usinagem (Bicudo, 1997). Vários fatores de erro podem contribuir para que a distância desejada não seja alcançada, resultando no erro diametral na peça.

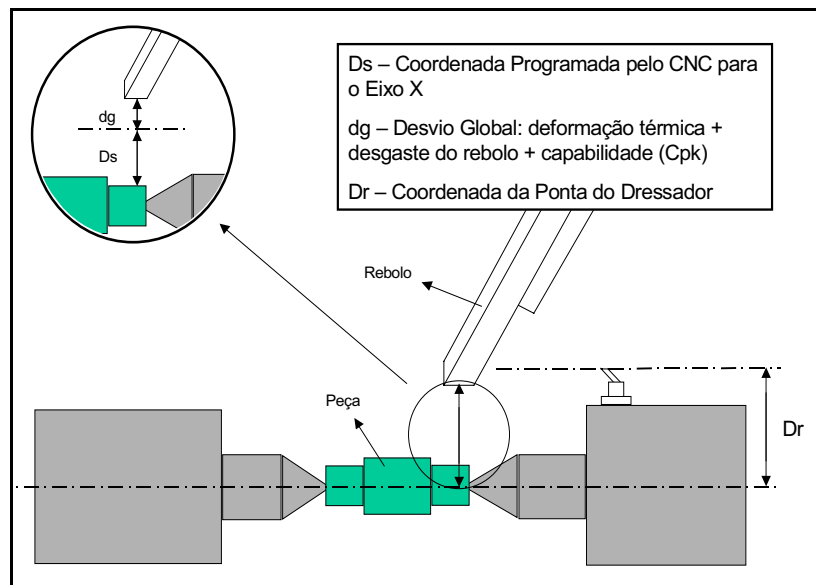


Figura 1. Desvio da Posição do Rebolo (Oliveira et al., 1991)

Dentre os fatores que mais influenciam nos erros dimensionais em retificação destacam-se: o desgaste do rebolo, as deformações mecânicas da máquina, os erros geométricos e cinemáticos, as deformações térmicas da máquina e a capacidade do processo. Esses fatores fazem com que, como mostrado na Fig. (1), a coordenada programada no CNC pelo operador (para a face do rebolo), não seja igual à coordenada real alcançada, que é defasada do valor programado pelo valor do erro ou desvio global: dg .

Vários procedimentos podem ser utilizados para a realização de calibração em máquinas ferramenta. Geralmente, o controle de qualidade das empresas utiliza métodos tradicionais de medição de peças, tais como os métodos de inspeção manual. Após essa inspeção o operador faz os ajustes necessários para o ajuste da máquina.

Os métodos manuais podem ser realizados através de técnicas de Controle Estatístico de Processos (CEP), ou através da medição total do lote. Esses métodos recorrem a problemas inerentes, como por exemplo a aprovação de peças defeituosas, as quais não foram verificadas na amostragem, ou mesmo a adição de custos a produção, devido ao parâmetro tempo de máquina parada, quando o lote todo é inspecionado. Os custos de inspeção de peças por métodos convencionais, em alguns casos, se igualam ou excedem os custos de produção (Yandayan & Burdekin, 1996).

Os métodos de medição automáticos, que utilizam sistemas de medição em processo, ou sistemas de calibração automáticos, são uma solução econômica para a realização de calibração das máquinas. Segundo Yandayan & Burdekin (1996), a medição e controle em processo é necessária quando os erros sistemáticos variam significativamente durante a fabricação de uma peça. Além disso, ela se torna uma boa combinação para a manufatura automatizada, particularmente para máquinas ferramentas controladas numericamente, pela possibilidade de realimentação com informações de controle.

Existem cinco métodos principais de medição em processo, que podem ser classificados de acordo com o princípio de operação que utilizam: métodos mecânicos, métodos ópticos, métodos pneumáticos, métodos ultra-sônicos e métodos elétricos.

Um sistema de calibração pode também atualizar a posição da face rebolo, compensando os desgastes radiais ou as deformações térmicas da máquina retificadora, as quais provocam erros na dimensão final da peça. Esse sistema é chamado de calibração automática do rebolo (Gomes, 1997) e faz a calibração da posição da face rebolo através de uma

operação de detecção de contato dessa, com um diamante de calibração, distante do centro da peça por uma posição conhecida.

Todos os sistemas de calibração descritos acima fazem com que a máquina mantenha o processo de fabricação em um determinado limite de tolerâncias (sobremetal mínimo e máximo). A Figura 2 mostra valores típicos de sobremetal para operações de desbaste (geralmente anteriores à retificação) e de acabamento (retificação de precisão).

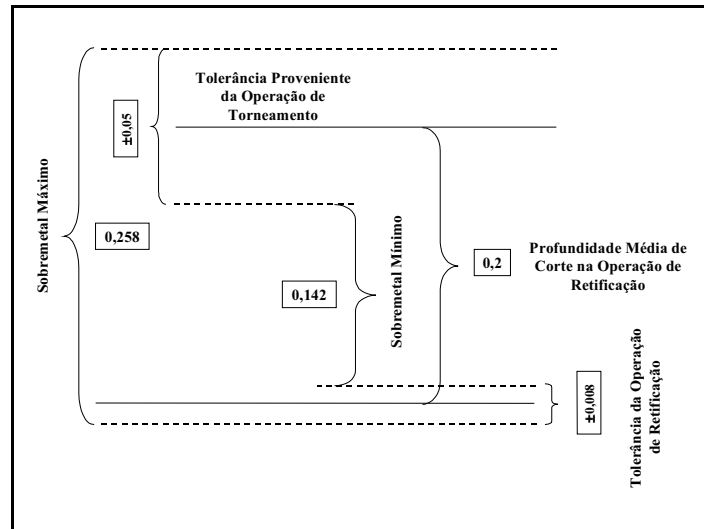


Figura 2. Tolerâncias para Operações de Desbaste e Acabamento

4. Sistemas de Monitoramento

O advento dos sistemas de monitoramento (como um requisito de automação), associados às máquinas CNC, tornou a compensação automática dos erros (provenientes dessas próprias máquinas) e a medição em processo, métodos viáveis de serem implementados. Com a tendência crescente no melhoramento do projeto das máquinas, maior precisão dos componentes mecânicos (incluindo a utilização de novos materiais) e eletrônicos e dos próprios comandos numéricos, os sistemas de monitoramento se tornam cada vez mais importantes no fornecimento de informações para a execução dos procedimentos de controle e compensação. Esses procedimentos ajudam a manter as peças dentro de determinados níveis de tolerância, permitindo assim, que a empresa tenha menores custos associados à inspeção, refugo e retrabalho.

Os sistemas de monitoramento dedicado, existentes atualmente, são utilizados para monitorar as condições da ferramenta ou da peça. As razões para se instalar esse tipo de sistema de monitoramento, na perspectiva do usuário, diz respeito às melhorias da estabilidade do processo, detecção de quebra da ferramenta, redução do tempo improdutivo, verificação dimensional, entre outros (Byrne et al., 1995). Esses sistemas podem enviar as informações obtidas tanto para um *software* de supervisão, onde elas serão processadas e visualizadas de forma clara, quanto para o módulo de controle da máquina, para que esta atue de maneira automática no processo.

4.1. Sensores

A utilização de sensores para a realização do monitoramento nas máquinas e processos é imprescindível, uma vez que eles fornecem informações precisas e confiáveis acerca do fenômeno monitorado. Essas informações, ao serem tratadas de maneira adequada, fornecem os subsídios necessários ao diagnóstico preciso dos problemas das máquinas, processos, assim como análises reais de produtividade e *status* da produção. Os sensores mais utilizados nos processos de usinagem são: emissão acústica (EA), potência, força, aceleração/vibração, deslocamento e temperatura.

No processo de retificação pode-se implementar a Retificação Inteligente (R.I.), que é definida como sendo a retificação com alto nível de informação que faz uso de diversos sistemas de monitoramento (e conseqüentemente de vários sensores), para controlar o processo de forma automática, tomando decisões baseadas nas informações monitoradas e com a mínima interferência do operador.

Segundo König & Klumpen (1993), vários fenômenos físicos podem ser utilizados para monitorar o processo de retificação, porém, a Emissão Acústica (EA) é um meio particularmente adequado para o monitoramento da retificação e da dressagem, principalmente no ambiente hostil do chão de fábrica (altas temperaturas, altos volumes de fluido refrigerante, desgaste do abrasivo, formação de cavaco, etc.).

De acordo com Gomes (1997), a EA é altamente sensível em operações com baixa taxa de remoção de material, não apresenta variações devido à temperatura (*temperature drift*) como a medição de força e o crescimento do nível do sinal

em resposta a uma excitação, e é muito rápido se comparado com outras variáveis, como por exemplo variações da corrente do motor ou medição de força. A hipótese básica para utilização de EA com o propósito de otimizar e controlar o processo de retificação é que ela contém informações de interesse sobre o micro-fenômeno mecânico desse processo: formação de cavaco, desgaste do rebolo e dressagem.

5. Desenvolvimento Experimental da Metodologia Proposta

5.1. Introdução

Operações anteriores à operação de retificação, geralmente possuem tolerâncias dimensionais mais abertas (Ver Fig. (2)). A proposta deste trabalho se baseia no fato de que, se uma máquina retificadora constantemente calibrada consegue manter o processo com tolerâncias dimensionais fechadas, a mesma conseguirá, através do nível correto de automação, realizar verificações dimensionais na operação anterior (gerando informações de qualidade para esse processo), com precisão suficiente. Os testes experimentais foram feitos de maneira a comprovar a capacidade de uma retificadora cilíndrica, para realizar a verificação dimensional em corpos de prova provenientes de uma operação de torneamento de desbaste, imediatamente anterior.

O experimento consistiu na usinagem de corpos de prova através de uma operação de retificação cilíndrica de mergulho, variando-se seus diâmetros, num definido pelos valores padronizados para assentos de rolamentos.

Os principais objetivos dos ensaios realizados foram:

- Analisar o comportamento e o desempenho do sistema de medição;
- Analisar possíveis falhas do sistema;
- Avaliar a repetibilidade (ou desvio aleatório) do sistema;
- Avaliar o desvio sistemático do sistema;
- Apresentar uma metodologia para aplicação do sistema em sistemas produtivos.

5.2. Bancada Experimental

A Figura (3) mostra um esquema da bancada utilizada no experimento

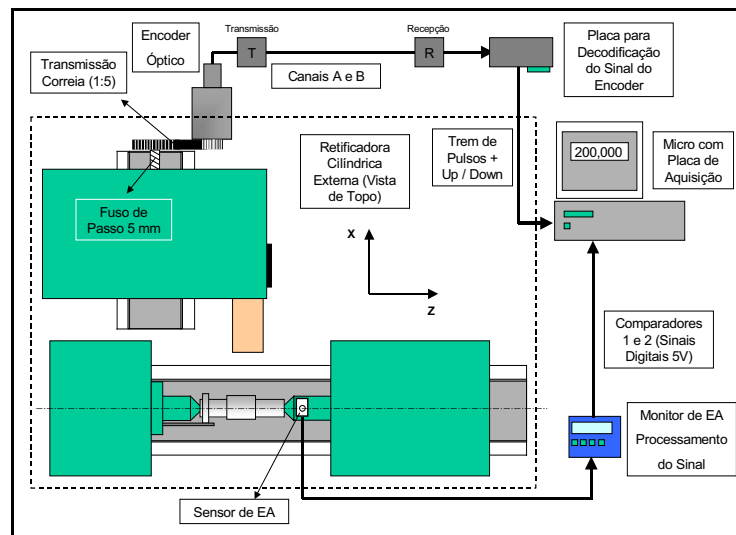


Figura 3. Esquema da Bancada Experimental

A bancada experimental consistiu dos seguintes equipamentos – (de acordo com a Fig. (3)):

1. Uma máquina retificadora cilíndrica CNC ZEMA - Modelo G800;
2. Equipamento para monitoramento do sinal de EA modelo DM42 (SENSIS);
3. Sistema para transmissão de sinais à distância através do protocolo RS-485 (MAXXIN);
4. Microcomputador Pentium II 333 MHz com 256 Mb de memória RAM;
5. Placa de aquisição de sinais PCI-MIO-16E-4 (NATIONAL INSTRUMENTS) com dois contadores digitais, 8 portas DIO e 8 canais analógicos;
6. Sensor de EA (SENSIS);
7. Placa decodificadora de sinais - HCTL2020 (HP).

A máquina CNC utilizada tem dois servo-motores que promovem o posicionamento dos eixos X e Z. O controle de posicionamento e velocidade dos servos se dá através de informações provenientes dos encoders incrementais (500 pulsos / revolução).

Os sinais provenientes do encoder do eixo X foram captados diretamente da entrada do módulo de controle no painel elétrico da máquina. Esses sinais digitais (canais A e B) foram transmitidos por uma rede RS-485 e depois decodificados por um chip HP. Essa decodificação transformou os canais A e B em um trem de pulsos (com resolução 4x maior) e um sinal up / down de sentido de giro. Após a decodificação os sinais foram colocados no contador digital da placa de aquisição. A contagem desses pulsos permitiu o monitoramento da correta posição do cabeçote porta-rebolos (eixo X) da máquina, através dos seguintes dados de conversão: redução – 1:5; passo do fuso – 5mm; Encoder 500 pulsos/revolução (X4) – 2000 pulsos/revolução; Isso implica que 5mm tem 10000 pulsos, portanto 1 pulso tem 0,0005mm (no diâmetro 0,001 mm, que é a máxima resolução da máquina).

A Emissão Acústica foi utilizada para realizar a detecção do contato rebolo-peça e para monitorar as condições da peça (erros de fixação). O sensor foi fixado bem próximo à peça e o sinal foi transmitido para o aparelho monitor de EA (DM42). Nesse aparelho, o sinal foi tratado (amplificado e filtrado) e monitorado. O monitoramento do sinal de EA foi feita através da configuração de *thresholds* e *timers*. Ele serviu para estabelecer o momento em que os sinais digitais, provenientes dos comparadores 1 e 2, seriam ativados.

A placa de aquisição recebeu então quatro sinais: 2 sinais digitais (ativados pelos comparadores 1 e 2) provenientes do aparelho de EA e 2 sinais provenientes da placa de decodificação (para a contagem de pulsos do encoder e detecção do sentido de rotação do motor).

5.3. Configuração do Sistema

O software para aquisição e manipulação de sinais utilizado neste experimento é chamado Lab-View 5.0 (NATIONAL INSTRUMENTS). Este consiste em um ambiente de trabalho gráfico que permite a criação de instrumentos virtuais (VIs), os quais podem ser manipulados para implementar uma determinada lógica, necessária ao cumprimento dos requisitos da manipulação ou aquisição do sinal. Para isso, ele se comunica com uma placa de aquisição (PCI), ligada ao microcomputador, através de drivers próprios. No experimento, a placa lhe forneceu a todo o tempo os quatro sinais.

A lógica da VI criada com a finalidade de implementar o sistema consistiu em:

- Monitorar constantemente a posição X da face do rebolo, dada uma referência pré-estabelecida na máquina, no início de cada ciclo de retificação (que neste caso era a posição X200 determinada pelo programa CNC);
- Quando o comparador 1 libera um sinal de 5V (no toque do rebolo com a peça), este ativa uma porta digital de entrada na placa de aquisição (um *trigger*), que o software utiliza para determinar a variável P1, a qual será armazenada a coordenada X relativa a face do rebolo naquele instante;
- Quando o comparador 2 libera um sinal de 5V (quando os erros de fixação são minimizados), este ativa uma segunda porta digital de entrada na placa de aquisição, que o software utiliza para determinar a variável P2, em que será armazenada a coordenada X da face do rebolo naquele instante.

O software utiliza os valores da coordenada do CNC, armazenados nas variáveis P1 e P2, para calcular o diâmetro e o erro de fixação da peça (cuja parcela de excentricidade é sempre mais significativa do que a de circularidade), de acordo com as Eq. (1) e Eq. (2) descritas abaixo:

$$\phi = \frac{(P1 + (P2 - a_p))}{2} \quad (1)$$

$$\text{Erro_de_Fixação} = \frac{(P1 - (P2 - a_p))}{2} \quad (2)$$

Por essas fórmulas o diâmetro é sempre calculado como um valor médio que leva em consideração o erro de excentricidade e circularidade da peça. O valor de a_p (avanço em uma volta) é subtraído, pois o comparador 2 é ativado após 1 volta completa da peça, logo que ocorre a minimização do erro de fixação. Após calculados, são armazenados em arquivos texto (formato ASCII) disponível para outros *softwares*, como: IFix (SCADA), Microsoft EXCEL, etc.

A Figura (4) mostra o sinal de EA (em verde) e a estratégia utilizada para ativar as saídas digitais dos comparadores 1 e 2 do aparelho monitor de EA.

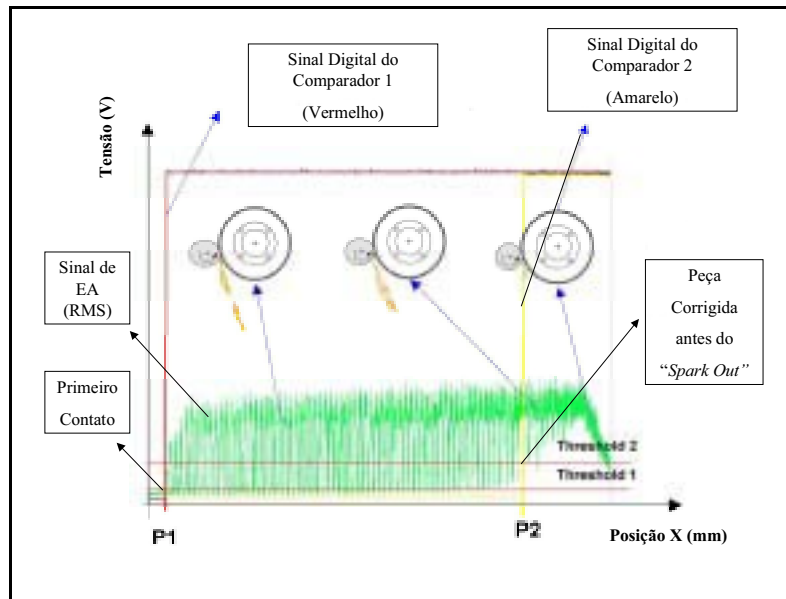


Figura 4. Estratégia do sinal de EA para ativação das saídas digitais dos comparadores 1 e 2.

5.4. Teste Experimental 1: Verificação Dimensional

Os testes experimentais tiveram por objetivo avaliar o desvio sistemático e o desvio aleatório que o sistema de medição proposto apresenta, em relação a um valor de referência (o diâmetro da peça), que foi definido previamente por um instrumento de medição de boa exatidão (um micrômetro). A idéia principal dos testes, ao fazer a avaliação do sistema, é verificar se sua utilização é viável para as aplicações industriais.

Neste teste não se desejou verificar os erros provenientes das deformações estruturais de origem térmica ou mecânica da máquina, bem como outras fontes de erro, como a fixação da peça. Por estes motivos, esse exigiu que as peças fossem retificadas antes do experimento. Os passos seguidos no experimento foram estabelecidos para cumprir os objetivos propostos e estão descritos abaixo:

1. 6 corpos de prova de material ABNT 8620, com dureza de 109 HRB foram torneados para a realização dos testes;
2. Os seis corpos de prova tinham diferentes diâmetros D (mostrados na tabela da Fig. (5)), de acordo com o especificado para assentos de rolamentos, pois esperava-se um desempenho semelhante por parte do sistema em diferentes posições de posicionamento do rebolo;
3. Os corpos de prova, depois de torneados com uma ferramenta de acabamento, passaram para uma operação de retificação com o intuito de que seus erros de fixação fossem minimizados, afim de que estes não influenciassem significativamente no valor do diâmetro da peça. A máquina foi ajustada também, para que os erros de paralelismo da peça fossem minimizados ao longo do comprimento do colo central, pois os testes exigiam mesmas medidas ao longo desse colo;
4. Depois de retificados, os diâmetros dos corpos de prova foram medidos com o auxílio de 2 micrômetros (de diferentes aberturas) e um relógio comparador, com resolução compatível;
5. A máquina foi ligada sempre com 14 horas de antecedência em relação aos testes, para que sua estrutura alcançasse estabilidade térmica;
6. Antes do primeiro corpo de prova passar pelo programa CNC de calibração, o rebolo era dressado e a nova coordenada atualizada, como num procedimento padrão de setup utilizado nos vários ambientes industriais;
7. Os ajustes de calibração (atualização de coordenadas pelo comando G10 do CNC) foram feitos na máquina, para que a posição do rebolo no final do ciclo (*centelhamento*), indicada na tela do CNC (e também no sistema de medição), fosse igual ao diâmetro medido pelo micrômetro após o término do ciclo.

5.5. Ensaio para Verificação Dimensional

O programa CNC utilizado no teste de repetibilidade do sistema fez com que o rebolo tocasse na peça 10 vezes ao longo do comprimento do colo central, já retificada.

O início do ciclo de retificação se dava na posição X200 do cabeçote porta rebolo. O ciclo consistiu em aproximar o rebolo com velocidade alta (comando G00 da máquina) até uma posição de segurança (0,1 mm acima do diâmetro medido). Depois a velocidade de avanço foi comutada para 0,3 mm/min (comandos G01 e F30 na máquina). Quando o

rebolo encontra a peça, o sistema marca o valor da coordenada e a armazena na variável P1. A profundidade de corte foi especificada em 0,05 mm, com o objetivo de não desgastar o pequeno trecho de 4,2 mm (42 mm / 10 passos) do lado esquerdo do rebolo, que tocava na peça nos 10 passos consecutivos.

Pelo fato de a peça já estar retificada, com seus erros de forma minimizados, o ponto P2 era armazenado pelo sistema, quase que imediatamente depois do contato, após uma rotação completa da peça (estratégia configurada no aparelho DM42). No final do ciclo, o cabeçote voltava para a posição em que a face do rebolo se localizava em X200 e reiniciava o processo, mudando apenas a coordenada Z do cabeçote (atual + 4,2 mm). Assim, sucessivamente foram feitas 10 medidas em cada peça. A Figura (5) mostra o ciclo de retificação no programa de teste dimensional.

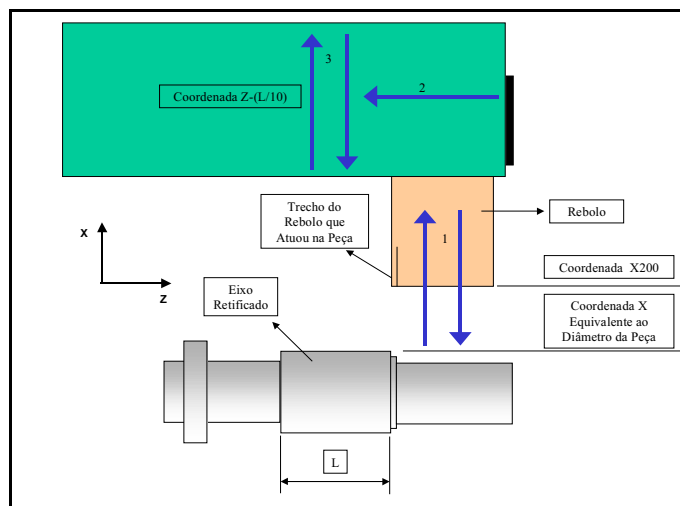


Figura 5. Ciclo de Retificação no Programa de Teste Dimensional

5.6. Resultados Obtidos

A Tabela (1) mostra os dez valores medidos pelo sistema para os diâmetros escolhidos para o teste.

Tabela 1. Valores Experimentais de Dez Diâmetros para os Seis Corpos de Prova Testados

| Peça | Ref. | M1 | M2 | M3 | M4 | M5 | M6 | M7 | M8 | M9 | M10 | Média | Desvio |
|------|--------|--------|--------|--------|--------|--------|--------|--------|--------|--------|--------|--------|---------|
| | [mm] | [mm] | [mm] | [mm] | [mm] | [mm] | [mm] | [mm] | [mm] | [mm] | [mm] | [mm] | Sistem. |
| 1 | 24,400 | 24,398 | 24,398 | 24,397 | 24,395 | 24,397 | 24,398 | 24,396 | 24,397 | 24,397 | 24,398 | 24,397 | 0,003 |
| 2 | 29,700 | 29,697 | 29,698 | 29,696 | 29,697 | 29,697 | 29,698 | 29,695 | 29,698 | 29,697 | 29,696 | 29,697 | 0,003 |
| 3 | 34,050 | 34,048 | 34,049 | 34,047 | 34,049 | 34,050 | 34,049 | 34,048 | 34,050 | 34,047 | 34,048 | 34,049 | 0,001 |
| 4 | 39,600 | 39,597 | 39,595 | 39,594 | 39,596 | 39,598 | 39,596 | 39,597 | 39,594 | 39,597 | 39,595 | 39,596 | 0,004 |
| 5 | 44,800 | 44,798 | 44,797 | 44,795 | 44,795 | 44,794 | 44,794 | 44,795 | 44,796 | 44,795 | 44,796 | 44,796 | 0,005 |
| 6 | 49,700 | 49,697 | 49,698 | 49,696 | 49,697 | 49,697 | 49,696 | 49,697 | 49,698 | 49,699 | 49,697 | 49,697 | 0,003 |

A coluna denominada Ref. mostra o valor de referência (medido com micrômetro) do diâmetro do colo central do eixo. Este valor se afasta dos valores provenientes do torneamento, pois o eixo foi previamente preparado (retificado para correção dos erros de fixação). Os valores M1 até M10 são os dez valores de diâmetro medidos pelo sistema (com o programa de teste), para cada corpo de prova. O valor médio calculado para esses dez valores é mostrado na coluna denominada Média. A coluna especificada Desvio Sistem. mostra a diferença entre o valor de referência e a média dos valores obtidos. A dispersão dos valores medidos ao redor da média representa o Desvio Aleatório.

A Figura (6) mostra um gráfico com os valores dos dez diâmetros, medidos no colo central (pelo sistema) do corpo de prova de 24,4 mm (Ref.), onde o desvio aleatório pode ser visualizado. É importante observar que os valores não mostram nenhum tipo de tendência.

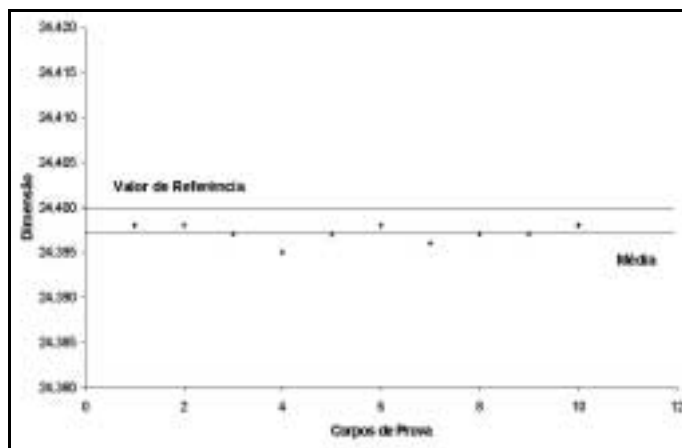


Figura 6. Valores Medidos, Média, Desvio Sistemático (Média – Ref.) e Desvio Aleatório

5.7. Repetibilidade e Exatidão do Sistema

A repetibilidade é uma propriedade de um instrumento de medida, diferentemente de incerteza ou erro, que são características da medida propriamente dita. Uma definição dada pela “British Standard” é: “repetibilidade é a habilidade de um instrumento de medida em dar respostas idênticas, para repetidas aplicações do mesmo valor, de uma determinada quantidade medida, sob condições estáveis de utilização”. Essa porém, é uma definição quantitativa de um instrumento de medição. Uma definição mais qualitativa é que repetibilidade é a faixa média de incertezas aleatórias de uma medida típica, feita por um instrumento de medição, operando em condições específicas.

A exatidão de um instrumento é um parâmetro que verifica a habilidade desse, em dizer a verdade sobre um determinado valor medido. A boa repetibilidade não garante a boa exatidão, entretanto, um repetibilidade ruim é sinal de baixa exatidão (Hayward, 1992).

O cálculo da repetibilidade de um instrumento de medição pode ser feito a partir da obtenção de uma faixa de valores confiáveis, em que a dispersão da média se encontra. Neste trabalho o critério de cálculo utilizado na distribuição t de Student foi adotado, pois o número de amostras obtidos pelo experimento é pequeno ($n < 30$). Para utilizar a distribuição t de Student foi necessário verificar se a distribuição dos dados amostrados seguia a Distribuição Normal. O teste de normalidade foi realizado com a ajuda do software MINITAB®, próprio para aplicações estatísticas. Todas as amostras de dados (6 eixos) passaram no teste de normalidade. O valor da repetibilidade do sistema pode ser então calculado a partir da Eq. (3):

$$\left(t_{\alpha/2, \nu} \cdot \frac{S}{\sqrt{n}} \right) \tag{3}$$

O valor de α define o intervalo de confiança (geralmente 1% ou 5%). O valor de ν define o número de graus de liberdade da distribuição ($\nu = n-1$). O valor de t é um valor tabelado que depende de α e ν . O valor de S é o desvio padrão das amostras e n é o número de amostras. Para α foi adotado o valor de 1%, para que um intervalo de confiança de 99%, fosse obtido, dada a baixa quantidade de amostras do experimento. Esse valor é utilizado para a obtenção dos valores de t e ν em tabelas estatísticas de valores críticos da distribuição de Student (Hayward, 1992).

A Tabela (2) mostra os valores (já arredondados) de Repetibilidade e do Desvio Sistemático obtidos para as 10 amostras dos 6 corpos de prova. Esses valores são úteis para se ter uma idéia da Exatidão do Sistema. A Exatidão de um instrumento (ou Sistema de Medição) é um parâmetro que depende da precisão e do vício desse sistema. A precisão é um parâmetro relacionado com a repetibilidade do sistema e o vício é um parâmetro quantificado pelo valor do desvio sistemático.

Tabela 2. Repetibilidade e Desvio Sistemático dos Valores Obtidos

| Peça | R _I | S _I |
|------|----------------|----------------|
| 1 | 0,001 | 0,003 |
| 2 | 0,001 | 0,003 |
| 3 | 0,001 | 0,001 |
| 4 | 0,001 | 0,004 |
| 5 | 0,001 | 0,005 |
| 6 | 0,001 | 0,003 |

5.8. Teste Experimental 2: Ensaio para Medição dos Erros de Fixação

No ensaio de excentricidade, os corpos de prova (9 eixos de diâmetros iguais e material ABNT 8620) não foram previamente retificados. Depois do torneamento, eles foram colocadas na máquina retificadora, onde um relógio comparador com base magnética foi utilizado para medir a excentricidade de fixação. O valor da profundidade de corte total escolhido para esses corpos de prova, foi sempre maior que o valor máximo da excentricidade encontrada. O rebolo foi dressado uma única vez, para que não houvesse um erro sistemático (profundidade de dressagem) associado a medição.

Os valores experimentais obtidos para o erro de fixação são mostrados na Tabela (3)

Tabela 3. Resultados Experimentais Obtidos para o Erro de Fixação

| Peça | Valor de Referência | Valores Medidos | Diferença |
|------|---------------------|-------------------|-------------------|
| | (μm) | (μm) | (μm) |
| 1 | 190 | 177 | 13 |
| 2 | 193 | 182 | 11 |
| 4 | 188 | 175 | 13 |
| 5 | 197 | 182 | 15 |
| 6 | 180 | 170 | 10 |
| 7 | 176 | 163 | 13 |
| 8 | 193 | 178 | 15 |
| 9 | 178 | 169 | 9 |

6. Discussão dos Resultados

Os resultados experimentais obtidos no teste dimensional mostraram que o sistema tem exatidão suficiente para medir peças dentro das tolerâncias especificadas. Ou seja, enquanto a máquina estiver retificando peças dentro da tolerância do processo (estiver calibrada), o sistema estará realizando a verificação dimensional e dos erros de fixação com uma repetibilidade alta e com um erro sistemático que pode ser compensado. Uma das causas mais prováveis para a ocorrência do erro sistemático é o atraso imposto pelo sistema de aquisição (EA, rede, placa NI, Micro, etc.). Esse atraso faz com que a captura da coordenada de posicionamento do cabeçote porta-rebolos seja feita depois do contato inicial.

Para o erro sistemático, a causa mais provável seja a existência de uma correia dentada, para a transmissão do movimento do servo motor para o eixo X. Esse tipo de montagem introduz histerese no sistema, que provoca o desvio aleatório visto nas medições.

O erro sistemático pode ser compensado para um determinado tipo (diâmetro) de peça a ser retificada, simplesmente somando-se a parcela sistemática aos valores obtidos pelo sistema. Com isso o “vício” total diminui, aumentando a exatidão do sistema. A Repetibilidade obtida experimentalmente mostrou que o sistema, mesmo apresentando erros aleatórios, pode medir as peças com precisão suficiente, tendo assim, a possibilidade de enviar informações de qualidade para o processo anterior.

Segundo a Tabela (2), o sistema de medição também mostra-se capaz de medir peças com boa exatidão. Apesar das diferenças associadas ao valor medido pelo relógio comparador e pelo sistema, verifica-se que o valor do erro associado é pequeno. O erro de fixação é muito grande (da ordem de 0,2 mm), o que implica que um erro de até 20 μm é aceitável, considerando-se que essa informação torna-se extremamente valiosa, por procurar diminuir esse erro até níveis mais aceitáveis. Isso se dá, pois com um erro de fixação da ordem de décimos de milímetro, o sobremetal médio utilizado pela operação de retificação não seria suficiente para reduzir esses erros até o valor especificado.

Um dos motivos prováveis para que o sistema não medisse os erros de fixação com uma maior precisão talvez tenha sido a falta de calibração adequada, para definir o melhor valor do ponto de atuação do comparador 2 do aparelho de EA, responsável por armazenar o valor da variável P2, utilizada no cálculo do erro de fixação. Outro fator importante, que pode também ter influenciado no valor do erro de fixação, é que o rebolo pode tocar a peça na sua região de menor quantidade de sobremetal.

Os valores dimensionais armazenados em arquivo texto (ASCII) podem ser formatados e utilizados na geração de cartas de controle de qualidade, em procedimentos de Controle Estatístico de Processo (CEP), tanto para a operação de retificação, quanto para a operação imediatamente anterior a essa. Futuras pesquisas pode, ser desenvolvidas no sentido de promover a melhoria do sistema. Em especial, procedimentos de calibração podem ser desenvolvidos para conjuntos de peças.

7. Conclusões

O sistema de medição em processo utilizando Emissão Acústica funcionou e apresentou bons resultados na medição dimensional e na medição dos erros de fixação das peças testadas: batimento de fixação com um erro por volta de 20 µm.

É um sistema robusto e não intrusivo que pode ser adaptado ao ambiente industrial com as seguintes vantagens:

- Definir a quantidade de sobremetal retirada pelo processo de retificação, o que irá permitir a tomada de decisões baseada nesse parâmetro;
- Com os valores dimensionais medidos, pode-se ajustar os ciclos do próprio processo de retificação ou utilizar essa informação para corrigir um processo imediatamente anterior;
- Pode-se montar uma estratégia de medição que informe o operador da situação, alterando o processo anterior ou corrigindo os desvios do sistema de fixação da própria máquina;

8. Referências

- Bicudo, L.A.M.C. (1997) “Compensação de Erros Dimensionais para Retificadoras Cilíndricas Utilizando Redes Neurais”. São Carlos. 156p. Tese (Doutorado) – Escola de Engenharia de São Carlos, Universidade de São Paulo.
- Byrne, G.; Dornfeld, D.; Inasaki, I.; Ketteler, G.; Konig, W.; Teti, R. (1995) “Tool Condition Monitoring (TCM) – The Status of Research and Industrial Application”. *Annals of the CIRP*, v.44, p. 541-567.
- Gomes, J.J.F. (1997) “Implementação de Sistema Automático de Calibração Dimensional em Retificadoras CNC Utilizando Emissão Acústica”. 80p. Dissertação (Mestrado). Escola de Engenharia de São Carlos, Universidade de São Paulo.
- Hayward, A. T. J. (1992) “Repeatability and Accuracy” ERA-REPORT, Jul., 63p.
- Konig, W.; Klumpen, T. (1993) “Process Monitoring in Grinding, Dressing and Sharpening Processes”. *Precision Engineering*, v.1/1 p.27-30.
- Oliveira, J.F.G.; Peres, A.E.; Mendizabal, R.A. (1991) “Utilização de Técnicas Acústicas para o Monitoramento do Processo de Retificação”. In: XI CONGRESSO BRASILEIRO DE ENGENHARIA MECÂNICA, São Paulo. Anais. São Paulo, p.353-356
- Sato, D. P. V. (1998) “Uma Contribuição ao Modelo de Sintetização de Erros em Máquinas Ferramentas”. São Carlos. 198p. Tese (Doutorado) – Escola de Engenharia de São Carlos, Universidade de São Paulo;
- Shiraishi, M. (1989) “Scope of In-Process Measurement, Monitoring and Control Techniques in Machining Processes – Part 2: In-Process Techniques for Workpieces”. *Precision Engineering*, vol.11, n.1, P.49-59, Jan.
- Yandayan T., Burdekin M. (1997) “In Process Measurement and Control of workpiece Accuracy”. *International Journal of Machine Tools Manufacturing*, v.37, n.10, p.1423-1439.

NEW METHODOLOGY FOR IN PROCESS MONITORING OF WORKPIECE DIMENSION USING A CYLINDRICAL GRINDING MACHINE.

Giuliano Cardozo Medalha

Escola de Engenharia de São Carlos – University of São Paulo
Av. Trabalhador São-carlense, 400 – Centro
PO. BOX 359 – 13560-590
São Carlos – SP

João Fernando Gomes de Oliveira

Escola de Engenharia de São Carlos – University of São Paulo
Av. do Trabalhador São-carlense 400 – Centro
PO BOX 359 – 13560-590
São Carlos – SP

Abstract. Most of the industries today use their machine operators to make workpieces dimensional verification. For this task they use gauges, what implies in a loss of time and consequently rise of costs for the final product. In this work a new methodology for workpiece measuring is proposed, using a grinding machine associated with intelligent functions. The technology of an incremental optical encoder and an external counter chip was used to do the wheel head position monitoring. Using a coordinate system referenced by NC (numerical control) functions and an AE (acoustic emission) system was possible to take the exact positions of the grinding wheel from the start of the grinding cycle until the first contact with the workpiece. The errors associated to the grinding machine parts deformation and wear were considered and it was possible to measure the dimension of cylindrical parts generated by a previous operation (in this case turning) with enough precision. A SCADA (Supervisory Control and Data Acquisition) software helped the creation of a SPC (Statistical Process Control) document to report dimensional errors for quality control of the produced lots. It was also possible to detect fixture errors, by monitoring the AE signal and the wheel head position up to the centelhamento phase. The system may help to reduce the scrap level and overall production time, creating a differential for process reliability and automation.

Keywords. Process Monitoring, Acoustic Emission signal, Optical Encoders

ANÁLISE DE RUGOSIDADE E ESPALHAMENTO LUMINOSO EM SUPERFÍCIES DE ALUMÍNIO TORNEADAS COM FERRAMENTAS DE DIAMANTE MONOCRISTALINO

Enrico Di Raimo

Centro Federal de Educação Tecnológica do Paraná, Av. Alberto Carazzai n. 1640, CEP 86300-000, Cornélio Procópio, PR, Brasil
diraimo@uol.com.br

Arthur José Vieira Porto

Universidade de São Paulo, Escola de Engenharia de São Carlos, Departamento de Engenharia Mecânica, Av. Dr. Carlos Botelho n. 1465, Caixa Postal 359, CEP 13560-924, São Carlos, SP, Brasil
ajvporto@sc.usp.br

Resumo. O processo de torneamento de ultraprecisão com ferramenta de diamante vem sendo pesquisado para substituir os processos convencionais de polimento e lapidação no desenvolvimento de componentes óticos. A qualidade destes componentes produzidos por torneamento de ultraprecisão é altamente dependente do raio de aresta da ferramenta de diamante monocristalino e integridade do raio de ponta. Visando monitorar o processo de torneamento em peças com qualidades óticas, estudam-se as relações entre espalhamento luminoso e rugosidade superficial. O comportamento do espalhamento luminoso em superfícies de alumínio foi analisado através de um sistema opto-eletrônico (utilizando sensor CCD e luz laser) e comparado com rugosidades superficiais obtidas por perfilometria mecânica.

Palavras chave: torneamento de ultra-precisão, espalhamento de luz, rugosidade superficial, sensor CCD, laser.

1. Introdução

A fim de se melhorarem as características e desempenho de certos produtos, a indústria tem sido constantemente forçada a desenvolver pesquisas em novos materiais. A necessidade da fabricação de produtos cada vez menores, mais leves, com maior acuracidade, confiabilidade e, se possível, com baixo custo, tem constantemente lançado desafios à engenharia de fabricação. Um típico exemplo é a manufatura de componentes óticos, a qual correntemente apresenta tendências em direção ao uso de materiais tais como ligas de alumínio e cobre na fabricação de superfícies óticas planas, esféricas e anesféricas para redução de tamanho e peso dos componentes.

Tolerâncias de contorno e acabamento superficiais a níveis óticos são possíveis de serem obtidos por técnicas de torneamento com ferramenta de diamante em máquinas-ferramenta de ultra-precisão. Esta técnica está sendo seriamente considerada para substituir técnicas convencionais a fim de se reduzirem tempos e custos e se melhorarem a acuracidade e repetibilidade, na fabricação de componentes opto-eletrônicos.

O torneamento com diamante é o processo onde se utiliza uma ferramenta especial monocortante de diamante em uma máquina ferramenta de ultra-precisão, especialmente projetada para produzir acabamentos de superfícies, sob condições precisamente controladas de máquina, ferramenta e ambiente. Este processo difere de outros processos de usinagem de duas maneiras: a) o uso de ferramentas de diamante permite que vários materiais sejam torneados com precisão nanométrica; b) a ação do corte nesta escala de precisão juntamente com o desgaste extremamente baixo da ferramenta de diamante (com determinados materiais) resultam na geração de uma superfície espelhada.

Assim, o componente produzido pela máquina-ferramenta pode ser tomado como a identidade (impressão digital) da combinação da máquina e ferramenta, e durante a operação de usinagem, qualquer alteração na combinação de ambos será refletido no componente produzido, especialmente na superfície de componente e suas dimensões e formas.

Portanto, é fundamental garantir a integridade de ferramenta de ponta única de diamante, principalmente no que se refere à integridade do raio de ponta e raio de aresta. Como, todo uso de ferramenta implica sempre desgaste, danificando a geometria da ferramenta, torna-se necessário evitar usinagens desnecessárias.

O objetivo deste trabalho é estudar as relações entre a refletividade em termos de espalhamento luminoso e a rugosidade superficial, tendo como meta a aplicação deste estudo no monitoramento (on-line) de usinagem de ultra-precisão, para garantir que só estejam gerando superfícies com rugosidade superficial compatível com aplicação ótica. Isto se justifica pela necessidade de se estabelecerem padrões óticos relacionados ao tipo de textura superficial que foi deixada na superfície pelo processo de usinagem de ultra precisão.

2. A usinagem de ultraprecisão

A tecnologia de usinagem de ultraprecisão, também conhecida como usinagem com ferramentas de diamante, microusinagem ou nanousinagem, é um processo de usinagem para a produção de elementos óticos e mecânicos com precisões no campo submicrométrico e, em alguns casos, na faixa de apenas alguns nanômetros. Esta tecnologia, que nos últimos anos tem atraído grande atenção tanto do círculo industrial quanto no meio científico, emprega ferramentas

de diamante monocristalino de elevada precisão em máquinas-ferramenta especialmente projetadas para essa função e sob condições controladas de temperatura, umidade e isolamento de vibrações do meio ambiente, com o objetivo de obter superfícies de altíssima qualidade. Este processo possibilita usinar uma extensa gama de materiais, como metais, plásticos, materiais semicondutores, vidros, cerâmicas e cristais, com praticamente todas as formas desejadas (Schroeter & Weingaertner, 1999).

Neste tipo de operação de usinagem são características as profundidades de corte e os avanços para o desbaste em valores freqüentemente inferiores a 10 µm, ou seja, seções de usinagem inferiores a 100 µm². Para o acabamento, dificilmente são obtidas seções de usinagem superiores a 20 µm². Em função da relação normalmente existente entre o raio de quina da ferramenta (r_e) e o avanço (f) na usinagem de ultraprecisão, ou seja $r_e \gg f$, as superfícies são geradas para uma espessura de usinagem efetiva muito pequena, tipicamente abaixo de 1 µm, o que somente pode ser realizado com ferramentas de gumes extremamente afiados, como ferramentas de diamante monocristalino (Schroeter & Weingaertner, 1999).

A caracterização do limite de qualidade atingível através do processo de usinagem com diamante não é uma unanimidade. De forma geral, aceita-se que, desde que observadas algumas premissas básicas, é possível alcançar precisões de forma na ordem de 100 nm/100 nm, rugosidades R_a em torno de 1 nm, rugosidades R_t de 10 nm, circularidades inferiores a 200 nm e precisões de posicionamento na ordem de 1 nm (Schroeter & Weingaertner, 1999).

Os materiais atualmente usinados com ferramentas de diamante monocristalino são predominantemente metais não-ferrosos (cobre, alumínio, níquel eletrolítico, ouro e prata, entre outros), os polímeros (plásticos em geral) e, mais recentemente, os cristais infravermelhos. Nem todos estes materiais podem, entretanto, ser igualmente bem usinados através desta tecnologia. Bons resultados dependem principalmente da otimização das condições de corte e das características individuais de cada material, como as propriedades mecânicas, a formação de cavacos, as características ópticas, as qualidades superficial e de forma possíveis de serem obtidas, as forças de usinagem, a influência sobre o desgaste da ferramenta e a toxicidade, entre outros fatores. Na Tabela (1) podem ser vistos alguns exemplos de aplicações para a usinagem de ultraprecisão, com os materiais e as especificações exigidas das peças.

Tabela 1. Campos de aplicação, materiais e especificações para a usinagem de ultraprecisão (Schroeter & Weingaertner, 1999).

| | Campos de aplicação | Materiais | Especificações |
|--------------------------------|---|---|--|
| Elementos reflexivos | Espelhos poligonais para impressoras laser Espelhos metálicos em geral Cilindros para fotocopiadoras Equipamentos para aerofotogrametria Espelhos planos para laser Integradores de energia Sistemas de mira | Alumínio e ligas Cobre e ligas Ouro Níquel Eletrolítico Zinco Platina Prata | Refletividade >98% Precisão de forma 0,2 – 0,01 µm Rugosidade $R_a \sim 0,05$ µm |
| Elementos transmissivos | Elementos ópticos para aplicações infravermelhas Lentes Fresnel Lentes para células solares Lentes para focagem laser Elementos ópticos para CD's Lentes de contato Lentes intraoculares Lentes em geral | Plásticos ópticos Germânio Silício Sulfeto de zinco Selenito de zinco Iodeto de céσιο Arsenito de gálio | Transmissividade 0,02 – 49,3 µm Precisão de forma 1 – 0,01 µm Rugosidade $R_a < 0,01$ µm |
| Elementos mecânicos | Discos rígidos para computadores Cabeçotes de vídeo Mancais aerostáticos Microestruturas Moldes para injeção de lentes Componentes para giroscópios Conexões para fibras ópticas Eletrodos para aceleradores | Alumínio e ligas Cobre e ligas Níquel eletrolítico Grafite Plásticos Ouro | Precisão de forma 0,5 – 0,1 µm Rugosidade $R_a \sim 0,01$ µm |

Na usinagem de ultra-precisão de materiais não ferrosos com ferramentas de diamante a qualidade nanométrica do acabamento superficial não é determinada pela máquina-ferramenta. A estabilidade dimensional, a precisão e a repetibilidade da máquina-ferramenta de ultra precisão fazem com que o fatores determinantes no acabamento de qualidade óptica sejam: as características do material a ser usinado, o desempenho da ferramenta (afiação da aresta de corte e geometria) e os aspectos físicos da micro-usinagem.

Os metais que apresentam maior afinidade para usinagem com o diamante são o cobre, alumínio e o latão os quais podem ser facilmente usinados alcançando-se acabamentos superficiais de ordem submicrométrica com um baixo desgaste da ferramenta.

Um fator de influência predominante no acabamento superficial é a diferença (não uniformidade) das propriedades elásticas e (principalmente) plásticas entre grãos distintos de um material policristalino. Essa diferença de comportamento resulta em superfícies usinadas com variações entre grãos vizinhos, os quais determinam a qualidade superficial em termos de refletividade.

As geometrias com ponta circular são mais freqüentemente utilizadas para o corte de materiais dúcteis em função da policristalinidade e conseqüentemente da anisotropia desses materiais (Porto, 1995).

O acabamento superficial torna-se melhor quanto maior o raio de ponta da ferramenta. Aumentos no raio de ponta conduzem a uma mudança na microtopografia da superfície do componente usinado. Para usinagem de metais não ferrosos, são recomendados raios de ponta entre 2 e 10 mm na usinagem de superfícies planas e de 0.5 e 4 mm na usinagem de superfície côncavas e convexas (König et al, 1991)

Uma outra característica importante da ferramenta de diamante é a geometria da aresta de corte, em particular, sua afiação. As ferramentas encontradas comercialmente no mercado internacional possuem um raio de aresta da ordem de 40 a 70 nm (König et al, 1991).

O diamante é um material conhecido por possuir pouca interação química com uma ampla variedade de materiais. A aresta de corte de diamante é considerada como a que possui melhor fidelidade de transparência, da ordem de 10 nm. Portanto qualquer irregularidade, por menor que seja, na aresta de corte devido ao microlascamento ou adesão de partículas, pode causar danos à superfície usinada.

3. Caracterização de superfícies

Superfícies óticas podem ser obtidas através de polimento e também por processos de usinagem, como o torneamento com diamante de ponta única em máquina que se desloca precisamente. O acabamento superficial consiste depressões ou ranhuras em forma de rosca com profundidades iguais formadas pela ferramenta de diamante, marcas de vibração (“chatter”) sobre as ranhuras, grandes ranhuras espaçadas irregularmente causadas pelas interações máquina-ferramenta-cavaco, e estruturas no material tais como partículas de segunda fase e inclusões.

Irregularidades geométricas que são introduzidas na superfície, modificam a estrutura cristalográfica. Quanto mais dúctil for o material da peça maiores serão as modificações de superfície. Com isso o acabamento superficial é alterado resultando em mudanças nas condições de refletividade.

Embora as ranhuras sejam visíveis em muitas superfícies torneadas com diamante, especialmente em materiais duros como o silício, germânio, e o níquel eletrolítico, alguns materiais moles podem queimar enquanto estão sendo torneados com diamante, de forma que as ranhuras são muito menos distintas. Isto é particularmente verdade no caso de ligas de alumínio. Materiais com ligas de alumínio segregam inclusões duras que produzem inchaços (“bumps”) característicos em superfícies torneadas com diamante. Este defeitos podem ser responsáveis pela maior parte do espalhamento destas superfícies. Assim é importante escolher uma liga de alumínio que tenha uma densidade mínima de partículas de segunda fase e ao mesmo tempo tenha outras propriedades necessárias de dureza e estabilidade, por exemplo (Bennett & Mattsson, 1989).

Porém, uma das desvantagens de ferramentas com raio de ponta grande seria que estas não são apropriadas para aplicação em usinagens de contorno em máquinas de torneamento. O motivo desta restrição deve-se ao fato de que, ferramentas com raio de ponta grande apresentam um raio de curvatura maior que para o caso de usinagem de superfícies côncavas e convexas torna-se difícil de se conseguir compensar o raio ao longo da superfície de corte (Porto, 1995).

A rugosidade superficial tem duas características principais: alturas das irregularidades (ou profundidades) e dimensões laterais. Outras características importantes da superfície são: orientação das irregularidades e passo ou “freqüência das irregularidades”. No torneamento de ultraprecisão há forte característica direcional na textura superficial, sendo a direção de maior importância para medida de rugosidade a direção transversal, isto é, a direção do avanço.

No torneamento com ponta única a ferramenta avança numa distância axial constante por revolução da peça. A superfície resultante, vista perpendicularmente à direção do avanço da ferramenta, replica a forma da ferramenta no corte. Esta rosca tem passo igual ao avanço (f) e altura de rugosidade $R_{\max} = (R_{\max})_{\text{teórica}}$, dada pela fórmula (cf. Shaw, apud Porto, 1995):

$$(R_{\max})_{\text{teor}} \cong f^2 / 8 \cdot R_p \quad (1)$$

onde R_p é o raio de curvatura da ponta da ferramenta.

As superfícies geradas são resultado do efeito combinado de rugosidade, ondulação e forma. No entanto, por causa dos efeitos funcionais de rugosidade, ondulação e forma serem diferentes torna-se útil medi-los separadamente.

Os parâmetros estatísticos usados para quantificar a rugosidade podem ser genericamente classificados em: parâmetros de amplitude, parâmetros de espaçamento, parâmetros híbridos

As alturas de rugosidade em superfícies polidas ou usinadas são freqüentemente medidas e registradas como rugosidade média quadrática R_q ou, em usinagem de precisão, como rugosidade média aritmética R_a . As unidade são Angstroms ou nanômetros para superfícies lisas e micrometros para superfícies rugosas.

O valor de R_q quando comparado com R_a é mais sensível a picos e vales, ou seja as amplitudes maiores, quando elevadas ao quadrado, terão um peso maior no cálculo da média das amplitudes. Portanto, para um mesmo segmento de uma superfície, a comparação entre os valores de R_a e R_q pode acrescentar alguma informação sobre o formato das irregularidades. Também nesse caso, o valor R_q variará dependendo do comprimento amostral utilizado.

Superfícies metálicas torneadas com diamante de ponta única, por exemplo, o alumínio, cobre, ou níquel eletrolítico, podem ter rugosidades de ~ 3 a 15 nm dependendo do material, máquina e parâmetros de corte (Bennett & Mattsson, 1989).

Pelo exame das funções autocovariância pode-se verificar os componentes comuns da estrutura superficial. Na Figura 1 podemos ver estas estruturas, que consistem de (1) ondulações de grande escala, (2) rugosidades aleatórias de curto alcance (3) periodicidade.

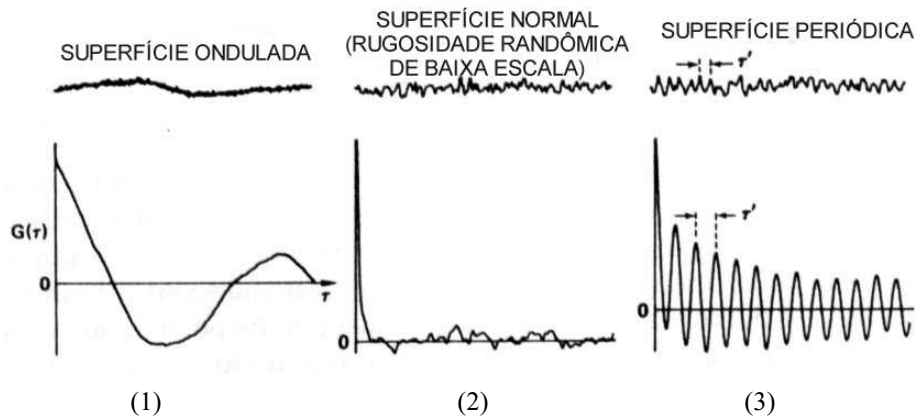


Figura 1. Três tipos básicos de perfis superficiais e suas correspondentes funções autocovariâncias: (1) superfície ondulada, (2) superfície normal e (3) superfície periódica (Bennett & Mattsson, 1989).

Superfícies com componentes periódicos, tais como aquelas torneadas com diamante, tem funções autocovariância oscilatórias. A Função Densidade de Freqüências Espaciais é um espectro de freqüências da rugosidade superficial, medido em unidades do inverso do comprimento. Através dessa função pode-se obter informações sobre as freqüências espaciais da superfície e o fator de superfície (associado a uma função das alturas em relação a uma nível médio).

Porto (1995) aplicou a técnica de análise espectral das freqüências espaciais em perfis de rugosidade superficial gerados em usinagem de ultra-precisão de peças de cobre e ligas de alumínio.

O espalhamento de uma superfície pode resultar dos seguintes fatores (1) irregularidades tais como riscos, crateras, ou partículas que são grandes comparadas ao comprimento de onda da luz incidente, (2) irregularidades isoladas, cujo tamanho é comparável ou menor do que o comprimento de onda da luz incidente, (3) irregularidades que são pequenas em uma ou mais dimensões, mas que tem espaçamentos tão próximos, que não podem ser tratadas como centros espalhadores independentes. O efeito de cada centro está relacionado com aquele de suas vizinhanças; espalhamento de tal forma é chamado freqüentemente de “espalhamento por microirregularidades”.

Rugosidades medidas por Espalhamento Total Integrado e Perfilometria tem boa correlação em superfícies selecionadas com rugosidades “rms” da ordem de 1 - 100 angstroms. Entretanto, em apalpadores cujos raios são menores do que 1 μm , os valores de rugosidade “rms” medidos no perfilometro tendem a ser muito altos porque estes medem microestruturas não analisadas pela luz visível (Bennett & Mattsson, 1989).

As superfícies com rugosidades aleatórias podem ser representadas da superposição bidimensional de componentes de fourier de redes senoidais com diferentes amplitudes, períodos e fases. O comportamento do espalhamento de uma rede individual tendo amplitude A, medida do nível médio da superfície, e espaçamento de rede d será relacionado à distribuição angular da luz espalhada por uma superfície microrugosa.

4. Equipamentos e instrumentação

Neste trabalho experimentos foram realizados com peças de 20,0 mm de diâmetro, ligas de alumínio, fusinadas em operação de faceamento de modo a obter uma superfície espelhada. A máquina CNC geradora de superfícies anesféricas utilizada nos ensaios é um torno de ultraprecisão RANK PNEUMO TAYLOR ASG 2500.

A análise de topografia de superfície foi realizada por meio de um perfilômetro mecânico FORM TALYSURF (RANK TAYLOR ROBSON), de resolução de 4nm, obtendo-se o perfil da superfície usinada e os parâmetros característicos de rugosidade (R_a , R_q , R_t , $Delq$, slope, R_v). O FORM TALYSURF é operado através de um microcomputador, de maneira que todo o procedimento de medição pode ser controlado automaticamente, ou seja: posicionamento, pressão de contato, velocidade de medição, comprimento de medição, filtros, “cut-off”. O sensoriamento da posição vertical da agulha ao longo da superfície se faz através de um sistema interferométrico (tipo Michelson), o que garante a alta resolução e repetibilidade do instrumento.

Os detectores opto-eletrônicos mais utilizados são os fotodiodos e as fotomultiplicadoras. Neste experimento o espalhamento luminoso (“light scattering”) foi observado através de uma câmera CCD (HITACHI DENSHI – KP-M1) que contém uma série de fotodiodos de silício dispostos em matriz.

Uma fonte laser He-Ne OPTO (com comprimento de onda de 630 nm e potência de 5 mW) foi utilizada como luz incidente, fixando-se o ângulo de incidência em aproximadamente 45° . O feixe laser incidente sobre a peça é expandido por uma lente cilíndrica de forma que a projeção seja uma linha luminosa.

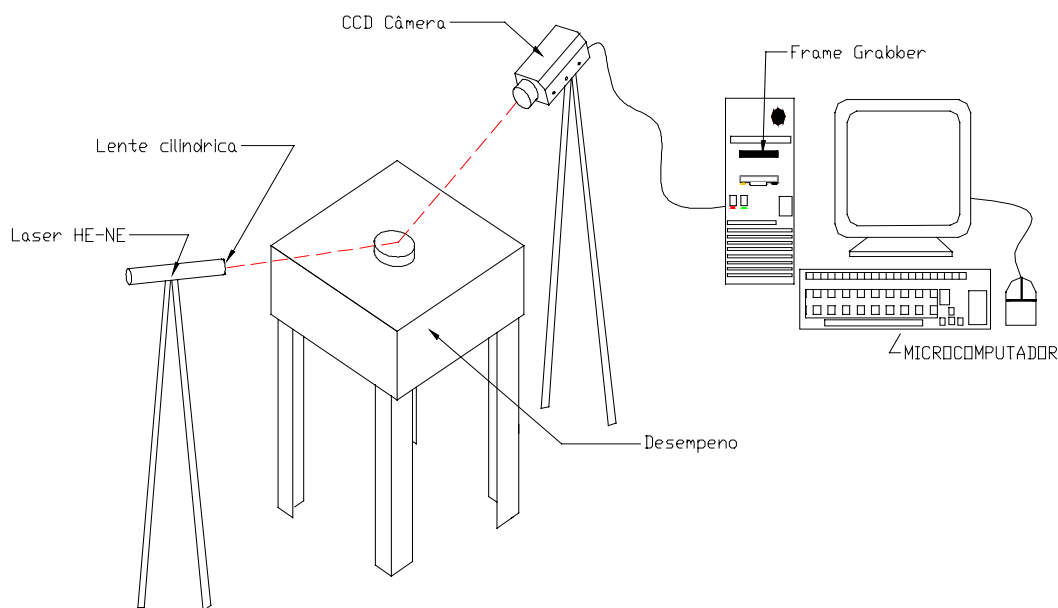


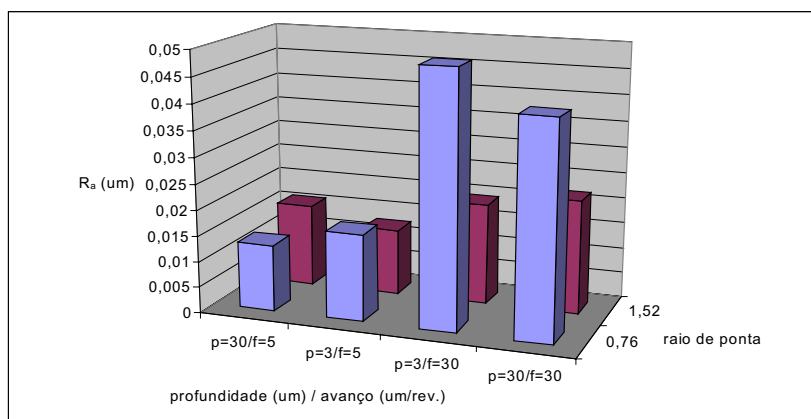
Figura 2. Representação esquemática da instrumentação para análise de espalhamento

Para aquisição e análise de imagem, um microcomputador tipo PC recebeu o sinal através de uma câmera CCD e fez o tratamento necessário através do software GLOBAL LAB image. Este software implementa uma série de ferramentas, tais como perfil, histograma, FFT. A imagem em preto e branco é digitalizada através de uma FRAME GRABBER (DT-3155). Cada ponto é armazenado pelo fotodiodo em termos de energia luminosa. Para registrar intensidade a placa digitalizadora utiliza níveis de tons de cinza (“grayscale”), variando de 0 para a cor negra e 255 para a cor branca. Consequentemente o gráfico de perfil será uma função de tons de cinza contra nós de pontos coletados (pixels).

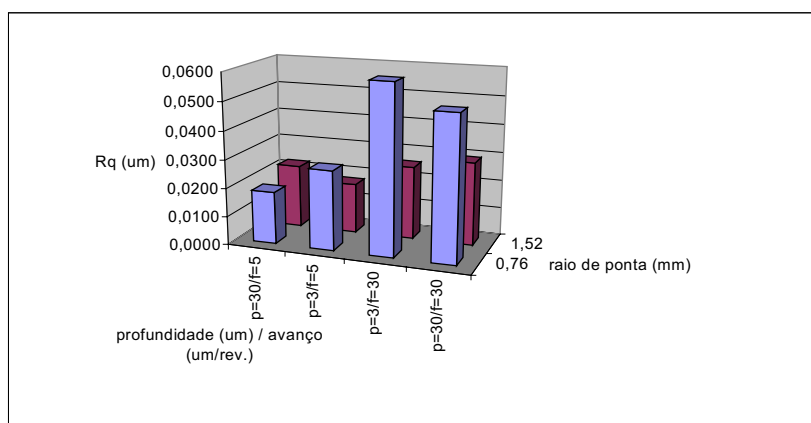
5. Experimentos e Resultados

Um ensaio (A) do tipo 2^k fatorial foi realizado para verificar as diferenças de acabamento nas superfícies devido à influência de variação das condições de usinagem, da geometria da ferramenta, das características mecânicas dos materiais a serem usinados. Utilizaram-se ferramentas de diamante monocristalino com diferenças apenas no raio de ponta: ferramenta 1 com $R_{p1} = 0,2995''$ ou 0,76 mm, ferramenta 2 com $R_{p2} = 0,5985''$ ou 1,52 mm, $\gamma = 0^\circ$, mantendo-se para ambos os casos a geometria restante com $\gamma = 0^\circ$ e $\alpha = 0^\circ$. A rotação do eixo-árvore foi mantida em 1000 rpm. Trabalhou-se com valores extremos tanto para o avanço ($f_{\min.} = 5 \mu\text{m/rev.}$; $f_{\max.} = 30 \mu\text{m/rev.}$) como para a profundidade de corte ($a_{p \min.} = 3 \mu\text{m}$; $a_{p \max.} = 30 \mu\text{m}$). As ligas de alumínio utilizadas foram o Al-2011 e Al-1050. Para cada peça resultante de uma condição específica de usinagem, material e ferramenta foram analisados os principais parâmetros de rugosidade (R_a , R_q , R_t) ilustrados nas Figs. (4) e (5).

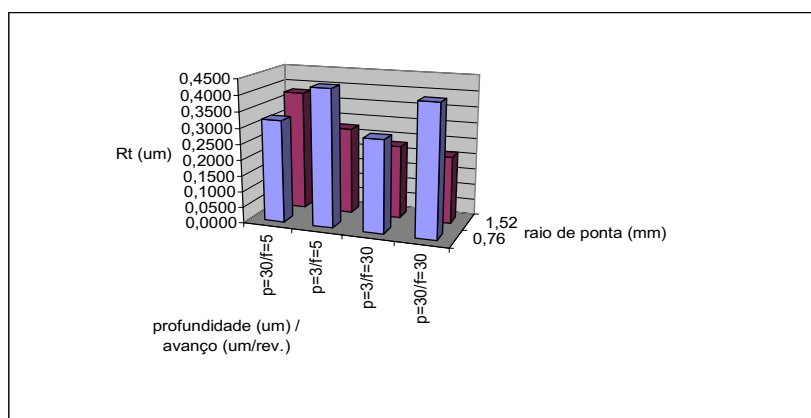
Num segundo ensaio (B) trabalhou-se nas seguintes condições: $n = 1000$ rpm (rotação) ; $f = 5 \mu\text{m/rev.}$ (avanço) ; $a_p=10 \mu\text{m}$ (profundidade); temperatura ambiente $21^\circ \pm 0.1^\circ\text{C}$. Os materiais utilizados foram ligas de alumínio Al-6061T6 e Al-Kobe. Utilizou uma peça usinada convencionalmente (desbaste) e comparou-se a três outras usinadas em máquina de ultraprecisão. Neste caso as ferramentas tinham geometria aproximadamente iguais mas com diferenças de fabricação: ferramenta de metal duro, ferramenta de diamante nacional, ferramenta de diamante importado. Com isto, mantidas as condições de usinagem constantes, verificamos as diferenças no acabamento superficial devido a integridade da ferramenta. As ferramentas utilizadas em máquina de ultraprecisão tinham aproximadamente o raio de ponta equivalente ao da ferramenta de diamante importada, que era $R_p = 1,527$ mm. O espalhamento luminoso parcial foi observado através de câmera CCD e registrado através do gráfico da Fig. (6). Alguns valores de rugosidade são mostrados na Tab. 2.



a)

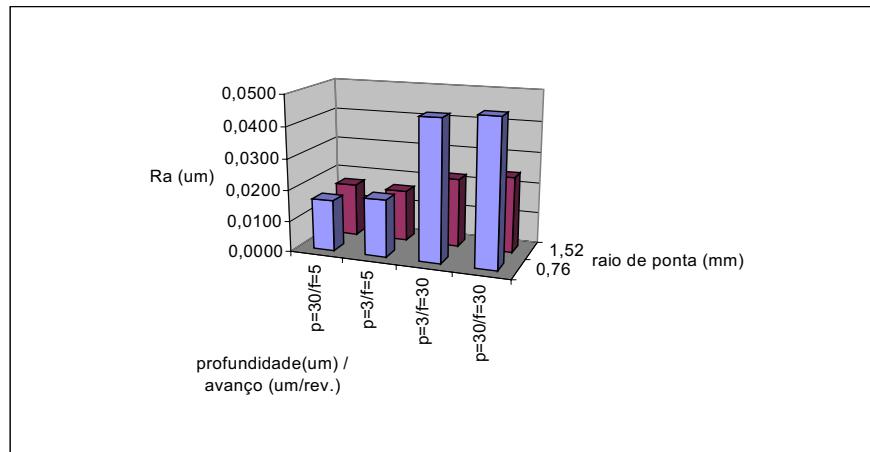


b)

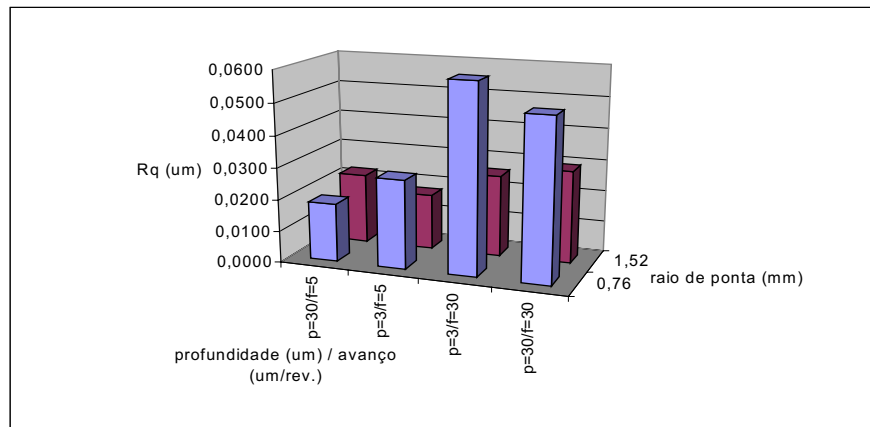


c)

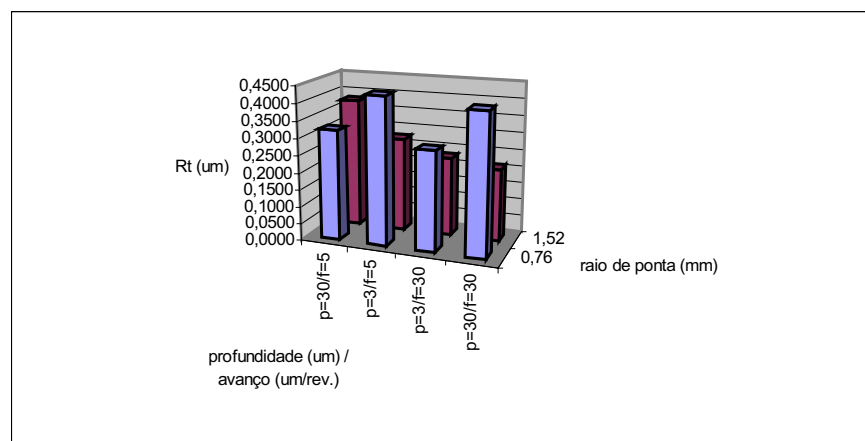
Figura 4. Rugosidade em superfície de Al-2011 em função dos parâmetros de usinagem e geometria da ferramenta de um torneamento de ultraprecisão. a) Ra b) Rq c) Rt (Di Raimo, 1999)



a)



b)



c)

Figura 5. Rugosidade em superfície de Al-1050 em função dos parâmetros de usinagem e geometria da ferramenta de um torneamento de ultraprecisão. a) Ra b) Rq c) Rt (Di Raimo, 1999)

ESPALHAMENTO PARCIAL

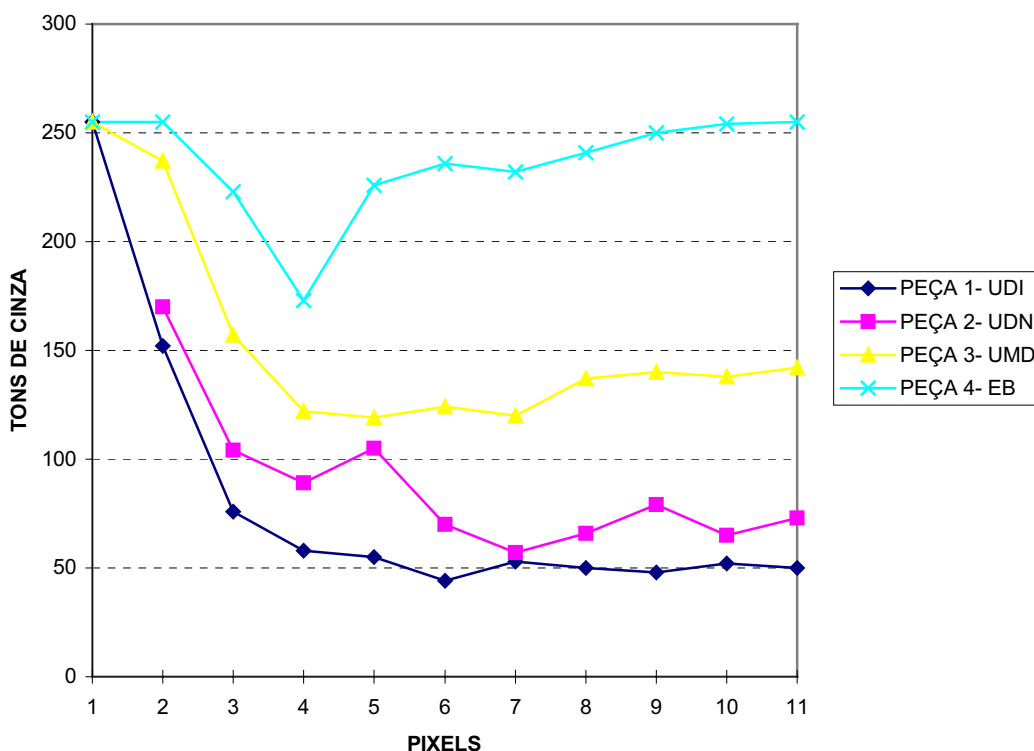


Figura 6. Espalhamento parcial (Ensaio B) em superfícies de alumínio Al-6061 torneadas em ultra precisão (3 peças) e convencionalmente utilizando diferentes ferramentas de corte: UDI usinagem com diamante importado ; UDN usinagem com diamante nacional ; UMD usinagem com metal duro e EB estado bruto

Tabela 2. Rugosidade superficial para diferentes ferramentas (ensaio B). (Di Raimo, 1999)

| Rugosidade (µm) | FERRAMENTA | | | |
|-----------------|--------------------|-------------------|------------|--------------|
| | Diamante Importado | Diamante Nacional | Metal Duro | Estado Bruto |
| R _a | 0,0145 | 0,0191 | 0,3399 | 0,3811 |
| R _q | 0,0177 | 0,0247 | 0,4096 | 0,4196 |
| R _t | 0,0901 | 0,1994 | 4,3257 | 2,5466 |

Os resultados evidenciados nas Figs (4) e (5) referentes ao ensaio (A) mostram que a variação de rugosidade em função dos parâmetros de usinagem e raio de ponta de ferramenta são muito semelhantes com relação ao material de usinagem utilizado (Al-2011 ou Al-1050).

profundidade (a_p) , mantendo-se avanço (f) e raio de ponta (R_p) contantes, tem pouca influência sobre a rugosidade resultante da superfície. Esta influência pequena também é observada quando foram usinadas diferentes ligas de alumínio.

Os parâmetros de usinagem que mais influenciaram nos resultados de rugosidade foram o avanço (f) e o raio de ponta (R_p) da ferramenta. Mantendo-se o raio de ponta constante menores rugosidades foram observadas para trabalhos com menores taxas de avanço. Quanto maior o raio de ponta, menor a rugosidade observada, principalmente para valores altos de avanço.

6. Análise dos resultados

Os padrões apresentados na Fig. (6), resultantes do ensaio (B) mostram claramente a influência da integridade (desgaste) da ferramenta nos resultados de espalhamento luminoso. Como trabalhou-se com os parâmetros de usinagem (n = 1000 rpm ; f = 5 µm/rev. ; a_p = 10 µm) e a geometria de ferramenta (R_p = 1,527 mm) fixos, esta diferença no comportamento de espalhamento luminoso justifica-se pelas rugosidades obtidas em cada peça do ensaio. Estas rugosidades em termos de seus principais parâmetros (R_a , R_q , R_t) de maneira geral, apresentam-se de forma

decrecente em relação a utilização de ferramenta com menor desgaste. Pela Tabela 2 temos evidências do comportamento da rugosidade com a utilização de ferramentas de diamante (importado e nacional), ferramenta de metal duro e peça no estado bruto.

Para o ensaio (B) verifica-se através da Fig. (6) que peças usinadas com ferramentas de melhor qualidade apresentam distribuição do espalhamento luminoso com menor desvio padrão em relação a região de reflexão especular.

O ensaio (A) deste trabalho evidenciou a influência dos parâmetros de usinagem e geometria da ferramenta no acabamento superficial produzido. Como se observa nas Figs. (4) e (5) para torneamento de ultraprecisão de ligas de alumínio Al-2011 e Al050 respectivamente, temos comportamentos semelhantes em função do avanço (f), profundidade de corte (a_p) e raio de ponta da ferramenta (R_p). A utilização de raios de ponta maiores e menores taxas de avanço produziu de maneira geral superfícies com menores rugosidades superficiais. Para a utilização de raio de ponta menor ($R_p = 0,76$ mm) e mantidas as taxas de avanço constantes, melhores acabamentos em termos de R_a e R_q são obtidos com profundidades de corte maiores ($a_p = 30$ μ m). Efeito contrário foi observado na utilização de raio de ponta maior ($R_p = 1,52$ mm): mantida a taxa de avanço constante, observa-se um aumento das rugosidades R_a e R_q com o aumento da profundidade ($a_p = 30$ μ m). Com relação ao parâmetro R_t observou um decréscimo dos valores, utilizando-se $R_p = 1,52$ mm, com o aumento do avanço. A profundidade de corte influenciou o valor de R_t de maneira inversa: para altas taxas de avanço quanto maior esta, maior a rugosidade; para baixas taxas de avanço, quanto maior a profundidade de corte, menor a rugosidade resultante.

7. Conclusões

A usinagem de ultraprecisão com ferramentas de diamante monocristalino é considerada, atualmente, uma das mais importantes tecnologias de fabricação de precisão, possibilitando a produção de elementos ópticos e mecânicos dos quais são exigidas qualidades superficiais, de forma e dimensionais extremas. Principalmente nas áreas óptica, eletrônica e de mecânica de precisão, este processo de fabricação assume um papel de importância vital e com tendências de grande crescimento.

Os valores de rugosidade dependem fortemente do avanço da ferramenta e do raio de ponta, comprovando através de resultados o que foi previsto pela teoria. O material devido principalmente à sua características de resiliência e concentração de inclusões duras também influenciou nos resultados de rugosidade.

O espalhamento luminoso tem correlação com as rugosidade superficiais obtidas por diferenças na integridade da ferramenta de diamante (desgaste) e variações dos parâmetros de usinagem. Justificando-se pela necessidade de se estabelecerem padrões óticos relacionados ao tipo de textura superficial, relações entre refletividade e rugosidade poderiam ser estabelecidas através de um estudo com análise de variância, tendo como meta a aplicação deste no monitoramento de usinagem de ultra-precisão.

7. Referências

- Bennett, J. M. & Mattson, L., 1989, "Introduction to Surface Roughness and Scattering", Optical Society America, Washington, USA.
- Di Raimo, E., 1999, "Rugosidade e Espalhamento Luminoso em Superfícies de Alumínio Torneadas com Ferramenta de Diamante Monocristalino". 120 p. Dissertação – Escola de Engenharia de São Carlos, Universidade de São Paulo.
- König, W., Weck, M., Spenrath, N., Luderich, J., 1991, "Diamond Machining Technology", (tutorial), 6 th I.P.E.S Sem., Braunschweig, 96p.
- Porto, A. J. V. 1995. "Diagnóstico do Processo de Fabricação da Operação de Torneamento de Face de Ultraprecisão em Cobre e Ligas de Alumínio". 237 p. Tese (Livre-docência) - Escola de Engenharia de São Carlos, Universidade de São Paulo.
- Schroeter, R. B. e Weingaertner, W. L., 1999. "A Usinagem de Ultraprecisão", Máquinas e metais, No. 396, jan., pp. 20-35.

ANALYSIS OF ROUGHNESS AND LIGHT SCATTERING IN ALUMINUM SURFACES TURNED WITH SINGLE POINT DIAMOND TOOLS

Enrico Di Raimo

Centro Federal de Educação Tecnológica do Paraná, Av. Alberto Carazzai n. 1640, CEP 86300-000, Cornélio Procópio, PR, Brasil
diraimo@uol.com.br

Arthur José Vieira Porto

Universidade de São Paulo, Escola de Engenharia de São Carlos, Departamento de Engenharia Mecânica, Av. Dr. Carlos Botelho n. 1465, Caixa Postal 359, CEP 13560-924, São Carlos, SP, Brasil
ajvporto@sc.usp.br

Abstract. *The ultraprecision turning process with diamond tool have been research to replace the conventional processes of polishing and lapping in the development optical components. The quality of these components produced by ultraprecision diamond turning is strongly dependent of edge radius and tip radius integrity of single point diamond tool. Aiming at to monitor the turning process in parts with optical quality, study the relations between light scattering and surface roughness. The behavior of light scattering in aluminum surfaces was analyzed through an optoelectronic system (using CCD sensor and laser) and compared with surface roughnesses obtained by mechanical profilometer.*

Keywords. *ultraprecision diamond turnig, light scattering, surface roughness, CCD sensor, laser.*

A COMPUTATIONAL VISION SYSTEM FOR QUALITY CONTROL AND INSPECTION IN AN INDUSTRIAL ASSEMBLY LINE

Jesus, Edison Oliveira de

Escola Federal de Engenharia de Itajubá
edison@ici.efei.br

Henriques, Marília Sanjad

marilia@iee.efei.br

Souza, Luiz Edival

Escola Federal De Engenharia De Itajubá
edival@iee.efei.br

Abstract. *The objective of this work is to introduce a computational machine vision system for inspection and quality control operations in an industrial manufacture cell. This system was planned to optimize the process of inspection, guarantee the product quality, increase the productivity and decrease the rejection index. The analyzed object is a steel ring used in an automobile industry, where are impressed a serial number and other characters for their identification. The developed system is able to detect and recognize the characters printed in the ring, and also verifies if this print was correctly done. The system uses algorithms to detect the object's features in the assembly line, and determines if the analyzed object is or not defective. The machine vision system is integrated to an automated system that manipulates the object in agreement with the result of the machine vision system. This system presents quit good performance in the results: has increased the automation level in the assembly line, the rings are totally analyzed and so the probability of defects objects has been decreased; the productivity has been increased: more objects has been done in less time; the integration men-machine has become much more comfortable: the stress has been decreased.*

Keywords: *Quality Control, Computational Vision, Image Processing.*

1. Introduction

The large flexibility of vision systems allow their application in many scientific and industrial activities. Image analysis operations play a major role in automated machine vision and image interpretation applications of digital image processing. Many progress has been made in industrial applications, where the visual environment can be controlled and the task faced by the machine vision system is clear-cut. A typical example would be a vision system used to direct a robot arm to pick parts off a conveyor belt. Less progress has been made in those areas where computers have been called upon to extract ill-defined information from images that even people find hard to interpret. This applies particularly to images derived by other than the usual optical means in the visual spectrum. A typical example of such a task is the interpretation of X rays of the human parts. Of course, there is no computational system which plays everything in a vision system. Instead, we must address our objectives to a particular task in a controlled environment.

Considering these facts, the principal factor to increase the use of machine vision systems in the industry nowadays, is the expanding exigency in increase the product quality and reduce the cost in the manufacture work. There are many studies in the objects recognition, location and inspection field. Complete real time systems have been developed for emphasize the high-performance for defect detection and classification. As example of these studies: (Sari-Sarraf and Goddard, 1999), (Chan and Pang, 2000), (Loh and Lu, 1999), (Nayar et al., 1990) and (Wu and Riseman, 1999). A good example of an industrial application can be found in that case where a machine vision system can make a robot manipulator much more versatile by allowing it to deal with variations in part position and orientation.

Also, we can use a machine vision system analyzer to improve an industrial production cell by for example the use of robots to manipulate parts, to do dangerous or hazardous tasks, to do delicate tasks, etc. A machine vision system analyzes images and produces descriptions of what is imaged. These descriptions must capture the aspects of the objects being imaged that are useful in carrying out some task. Thus we consider the machine vision system as part of a larger entity that interacts with the environment. The input to the machine vision system is an image, or several images, while its output is a description that must satisfy two criteria (Horn, 1986):

- it must bear some relationship to what is being imaged;

- It must contain all the information needed for the some given task.

The first criterion ensures that the description depends in some way on the visual input. The second ensures that the information provided is useful. That is, we do not want just any description of what is imaged, but one that allows us to take appropriate action.

This work proposes to introduce a computational machine vision system for inspection and quality control operations in an industrial manufacture cell, more specifically in an industry of steel rings fabrication. In some industrial systems the parts may be randomly oriented and positioned on the belt. There may be several different types of parts, with each to be loaded into a different fixture. The vision system is provided with images of the objects as they are transported past a camera mounted above the belt. The descriptions that the system has to produce in this case are simple. It needs only to give the position, orientation, and type of each object. The description could be just a few numbers. In the industrial process aimed by this work, the rings which are imaged by the camera, are placed in some cells where they have a fixed position, orientation and type. The problem consists in determine if these features are presented or not for each ring placed in the cell, if the stamps are in the right place on the ring, if the ring is in the right place on the cell. Also, each ring is imaged by a fixed camera which reads all the features we need to look for, like for example, strings of characters printed on the rings in order to identify them, symbols or owner trading marks.

2. Developed Methodology

The ability to make dimensional measurements is limited by the contrast in the scene that sets edges off. Because contrast is often low, systems that perform dimensional analysis have an ability to operate on edge gradients to do sub-pixel analysis – detect an edge location to a fraction of an inch. Regardless of sub-pixel processing capability, another challenge relates to the limitation of the sensor's ability to see detail. Consequently, arrangements of cameras, arranged in a fixed relationship to each other, are often used to make measurements on large objects. In this case, the edge detected in each of the cameras is related to a reference location and the differences analyzed and compared to the tolerance for the measurement between the two edges. The difficulties associated with the inspection of complex parts can be appreciated when for instance, small stamps are printed in metal parts. Some peace of the object may be missing or the peace is very small. However, such a defect or feature may not be noticed by a human operator. Those tasks when performed by humans are time consuming and complex.

We can conclude by this introduction that computer recognition and inspection of objects is, in general, a complex procedure requiring a variety of steps that successively transform image data to recognition information. According to (Haralick and Shapiro, 1992) a recognition methodology must pay a substantial attention to each of the following six steps: image formation, conditioning, labeling, grouping, extracting, and matching. In this paper, the problem of image formation is not addressed, studying only the other five steps. Each of the above steps prepares and transforms the data in the right way for the next step.

Basically, in our work we need to find out some measurements of some objects in a production assembly line; from them we are going to reach some features which will carry the system to classify the analyzed object as defective or not. Specifically, the objects used in our work are some steel rings used as part of car's assembly. Those rings must present some features when in the cell: they have stamps printed in a specific position on the ring; they have a reference point that indicates the beginning of the ring; they have a specific size and model; they have a cleaned face (no other figure or anything else is allowed to be presented over the ring, except the stamp; if so, it is considered as a dirt and of course disregarded). In order to obtain those features and measurements we must develop some task referred to a machine vision system applied to an industrial assembly line as mentioned before. Such tasks are described in the following items.

2.1. Preprocessing

The more difficult, and more interesting, question of image formation is what determines the brightness at a particular point in the image. Brightness is an informal term used to refer to at least two different concepts: image brightness and scene brightness. In the image, brightness or irradiance is related to energy flux incident on the image plane and can be measured in a number of ways. The irradiance at a particular point in the image will depend on how much light arrives from the corresponding object point. In the scene, brightness or radiance is related to the energy flux emitted from a surface. In general, the radiance will vary with the direction from which the object is viewed. These two concepts are very important to the sensitivity of a device which capture the image. It means that is quite difficult in an industrial environment one acquire ideal images mainly because the illumination conditions are always poor or the air may contains some dirt which affect the final image quality with some inappropriate noises.

Conditioning, labeling and grouping are operations of preprocessing, and they are executed in this order. The conditioning operation is responsible to remove noises that may appear in the observed image. Conditioning can also perform background normalization, by suppressing uninteresting systematic or patterned variations, histogram equalization and histogram specification.

In this work, the conditioning operation was represented by median filter. In this technique, the gray value of central pixel of a generic window of pixels is substituted by the median of the pixels around the central pixel of this window. This filter has good performance for noises like salt and pepper, like those founded in the images studied in this research.

After the image has been filtered, the computational system calculates the histogram by thresholding the image. Threshold is a labeling operation on a gray scale image. There are many methods to find out the optimal threshold with different performances, for example: iterative selection, fuzzy sets, minimum error thresholding, etc. In order to define the threshold value in this work, we have used the method of gray level histograms, which is based on selecting the lowest point between two histogram peaks. The distributions in the histogram have their standard deviations and variances, where variance is the square of standard deviation.

If there are two groups of pixels in the image (one to background and one to objects), as example, then it is a simple matter to compute the overall, or total, variance of the gray level values in the image, denoted by σ_t^2 . For any given threshold t , it is also possible to separately compute the variance of the object pixels and of the background pixels; these represent the within-class variance values, denoted by σ_w^2 . Finally, the variation of the mean values for each class from the overall mean of all pixels defines a between-classes variance, which will be denoted by σ_b^2 . This is the beginning of a method in statistics called *analysis of variance*. The important issue is that an optimal threshold can be found by minimizing the ratio of the between-class variance to the total variance, as shown in the Equation (1):

$$n(t) = \sigma_b^2 / \sigma_t^2 \tag{1}$$

The value of t that gives the smallest value for n which is the best threshold value. Then the $n(t)$ is computed for all possible values of t , and the t that gives the smallest n is the optimal threshold. A measure of group homogeneity is the variance. A group with high homogeneity will have low variance while a group with low homogeneity will have high variance. The analysis of variance emphasizes high group homogeneity. Figure (1) shows an example to threshold an image with application of this technique.

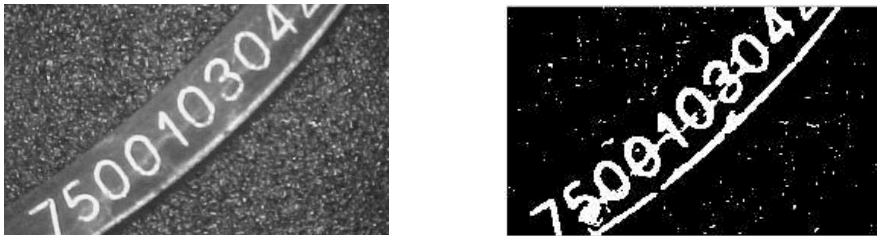


Figure 1. Left: original image of a steel ring; Right: image with threshold value equal to 137.

After the threshold operation, the system executes the grouping operation. Grouping techniques can vary depending on the complexity of the objects and the nature of the shapes to be identified, as example: signature segmentation, connected components labeling, etc. Any technique makes a transformation on the kind of units being processed; that changes from pixel to region, that is a group of pixels. In this work the technique used consists of the connected components analysis. In the connected components labeling, all the pixels that have binary value 1 and are connected to each other by a path of pixels, all with binary value 1, are given the same identifying label. The label is a unique name or index of the region to which the pixels belongs. The label is the identifier for a potential object region.

Actually, many algorithms have been developed to execute the connected components analysis, as example: iterative algorithm, classical algorithm, space-efficient two-pass algorithm, etc. These algorithms have different performances but all process a row of the image at a time. Besides, they assign new labels to the first pixel of each component and attempt to propagate the label of a pixel to its neighbors to the right or below it. The main differences among the algorithms are in the way they use to resolve the following questions: how does it resolve the keep track of the equivalence of two or more labels; what label should be assigned to the pixel (A) that have two different labels to receive, as Figure (2) shows, and how does it use the equivalence information to complete the labeling processing.

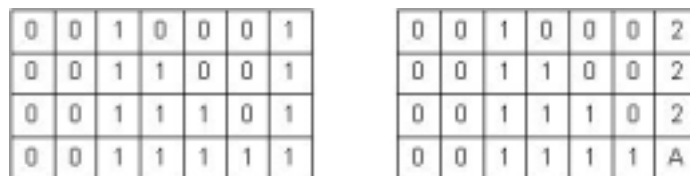


Figure 2. Propagation process.

In this work the algorithm used to execute the connected components operator is an efficient run-length implementation of the local table method. This algorithm has the advantage of guarantee a low time processing, and for

this reason, it is very used in industrial applications which need to be implemented in real time in order to guarantee the fabric production.

The first step of this method, also called by run length encoding, is to find out a list of contiguous horizontal runs of 1-pixels. For each run, the location of the start pixel and the end pixel of the run must be recorded, and to it is assigned a label in order to identify which object the run belongs to. The algorithm is composed of two steps: the first one process the image from top to bottom and the second step process the image from bottom to top, which aims the labels equivalence problem solution. In general, this method is efficient and fast and the processing time is less than one second, and can be executed more rapidly if the run length data of the image is extracted by hardware.

The threshold and the connected component labeling operations are processed twice. One time to find out the ring region in the image and one time to find out the characters impressed on the ring. At the second time, the run length encoding operations are executed only in the ring region. Figure (3) shows the results from these stages.



Figure 3. Left: the first threshold and grouping operations, to find out the ring; Right: the second threshold and grouping operations, to find out the characters.

In the first stage the ring is found like the bigger region in the image. In the second stage the regions that have a very big or a very small region area are ignored, because they certainly do not belong to any object (or character). So, the system characterizes as object those in which a predefined area pertains to an interval that characterizes a character area. As output of this stage, we got the dimensions of all boxes which surround the characters which belongs to the image.

2.2. Region Analysis

Images are quite easy to acquire, store and process. However, binary images encode only information about the silhouette of an object, they are useful only in restricted situations. Other simple geometric proprieties however, like image area, position and orientation sometimes are more useful in directing the interaction of a mechanical manipulator with a part, for example. Since images contain a great deal of information, issues of representation become important. So, region analysis become important in our process of recognition. In this study, the calculated properties are based in region's shape. Features are used to make up the pattern recognition among the inspection object and those which are on the assembly line.

Region analysis is an extracting operation. In order to provide information to the vision system, features from the objects must be taken. The analysis phase of binary machine vision consists of computing global properties for each region produced by connected components labeling algorithm (or other technique for grouping operation). The properties of each region are stored as a measurement vector, that is the input to a classifier. A variety of property measurements can be made on each region on the basis of the region's shape, statistics, texture, the gray level values for those pixels that participate in the region, etc.

From an image we can compute various geometric properties, such as the size and position of the object in the image. If there is more than one object in the field of view, the system could determine some topological properties of the assembly, such as the difference between the number of objects and the number of holes. It is also possible to label the individual objects and to perform the geometrical computations for each one separately. Finally, images could be simplified for further processing by modifying them in an iterative fashion. Instead of adding up the outputs of the local operators, we can make a new binary image out of them. The value of each new pixel is determined by the result of the local computation at the corresponding pixel in the original image. The new binary image can then be used as input to another cycle of computation. This method is useful because it allows one to incrementally change any image that is difficult to process into one that might succumb to the other methods.

Other important features have been considered in this issue: area, position and orientation of the object in the image. In order to find out the position of the object in the area it is a good practice to calculate the center of area, which means the center of mass of a figure of the same shape with constant mass per unit area. The center of mass, in turn, is that point where all the mass of the object could be concentrated without changing the first moment of the object about any axis. Orientation of a region in the image could be defined by the direction of the axis of least inertia. This the axis about which the second moment of a thin sheet of material of the same shape is smallest. Examples how to calculate these features can be found in (Horn, 1986).

Other features used in images of this work: length of the axis; line segment length; number of holes; area holes; number of connection points; biggest distance from connection points to extreme points and smallest distance from connection points to extreme points.

Some features are extracted from all regions of the image, like area and centroid. Others features are extracted from the border, like extreme points, perimeter, length of the axis and line segment length. The extreme points are used to calculate the line segment length and the length of each axis. The first feature was defined as L_1, L_2, \dots, L_8 which are line segments between successive pairs of extreme points. These line segments can form the basis of the description of octagonal shapes in terms of the axes for octagonal shaped regions. There are four axes for octagonal shaped regions, that are illustrated in the Figure (4).

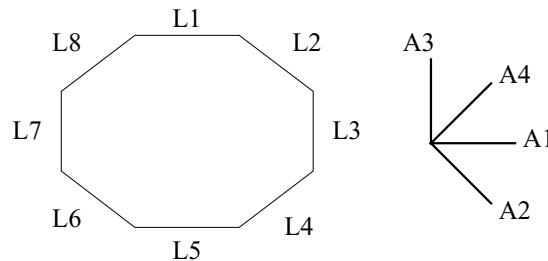


Figure 4. features of the steel ring. Left: line segment length - Right: length of the axis.

Besides, some features are extracted from the skeletonization method. The skeleton is what remains of the figure after thinning has eroded so many cells that none of those left can be etched without changing the connectivity. The algorithm used for thinning the characters is that presented by (Zhang-Suen, 1984) with Holt's variation plus staircase removal. So, skeletonization reduces the components of the object to a thin skeleton, one pixel wide in all places. The result is like a stick figure, with each pixel connected to two neighbors, except for the ones at the end of a stick and the branch points where sticks are connected together. A simple sequential algorithm can be used to trace along the sticks. As a result, a binary image can be converted to a more manageable description in terms of its components, once it is reduced to a skeleton. One way to vectorize the image is presented in (Jesus, 1997), where feature points are found in the image. In an image, in general, we can identify seven types of feature points, shown in Figure (5), that can lead to successful line vectorization and symbol classification. The seven types of patterns of the feature points are: 1) full junction; 2) crossing junction; 3) T-junction; 4) 90 degrees corner; 5) acute angle corner; 6) obtuse angle corner; and 7) end-line. The feature points can appear in the image rotated by steps of 45 degrees.

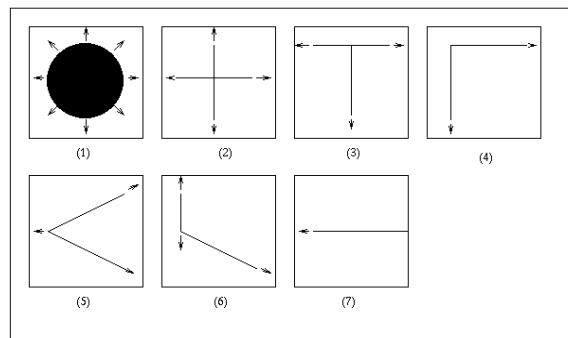


Figure 5 - Feature points patterns. The code is as follow: 1) full junction; 2) crossing junction; 3) T-junction; 4) 90 degrees corner; 5) acute angle corner; 6) obtuse angle corner; 7) end-line.

These feature points serves two purposes: they are used as reference to find straight lines. The directions to look for these straight lines are represented in Figure (6) as arrows.

The developed vectorization algorithm uses to detect feature points, as guidance points, to directly find the lines in the characters. The detection of a feature point uses specially designed templates in a hit-miss morphological transform. The hit-miss transform is a kind of a matching for foreground, background and don't care pixels. As a point in the image drawing can match more than a single pattern of a feature point, there is a priority associated with each pattern with the full junction with the highest priority and the end-line with the lowest accordingly with the ordered list of the feature points presented earlier. The classification of a feature point is as follow: the result of each hit-miss transform for that particular feature point pattern is assigned its priority value.

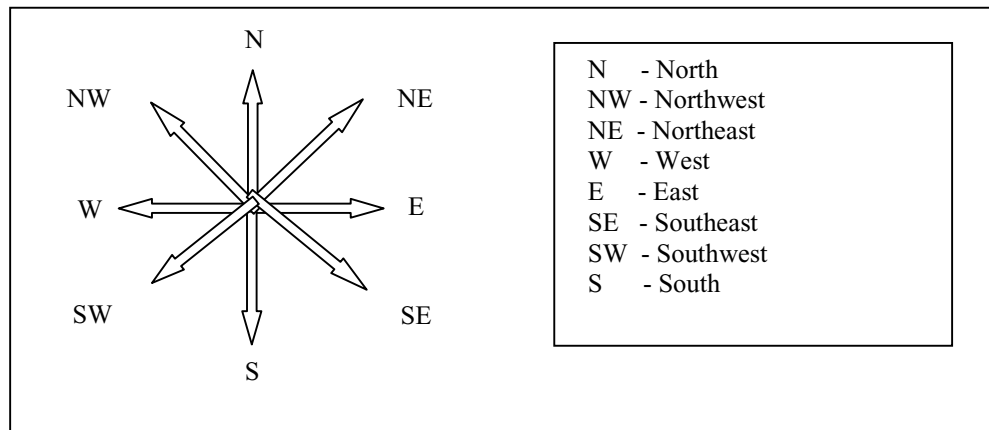


Figure 6 – Orientation for feature points

These results are combined according to their priority, and to the centroid of each connected non-zero region is assigned the feature point number with the largest number of occurrence in that region. The result of the application of the feature point detection algorithm is a list of feature points identified by their number, coordinates, and feature type. The vectorization method explores the specific knowledge of characters rules to build them.

From this, the number of holes, area of holes, number of connection points, biggest distance from connection points to extreme points and smallest distance from connection points to extreme points are extracted. This is possible because in each detected feature point detect in the image, there are potential directions where a line can exist. The candidate directions associated to each feature point is illustrated in Figure (6) by the arrows. For each direction, we search a straight band and check for the presence of foreground pixels. We allow a certain amount of gap in the straight lines to overcome typical noise in the digitalization of the image. The searching for a straight line is successful if another feature point is reached during the straight line band search. In that case a vector joining the two feature points is created. This vectorization method has shown superiority performance when compared with classical vectorization methods applied to any other application. The number of vectors identified is much smaller that the vector identified by other vectorization methods. This vectorization method is very effective and robust as long as the lines are horizontal, vertical and 45 degrees slanted. The maximum degree deviation from the horizontal is dependent on the width of the searching band and on the length of the lines.

Character identification process uses syntax rules that can be readily derived from the arrangements of the feature points of each symbol. The “K” character for instance, is composed by two short collinear segments connected by a feature points of type 5, three times. The connection points are showed in Figure (7).

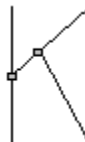


Figure 7. The character ‘k’ with two connection points.

Extreme points must be found from the skeleton in order to find out two features: the biggest distance from the connection points to extreme points and the smallest distance from the connection points to extreme points. By using the feature point of type 7 we can easily perform this task.

2.3. Pattern Recognition

The basic idea in classification is to recognize objects based on features. The image analysis is a process of pattern discovering, identification and understanding that have importance for the performance of a task based on images. In according to (Gonzalez and Woods, 1992) one of the most important image analysis objective is provide to a machine the human capacity. There are many different techniques to make the pattern recognition. The techniques are chosen in agreement with the applications and have different performances. As example of classifiers: by matching, by statistics, by neural network, etc.

For characters symbols classification, we decided to use classical statistical tools applied to a feature vector associated to each set of characters. The feature vector is composed of the following information: number of feature

points, number of common vectors; number of feature points for each type; number of vectors; number of collinear vectors; number of parallel vectors. We have used for this work a supervised parametric classifier. It is assumed the features have a statistically independent gaussian distribution. The criteria of the classifier is the Mahalanobis minimum distance. We estimate the feature mean and variance from the training set of symbols. The classification system was trained with a number of characters. With this training set, a database is created with known loop-based symbols. The system can accommodate for continuing supervising learning allowing the user to expand the knowledge database. This database contains the mean, variance and number of samples to train the symbol class. There are two types of symbol class: i) already trained; ii) in training. The trained classes are those which reached a minimum number of samples to compute the mean and the variance of that class. The classes still in training can be updated if a symbol is sufficient close to this class. In this case, the mean and variance of the class is updated and the number of samples incremented. If the number of samples reach a predefined number, than that class changes the status to trained class. The classification algorithm works as follow. First, the Mahalanobis distance from the candidate symbol to all symbols in the database is taken. If the smaller distance satisfies the minimum distance criteria:

$$|x - \mu_c|^2 < \alpha$$

then the symbol is classified as belonging to class *c*. If class *c* is still during its training stage, the symbol updates the mean and the variance class. If the minimum distance criteria is larger than alpha, then a new class is created and the variance is estimated from the nearest class. The adopted classifier was designed taking into account the fact that we need a simple decision mechanism that could accept new classes as the system is being used. It is known the difficulties associated with the dimensionality of the feature vector and the number of samples required for a good classifier performance.

3. Integrating the machine vision system and the automated system

An automated system can be classified as a system where the human interference is minimized. In this system, the human operator performs supervisory activities instead of control activities. To shift out the human operator of the control loop, an automated system must be designed to perform correctly in all situations. The arrangement of equipment and field devices should work with a complete set of information from the process to improve the decision making performed by the automated system. In this context, a machine vision system will provide complex information that make possible the shifting in the human operator activities.

There are several alternatives to integrate an automated system and a machine vision system. The architecture can be based on centralized or distributed techniques, open systems or closed systems. To illustrate one of these architecture, Figure (8) shows an outline of a centralized and open system based on microcomputer technology. In this PC-based control, the microcomputer is responsible for both, vision and automated decision making.

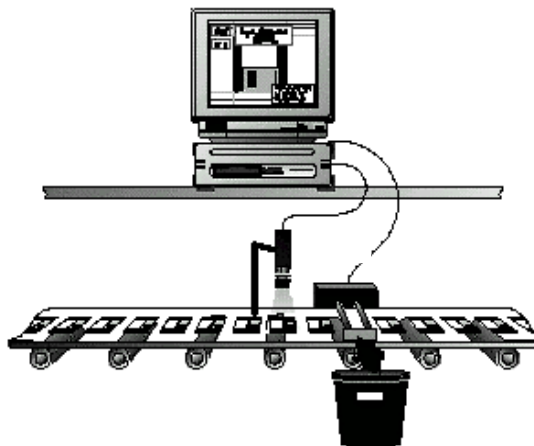


Figure 8. Outline of automation process.

The software structure should include a vision module and an automation module. The vision module detects the features of the objects being processed and the automation module realize the interface with the physical parts of the process. The advantage of this architecture is the simplicity of the integration, in the other hand, the time constraints could be a problem critical applications.

To overcome the disadvantage of the previous architecture. One first option is to split out the system in two sub-system, one for vision part – the machine vision system and the other for the automation – the automated system. Considering that the system is still based on microcomputer the open system features is preserved. One other disadvantage can be pointed out – the microcomputer reliability for industry applications. In some situations, the conditions in the shop floor are not prepared for receiving equipment based on microcomputer because of noisy,

vibrations, dust, temperature, and so on. The development of industrial microcomputer is a solution for that problem but it is coping some resistance to be used intensively.

The second option considers the programmable logic controller (PLC) as a control unit responsible for the automation. In this case, the machine vision system is connected to the PLC through a communication serial link and sends a message to the PLC to reject or accept the target objects. This architecture has several advantages, presents a distributed features and uses a robust equipment to interface the process. The PLC is a microprocessor-based equipment that is intensively used in the industry for control and automation.

In general, the architecture presents these features the final decision on choosing one or another must be based on the specific application.

4. Results

The proposed approach was tested using the images of a steel ring acquired in the real industrial environment. The first measures of the processing time were obtained around 6 to 7 seconds, where 5 to 6 seconds corresponds to the execution of the median filter. This time can be reduced drastically using DSP technology, where the filter algorithm can be implemented by hardware. The main concern now is to improve the quality of the image. Due to the industrial environment conditions and the metal composition of the objects, the image acquisition process was affected by the brightness of the rings causing some problems in the recognition of the printed characters.

Two alternatives for integration was considered. The first one worked out was the PLC-based architecture, two problems should be highlighted the lack of information about the communication drive between the PLC and the microcomputer and the difficulty of integration of the driver with the machine vision system. This option is still being considered and will be worked out as soon as the new version of the driver will be release. The second alternative is PC-based architecture, it is an on-going research that considers the machine vision system running in a supervisory control system integrated with the PLC. The supervisory control system solves the communication problems allowing an abstraction of the details of the driver implementation. Furthermore, this system provides computational tools for the man-machine interface and other resources such as data loggers, historical data and trend data.

5. Conclusions

A computational machine vision system has been proposed to inspect and to make the quality control in an industrial manufacture cell. The realized tests have shown that the extracted parameters are sufficient to recognize the analyzed objects. This system has a good performance in the results: it has increased the automation level in the assembly line, the rings are totally analyzed and so the probability of defects objects has been decreased; the productivity has been increased: more objects has been done in less time; the integration men-machine has become much more comfortable: the stress has been decreased.

Therefore, the techniques used in this system are able to solve the problem of inspection and quality control in an industrial assembly line.

6. Acknowledgments

The authors would like to thank Mahle Cofap Anéis S/A, Itajubá, MG, for their support in allowing us to take images from some rings in their industrial production cell and for give some technical support in this issue.

7. References

- Chan, C. and Pang, G. K. H., 2000, "Fabric Defect Detection by Fourier Analysis", IEEE Transactions on Industry Applications, Vol. 36, No. 5, pp.1267-1276.
- Gonzalez, R. C. and Woods, R. E., 1992, "Processamento de Imagens Digitais". Trad. Roberto M. C. Junior and Luciano F. Costa., Edgard Blücher, Brazil, 509 p.
- Haralick, R. M. and Shapiro, L. G., 1992, "Computer and Robot Vision", Addison-Wesley. United States, 672 p.
- Horn, B. K. P. , 1986, "Robot Vision", The MIT Press, Mc Graw Hill Book Co.
- Jesus, E. O. , 1997, "SRIDE – Sistema Reconhecedor de Imagens de Diagramas Elétricos" , Tese de Doutorado, Unicamp, 214 p.
- Loh, H. and Lu, M., 1999, "Printed Circuit Board Inspection Using Image Analysis", IEEE Transactions on Industry Applications, Vol. 35, No. 2, pp.426-432.
- Nayar, S. K., Sanderson, A. C., Weiss, L. E. and Simon, D. A., 1990, "Specular Surface Inspection Using Structured Highlight and Gaussian Images", IEEE Transactions on Robotics and Automation, Vol.06, No. 2, pp.208-218.
- Sari-Saraf, H. and Goddard, J. S., 1999, "Vision System for On-Loom Fabric Inspection", IEEE Transactions on Industry Applications, Vol.35, No. 6, pp.1252-1259.
- Wu, V., Manmatha, R. and Riseman, E. M., 1999, "Textfinder: an Automatic System to Detect and Recognize Text In Images", IEEE Transactions on Pattern Analysis and Machine Intelligence, Vol. 21, No. 11, pp.1224-1229.
- Zhang, T. Y. and Suen, C. Y., 1984 , "A Fast Parallel Algorithm for Thinning Digital Pictures", Communication on ACM, vol 27, n. 3, pp.236-242.

MÁQUINAS DE MEDIR POR COORDENADAS NA CALIBRAÇÃO DE CALIBRADORES

José Leonardo Noronha, M. Eng. Mec.

Escola Federal de Engenharia de Itajubá - EFEI
Instituto de Engenharia Mecânica, Departamento de Produção
Cx. Postal 50, Itajubá -MG, CEP 37500-903
E-mail: jln@iem.efei.br

Carlos Alberto Schneider, Dr. Ing.

Universidade Federal de Santa Catarina - UFSC
Departamento de Engenharia Mecânica, Laboratório de Metrologia e Automatização -LABMETRO
Cx. Postal 5053, Florianópolis - SC CEP 88040-970
E-mail: cas@certi.ufsc.br

Resumo. As Máquinas de Medir por Coordenadas (Coordinate Measuring Machines – CMMs) são amplamente usadas no controle dimensional de peças nas indústrias metal-mecânicas. Algumas CMMs com baixas incertezas de medição ($\pm 1 \mu\text{m}$) podem ser usadas também para calibração de medidas materializadas (padrões escalonados, calibradores, esquadros, réguas, etc) e instrumentos de medição. A calibração de medidas materializadas é usualmente realizada através de métodos convencionais, nem sempre flexíveis e rápidos. Alternativamente nas CMMs esta calibração pode ser realizada de forma flexível e com baixo custo através dos métodos da CMM Virtual e Comparação. Neste trabalho são apresentados os resultados da calibração de um calibrador anel liso cilíndrico utilizando os Métodos da CMM Virtual e Comparação. Os resultados mostram que as incertezas de medição obtidas na calibração são aceitáveis para estes tipos de calibradores.

Palavras chave: Máquina de Medir por Coordenadas, calibração, incerteza de medição, medidas materializadas, calibradores.

1. Introdução

As condições em que é executado o controle de peças utilizando-se calibradores trazem consigo um desgaste relativamente rápido dos mesmos devido ao atrito existente entre o calibrador e a peça a ser controlada. Portanto é importante realizar a calibração do calibrador, que consiste em determinar as dimensões efetivas dos mesmos pela comparação com valores normalizados.

Os calibradores possuem tolerâncias e erros máximos admissíveis para suas dimensões nominais e desvios de forma que variam em função da sua qualidade de fabricação (JIS B 7421, 1993, JIS B 7420, 1993 e Lopes, 1983), isto implica que na calibração seja feito o controle dimensional e de forma.

A Máquina de Medir por Coordenadas (Coordinate Measuring Machine – CMM) é um versátil sistema de medição utilizado desde a inspeção individual de produtos até o controle na produção em larga escala em um amplo espectro de indústrias. A viabilidade do uso da CMM na calibração de calibradores depende principalmente da sua incerteza de medição e tempo de execução.

2. Método da CMM Virtual

O método CMM Virtual (Trapet, 1997, Abackerli, 1997, PTB, 1999, Klen, 2000) consiste de ensaios metrológicos abrangentes sobre o comportamento geométrico da CMM e de posterior estimativa da sua incerteza por simulação computacional da tarefa de medição.

A calibração de CMM pelo método CMM Virtual de acordo com o procedimento do Physikalisch-Technische Bundesanstalt – PTB (PTB, 1999) é apresentada na figura 1. Nos parâmetros de medição da peça, estão envolvidos a tarefa de medição e suas características nominais (por exemplo o furo, o seu diâmetro e posição do centro), a estratégia de medição, configuração dos palpadores e a própria CMM. A simulação para avaliar a incerteza específica de uma tarefa de medição requer o conhecimento das fontes de incerteza da CMM. Pelo método PTB, os erros geométricos da CMM, são obtidos a partir de uma placa de esferas nos três planos coordenados, de modo que todos os efeitos se manifestem nos resultados das posições das esferas.

As componentes de erros como posicionamento, reticidade, perpendicularidade e angulares são obtidas através de um software de análise. O ensaio de palpção feito na esfera padrão, fornece outras parcelas aleatórias e sistemáticas de incerteza. A estabilidade geométrica de longo prazo (obtida do histórico entre calibrações), os efeitos de temperatura (análise cinemática dos efeitos dos gradientes), efeitos de vibração e impurezas são normalmente estimados para compor a incerteza total.

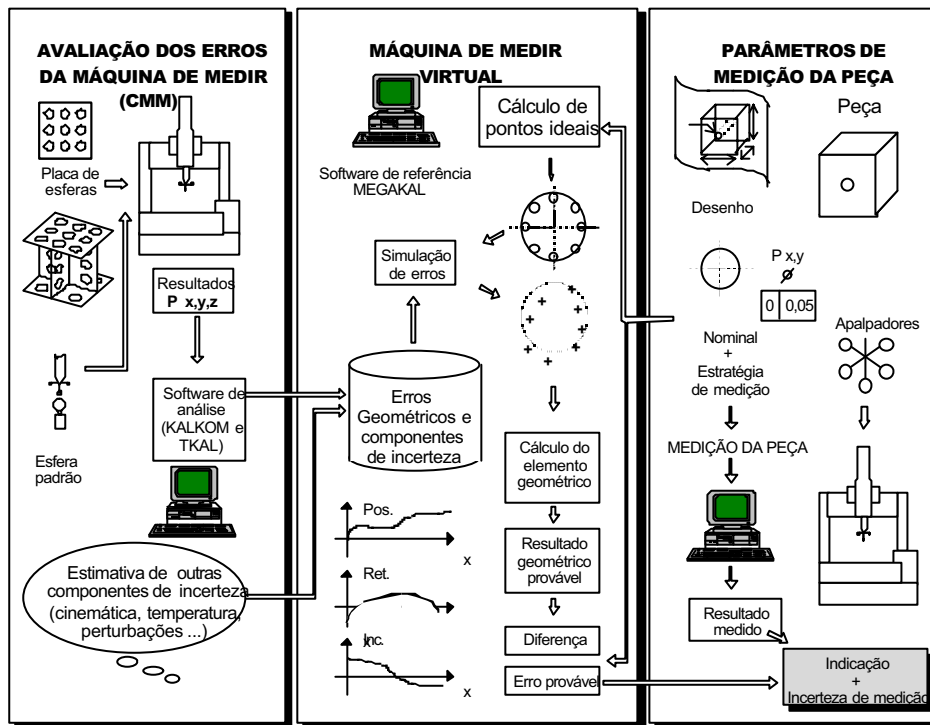


Figura 1 - Princípio do Método CMM Virtual (Veiga,1997)

O lado esquerdo da figura 1 (passo 1) mostra o levantamento das fontes de erro para o cálculo dessa incerteza. Preferencialmente, as componentes devem ser determinadas através de ensaio com placa (o método da CMM Virtual foi desenvolvido especialmente para a utilização de placas). Quando isso não for viável, devem ser estimadas a partir de outras bases de conhecimento como, por exemplo, históricos de erros da máquina.

Pelo método da CMM Virtual, os erros geométricos da CMM são obtidos a partir de medições de uma placa nos seus 3 planos coordenados, de modo a cobrir todo o volume de medição da máquina e assim mapear todos os seus erros. Deste modo, todos os efeitos se manifestam nos resultados das posições das esferas. Obtém-se, desta forma, componentes de erros como posicionamento, retitude, inclinação e perpendicularidade. Estes erros também podem ser determinados por métodos de ensaios geométricos convencionais. Adicionalmente, o ensaio de apalpação fornece outras parcelas aleatórias e sistemáticas de incerteza. Além disso, a estabilidade geométrica de longo prazo (obtida do histórico entre calibrações), os efeitos de temperatura (análise cinemática dos efeitos dos gradientes), os efeitos de vibrações e as impurezas são normalmente estimados para compor a incerteza total.

O centro da figura 1 (passo 2) mostra a simulação da tarefa específica de medição. Depois de introduzidos no software de avaliação os dados levantados no passo 1, a simulação pode ser executada a qualquer tempo e pode compreender as seguintes etapas:

- Determinação de pontos teóricos (simulados) dentro do volume de medição que a máquina ocuparia para medir o elemento geométrico (tarefa específica de medição). Essa simulação é realizada com a ajuda de um software de referência;
- Cálculo dos pontos afetados pelos erros da CMM, para reconstrução do seu comportamento geométrico a partir da base de erros e de incertezas, como se o elemento geométrico tivesse sido realmente medido por ela;
- Cálculo do elemento geométrico sobre estes pontos agora afetados pelos erros da CMM (o software de avaliação determina o resultado geométrico provável). A diferença entre este resultado calculado e aqueles valores nominais, que alimentaram a simulação, caracteriza o erro provável na medição do elemento geométrico sob as condições específicas;
- Repetição da simulação sob variações das influências externas buscando introduzir efeitos aleatórios não considerados na fase anterior (como efeitos da temperatura sobre a geometria da CMM, por exemplo). A amplitude dos erros assim obtidos caracteriza a incerteza da CMM para aquela tarefa específica. Adicionalmente, podem ser realizadas as seguintes etapas:
- Simulação de tarefas em diversas posições da CMM, levantando incertezas específicas para tarefas, mas independentes da posição na CMM; e
- Pesquisa da região da CMM que oferece a menor incerteza para tarefas específicas.

O terceiro passo (Fig.1) é a aplicação da CMM, ou seja, a medição efetiva da tarefa de medição (após a simulação do resultado de medição no passo 2). Parâmetros tais como a geometria a ser medida e a estratégia que será utilizada na medição também são dados utilizados na simulação. A realização dos passos 1 e 2 garante, a priori, a avaliação da

incerteza de medição total da CMM. Isso é conseguido através da simulação da medição de um grande número de distâncias (por exemplo mais de 10.000) paralelas a cada um dos eixos da CMM combinando todos os pontos entre si.

3. Método da Comparação

No método de calibração por comparação, tem-se a determinação direta dos erros pela medição de um padrão similar a medida materializada a ser calibrada (fig. 2). Neste método a CMM é reduzida a um dispositivo, isto é um comparador, mas que também introduz seus erros.

Os erros associados com os parâmetros da medida materializada devido à incerteza de medição da CMM (incluindo o software) podem ser determinados diretamente. Devido à complexa estrutura de erros das CMMs, as calibrações deste tipo somente são válidas para medidas materializadas e padrão de referência com essencialmente a mesma forma geométrica e estratégia de medição e com diferenças de tamanho e localização limitados em função da tolerância da medida materializada (Tabela 1).

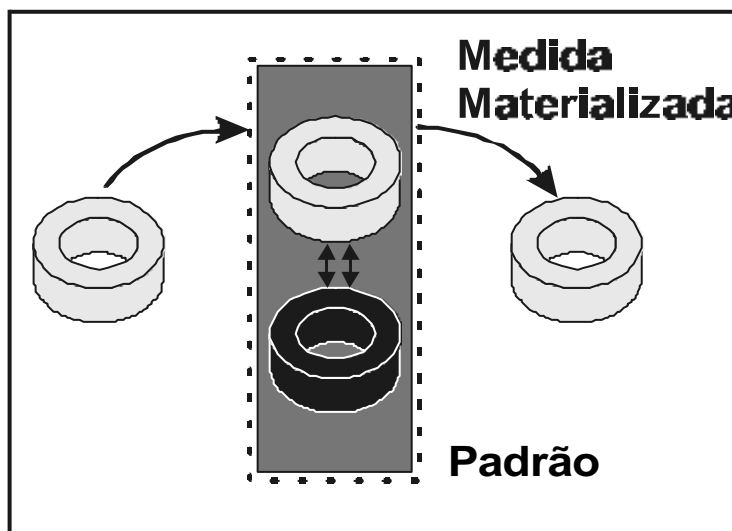


Figura 2 – Representação da calibração pelo Método da Comparação / Substituição

Tabela 1– Exigências para a calibração na CMM pelo Método da Comparação – Parâmetros e máxima variação entre medidas materializadas e padrão de referência [G17]

| PARÂMETRO | MÁXIMA VARIAÇÃO |
|--|--|
| <ul style="list-style-type: none"> Características geométricas | <ul style="list-style-type: none"> 10% - diferença nos comprimentos, ângulos, etc. Grandes diferenças necessitam de uma verificação experimental para o julgamento. |
| <ul style="list-style-type: none"> Exatidão da característica geométrica | <ul style="list-style-type: none"> 50% desvio da geometria matematicamente ideal (circularidade, planeza, etc.) com referência a incerteza de calibração requerida. |
| <ul style="list-style-type: none"> Equivalência das propriedades não geométricas (ex. elasticidade, dureza, textura superficial, massa) | <ul style="list-style-type: none"> “suficientemente igual” para a aplicação |
| <ul style="list-style-type: none"> Equivalência da estratégia de medição e condições <ul style="list-style-type: none"> - Posição da medida materializada - Força de Medição - Configuração apalpadores - Seqüência dos pontos medidos - Condições ambientais | <ul style="list-style-type: none"> 10% da dimensão relevante da medida materializada ou 25 mm o que for maior, 20% * 10% do comprimento do apalpador* Mesmos pontos e tarefa da medição Avaliada pelo balanço de incerteza ou experimentalmente |
| <ul style="list-style-type: none"> Máximo tempo transcorrido entre a calibração e a aplicação | <ul style="list-style-type: none"> Dependente da tarefa e das condições ambientais |

*Estes valores devem ser verificados experimentalmente na CMM para cada tarefa

4. Aplicação dos métodos da CMM Virtual e Comparação na calibração de um calibrador

Os métodos da CMM Virtual e Comparação foram utilizados para calibração de um calibrador anel liso cilíndrico, para avaliação da incerteza de medição utilizou-se a metodologia do Guia para a Expressão da Incerteza de Medição (ISO, 1993).

4.1. Procedimento de calibração

Os calibradores anéis lisos cilíndricos podem ser medidos em diferentes posições angulares e alturas em função da tolerância e da sua aplicação (EAL-G29,1997). Para medição do diâmetro são recomendadas de uma a duas posições angulares (0° e 90°) e uma altura ($H/2$) ou duas alturas ($H/3$ e $2H/3$), onde H é a altura do calibrador. Para medição de circularidade, normalmente uma altura ($H/2$) é suficiente.

Com o Método da CMM Virtual, conhecendo os erros geométricos e outras fontes de incerteza da CMM, utiliza-se um software de simulação para avaliar a incerteza na medição de diâmetros e determinar as posições com menores incertezas de medição dentro do volume de medição da CMM. Através do método da comparação mede-se um calibrador anel de referência, de forma que os erros geométricos, temperaturas, deriva, erros sistemáticos do sistema de apalpação da CMM fiquem compensados.

Para a calibração de um calibrador anel liso cilíndrico de diâmetro nominal de 100 mm na CMM utilizou-se o método da comparação (figura 3), onde um calibrador anel de referência de 149,9986 mm de diâmetro efetivo foi medido em uma posição angular e uma altura de acordo com o certificado de calibração para compensação de erros da CMM. O diâmetro do anel a calibrar foi medido em duas posições angulares (0° e 90°) e em três alturas ($H/3$, $H/2$ e $2H/3$).

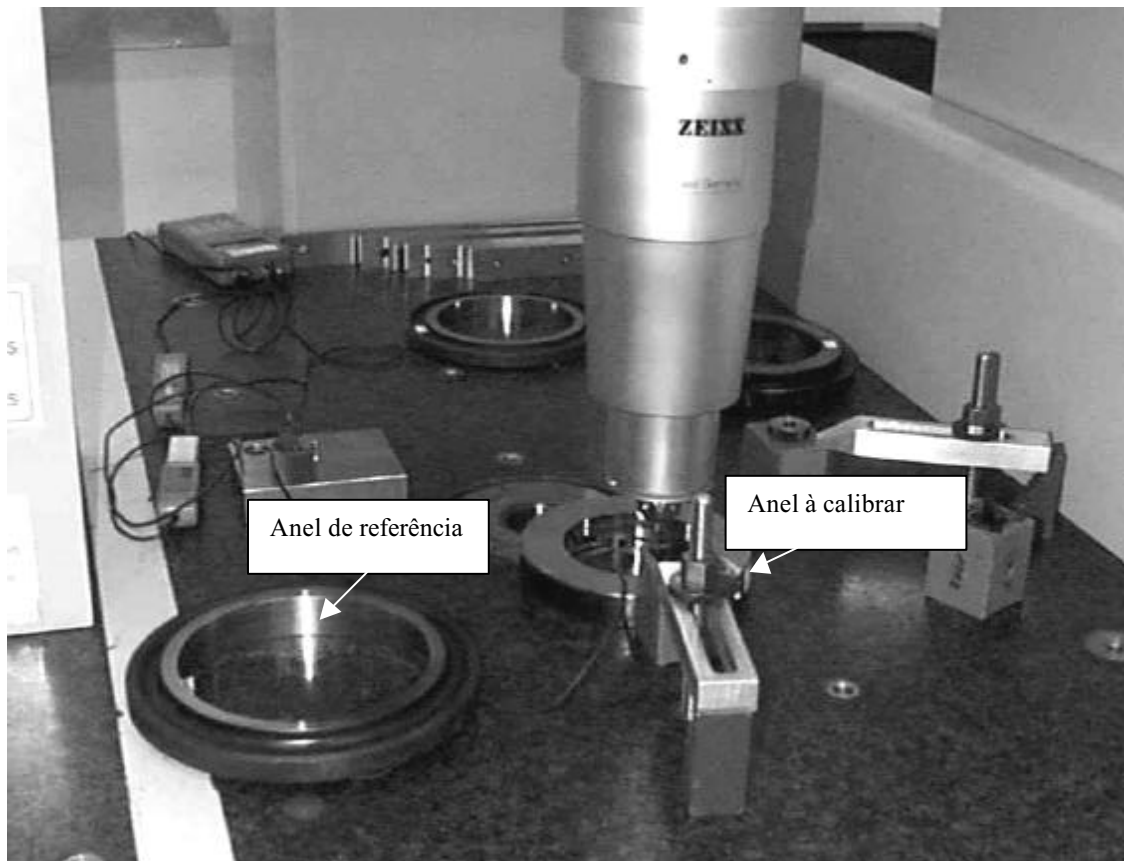


Figura 3 - Calibração de Calibrador Anel Liso Cilíndrico na CMM

- Para determinação da incerteza de medição são consideradas as seguintes componentes (fontes) de incerteza:
- Incerteza de medição da CMM para medição de comprimentos considerando o método da comparação. É considerado a incerteza de apalpação para um dos eixos, o erro de linearidade e a diferença de posição ou diâmetro entre o calibrador anel de referência / a calibrar. A parcela relativa ao comprimento é compensada pela medição diferencial entre os anéis;
 - Incerteza do anel de referência, obtido do respectivo certificado de calibração;
 - Incerteza devido à diferença de temperaturas entre o calibrador anel de referência e anel a calibrar;
 - Incerteza devido a instabilidade da fixação dos anéis

4.2. Avaliação dos resultados de calibração

A incerteza combinada (u_c) da influência das várias fontes de incerteza foi estimada a partir das incertezas padrão de cada fonte de incerteza por:

$$u_c = \sqrt{u_1^2 + u_2^2 + \dots + u_n^2}$$

A incerteza combinada - u_c foi multiplicada pelo fator de abrangência, calculando-se a incerteza expandida (U).

$$U = k \cdot u_c$$

O número de graus de liberdade efetivos (ν_{ef} ou ν) é obtido através da equação de Welch-Satterthwaite:

$$\nu_{ef} = \frac{u_c^4}{\sum_{i=1}^N \frac{u_i^4}{\nu_i}}$$

Onde:

- u_c é a incerteza combinada;
- u_i é a incerteza padrão associada à i-ésima fonte de incerteza;
- ν_i é o número de graus de liberdade associado à i-ésima fonte de incerteza;
- N é o número total de fontes de incertezas analisadas.

Da aplicação da equação resulta o número de graus de liberdade efetivo. O valor de “k” para nível de confiança de 95,45% pode então ser obtido da seguinte tabela 2.

| | | | | | | | | | | | | |
|----------|-------|------|------|------|------|------|------|------|------|------|------|------|
| Tabel | 1 | 2 | 3 | 4 | 5 | 6 | 7 | 8 | 10 | 12 | 14 | 16 |
| k_{95} | 13,97 | 4,53 | 3,31 | 2,87 | 2,65 | 2,52 | 2,43 | 2,37 | 2,28 | 2,23 | 2,20 | 2,17 |

| | | | | | | | | | | | | |
|------------|------|------|------|------|------|------|------|------|------|------|------|----------|
| ν_{ef} | 18 | 20 | 25 | 30 | 35 | 40 | 45 | 50 | 60 | 80 | 100 | ∞ |
| k_{95} | 2,15 | 2,13 | 2,11 | 2,09 | 2,07 | 2,06 | 2,06 | 2,05 | 2,04 | 2,03 | 2,02 | 2,00 |

Assim, finalmente a incerteza expandida pode ser calculada por:

$$U_{95} = k_{95} \cdot u_c$$

onde o subíndice 95 indica o nível de confiança adotado (95%).

Na tabela 3 tem-se a planilha para a avaliação da incerteza de medição. A incerteza expandida para a calibração, considerando as componentes de incerteza é de 1,0 μm . Os diâmetros para diferentes alturas e posições e o diâmetro efetivo, considerando a incerteza adicionada a maior diferença entre a média dos resultados e uma média de indicação qualquer são apresentados na Tab. (4).

Tabela 3 – Planilha de Cálculo de incerteza de medição na calibração na CMM do calibrador anel liso cilíndrico de 100 mm

| Serviço nº: | PLANILHA DE CÁLCULO DE INCERTEZAS | | | | | | | |
|---------------|--|---------|------------|---------|---|---------|----------|--|
| XXXX/XX | Valor | | Dist. de | | | | | |
| Símbolo | COMPONENTES DE INCERTEZA | (mm) | Prob. | Divisor | C | U [mm] | ν | |
| U_{CMM} | Incerteza Medição da CMM | 0,00084 | Normal | 2,0000 | 1 | 0,00042 | 50 | |
| U_{ref} | Incerteza Medição do Anel de Referência | 0,00040 | Normal | 2,0000 | 1 | 0,00020 | 50 | |
| $U_{Instfix}$ | Instabilidade da Fixação | 0,00000 | Retangular | 1,7321 | 1 | 0,00000 | Infinito | |
| U_{difT} | Diferença Temperatura Anel a calibrar e ref. | 0,00017 | Retangular | 1,7321 | 1 | 0,00010 | Infinito | |
| u_A | Incerteza Padrão do Tipo A | 0,00013 | Normal | 1,0000 | 1 | 0,00013 | 2 | |
| u_c | Incerteza Combinada | | Normal | | | 0,00049 | 74 | |
| U_{95} | Incerteza Expandida | | k = 2,05 | 2,05 | | 0,0010 | | |

Tabela 4 - Resultado da Calibração do Calibrador Anel Liso Cilíndrico na CMM

| ALTURA | POSIÇÃO [graus] | RESULTADO DA MEDIÇÃO MI +/- U [mm] | k |
|---|--------------------|--|----------|
| H/3 | 0 | 99,9989 +/- 0,0010 | 2,05 |
| | 90 | 99,9985 +/- 0,0010 | 2,05 |
| H/2 | 0 | 99,9990 +/- 0,0010 | 2,05 |
| | 90 | 99,9987 +/- 0,0010 | 2,05 |
| 2H/3 | 0 | 99,9990 +/- 0,0010 | 2,05 |
| | 90 | 99,9988 +/- 0,0010 | 2,05 |
| DIÂMETRO EFETIVO MR +/- (U + Vmáx) [mm] | | | k |
| 99,9988 +/- 0,0014 | | | 2,05 |

Onde: MI é média das indicações de cada posição
 MR é a média dos resultados (média das MI)
 Vmáx é a maior diferença entre a MR e uma MI qualquer
 U é a incerteza expandida

4.4. Validação da CMM para calibração

Com o objetivo de avaliar e validar a CMM para calibração de calibrador anel liso cilíndrico, as calibrações foram realizadas em um anel padrão previamente calibrado no Physikalisch Technische Bundesanstalt – PTB com um comparador interferométrico e incerteza de medição de 0,1 μm. A calibração do anel padrão foi realizada na posição angular de 90° e altura H/2 e os resultados de incerteza de medição de diâmetro e tempo de calibração obtidos na calibração com CMM foram comparados com os resultados do PTB e da calibração em uma Máquina de Abbé com certificado de calibração rastreado a Rede Brasileira de Calibração - RBC. Os resultados de incertezas de medição são compatíveis e o tempo de calibração é menor na CMM comparado com a Máquina de Abbé para 3 ciclos de medição, como pode ser visto na Tab. (5).

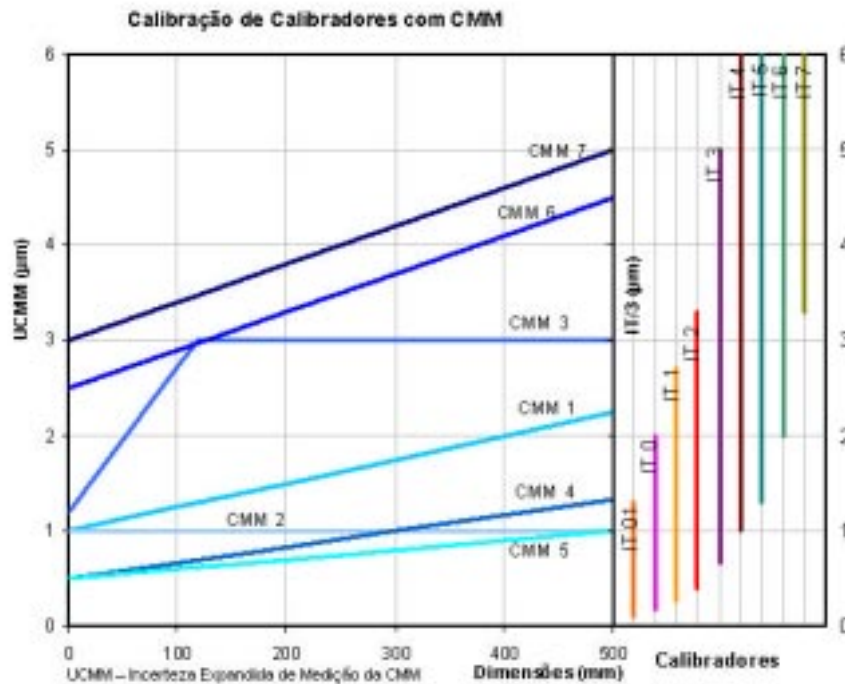
Tabela 5 - Comparação calibração CMM, Máquina de Abbé, com resultado DKD – Medição de Diâmetro

| | Posição | Média (mm) | Incerteza Medição μm | Tempo de calibração min |
|-----------------|-----------|------------|----------------------|-------------------------|
| PTB | 90° - H/2 | 99,9985 | 0,1 | - |
| Máquina de Abbé | 90° - H/2 | 99,9987 | 0,7 | 27 |
| CMM | 90° - H/2 | 99,9987 | 1,0 | 15 |

As médias das indicações obtidas na medição do diâmetro na CMM e na Máquina de Abbé são iguais e tem-se uma diferença de apenas 0,2 μm em relação ao valor de referência obtido no PTB. A incerteza de medição da CMM obtida nesta calibração é de 1,0 μm, o que permite a calibração de uma ampla faixa de calibradores.

Através de avaliações chegou-se a relações entre a incertezas de medição expandidas (U_{CMM}) e intervalos de tolerâncias (IT) de calibradores possíveis de se calibrar para uma faixa de medição de 0 a 500 mm (fig.4). Considerou-se diferentes CMMs com e sem CAA (Computer Aided Accuracy) com incertezas unidimensional (U) especificadas por fabricantes ou calculadas pelo método da comparação ou pelo método PTB. A relação considerada entre a incerteza de medição da CMM (U_{CMM}) e o intervalo de tolerância (IT) dos calibradores é no máximo igual a 1/3, ou seja U_{CMM} ≤ IT/3

Na figura pode-se observar, por exemplos, que para uma CMM com incerteza expandida U = (0,5 + L / 1000) μm, pelo método da comparação (CMM 5), pode-se calibrar calibradores desde IT01, já para uma CMM com incerteza expandida U = (3,0 + L /250) μm, sem utilizar o método da comparação ou outro método para diminuir a incerteza (CMM 7) pode-se calibrar somente calibradores a partir do IT2.



IT -Intervalo de tolerância

CMM 1 - Especificação do fabricante: $U = (1 + L / 400) \mu\text{m}$.

CMM 2 - CMM 1 Calibração pelo Método da comparação: $U = 1,0 \mu\text{m}$.

CMM 3 - CMM 1 Calibração pelo Método DKD: U1D Eixo X cinemático, $U = (1,2 + L/66) \leq 3,0 \mu\text{m}$.

CMM 4 - Especificação do fabricante: $U = (0,5 + L/600) \mu\text{m}$

CMM 5 - CMM 4 pelo Método da comparação: $U = (0,5 + L / 1000) \mu\text{m}$

CMM 6 - Especificação do fabricante: $U = (2,5 + L / 250) \mu\text{m}$

CMM 7 - CMM manual e sem CAA (Especificação do fabricante): $U = (3,0 + L / 250) \mu\text{m}$

Figura 4 – Relação entre Incerteza de Medição das CMMs e intervalo de tolerâncias (IT) de calibradores

5. Conclusão

Os resultados apresentados mostram que a CMM pode ser utilizada para a calibração de calibradores, pois se obtém os resultados de referência e as incertezas de medição coerentes com suas tolerâncias admissíveis.

Com a CMM a medição é automatizada, podendo-se medir com um menor tempo de calibração em relação a Máquina de Abbé. A CMM possui ainda flexibilidade para medir circularidade dos calibradores anéis e outros tipos de calibradores sem precisar trocar os dispositivos auxiliares.

A incerteza de medição na calibração de calibradores pode ser reduzida utilizando uma CMM com menor incerteza de apalpação e erro de linearidade ou eliminando a diferença entre a posição ou diâmetro entre o calibrador anel de referência e anel a calibrar.

6. Referências

Abackerli, A. J.; Cauchick Miguel, P. A., 1997, “Máquina Virtual: boa para estimar as incertezas na medição por coordenadas”, Máquinas e Metais, pp. 78-87.

EAL-G29,1997, “Extent of Calibration for Cylindrical Diameter Standards”; European Cooperation for Accreditation of Laboratories; June.

ISO, 1993, “Guide to the expression of uncertainty in measurement”, First Edition; International Organization for Standardization, Switzerland,101 pages.

JIS B 7421, 1993, “Tolerances, Allowable Deviations and Permissible Wears of Limit Gauges”, JIS Handbook - Mechanical Instrumentation; pp. 416-426.

JIS B 7420, 1993, “Limit Gauges”- JIS Handbook Mechanical Instrumentation; pp. 393-415.

Klen, E. R., 2000, “Calibração de Máquinas de Medir por Coordenadas utilizando Placas de Esferas – Uma técnica econômica, rápida e metrologicamente eficiente”, Dissertação de Mestrado do Programa de Pós-Graduação em Metrologia Científica e Industrial,UFSC

Lopes, O., 1983, “Tecnologia Mecânica – Elementos para Fabricação em série”, Editora Edgard Blücher; São Paulo.

Trapet, E., 1997, “Introduction to Traceability with the Virtual CMM”, Workshop on Traceability of Coordinate Measuring Machines, PTB, October 9-10.

PTB; NPL; TU Eindhoven; Feinmess; Brown and Sharp; Zeiss, 1999, “Traceability of Coordinate Measurements According to the Method of Virtual Measuring Machine”, Part 2 of the Final Report, Project MAT1-CT94-0076, PTB, March.

Veiga, C. L. N.; Klen, E. R., 1997, "Calibração de Máquinas de Medir por Coordenadas com Placas de Esferas", Seminário Internacional de Metrologia para o Controle da Qualidade, Florianópolis, Brasil, 21 a 22 Agosto.

COORDINATE MEASURING MACHINES FOR GAUGE CALIBRATION

José Leonardo Noronha, M. Eng. Mec.

Escola Federal de Engenharia de Itajubá – EFEI
Instituto de Engenharia Mecânica, Departamento de Produção
Cx. Postal 50, Itajubá-MG, CEP 37500-903
E-mail: jln@iem.efei.br

Carlos Alberto Schneider, Dr. Ing.

Universidade Federal de Santa Catarina – UFSC
Departamento de Engenharia Mecânica, Laboratório de Metrologia e Automação – LABMETRO
Cx. Postal 5053, Florianópolis – SC, CEP 88040-970
E-mail: cas@certi.ufsc.br

Abstract. *The Coordinate Measuring Machines - CMMs are widely used in the dimensional control workpieces in industry. Some CMMs with low uncertainties can also be used for calibration of gauges and measuring instruments. The gauge calibration is usually accomplished through conventional methods, not always flexible and fast. Alternatively in CMMs this calibration can be accomplished in a flexible way and with a smaller cost, though the comparison and Virtual CMM Method. In this article is presented the calibration of ring gauge through the comparison e Virtual CMM method. The results show that the uncertainty obtained in the calibration are acceptable for this type of gauge.*

Keywords. *Coordinate Measuring Machine, Calibration, Gauges, Ring Gauge.*

COMPENSAÇÃO DO RAIOS DA FERRAMENTA PARA USINAGEM DE SUPERFÍCIES DEFINIDAS POR MALHA DE PONTOS

da Silva, Alexandre Dias

Universidade Federal de Santa Maria – Departamento de Engenharia Mecânica – CT.
Avenida Roraima, Bairro Camobi, Santa Maria – RS, CEP: 97105-900.
adiass@ctlab.ufsm.br

Mezzomo, Francisco Friguetto

Universidade Federal de Santa Maria – Departamento de Engenharia Mecânica – CT.
mezzomo@conex.com.br

Resumo: Este trabalho apresenta uma metodologia para calcular os valores de correção da posição da ferramenta, aplicados para fresas de extremidade esférica, com o objetivo de eliminar a distorção decorrente da interferência da ferramenta com a superfície de projeto. A técnica calcula a compensação no posicionamento da ferramenta de forma a mantê-la tangente à superfície desejada, para cada posicionamento especificado pela malha de pontos. A principal vantagem do método é que ele dispensa o uso dos sofisticados sistemas computacionais para integração entre projeto e manufatura, reduzindo assim os custos de fabricação. A metodologia proposta foi implementada na forma de aplicativo de sistema CAD e os resultados obtidos são apresentados através de exemplo de usinagem em uma fresadora CNC.

Palavras-chave: Usinagem CNC, Programação CN, CAD/CAM.

1. Introdução

Um procedimento bastante usual de definição de superfícies irregulares, em sistemas computacionais de auxílio ao projeto – CAD (*Computer Aided Design*), é através do recurso de desenho por especificação de malha de pontos. Quando o processo de fabricação selecionado, para a execução do elemento projetado, é a usinagem por fresamento, máquinas CNC (Comando Numérico Computadorizado) são indicadas (Tlusty, 1999).

Nesse tipo de equipamento, os valores coordenados de cada ponto da malha que definem a superfície, devem ser convertidos em dados geométricos que serão inseridos no programa que comanda os movimentos da máquina (Programa CN). Na programação de equipamentos CNC, a geometria estabelecida no programa define a forma final da peça. Os posicionamentos da ferramenta, contidos no programa CN, referem-se a um ponto de referência da mesma. Na operação de fresamento, esse ponto é o centro da fresa. Portanto, para eliminar erros geométricos, é necessário realizar a compensação do raio da ferramenta, ou seja, a ferramenta deve percorrer a linha programada tangenciando-a pelo lado direito, ou esquerdo, conforme especificado. Em fresadoras CNC, essa compensação é feita automaticamente através de funções específicas de programação da máquina. Para fresadoras de 3 eixos, a compensação é feita apenas no plano perpendicular ao eixo da fresa. Para usinagem de superfícies 3D nesses equipamentos, a função de compensação do raio da ferramenta não é aplicável, pois a direção de compensação é normal à superfície e, portanto, difere do plano de trabalho da máquina (plano XY ou perpendicular ao eixo da ferramenta).

O objetivo desse trabalho é propor uma metodologia para determinar a trajetória da ferramenta, para usinar uma superfície 3D definida em sistema CAD através de uma malha de pontos. O processo considera operações de desbaste e acabamento com uma fresa de extremidade esférica, utilizada em fresadora de 3 eixos.

2. A Compensação 3D do Raio da Ferramenta

Superfícies de formato livre ou complexas são normalmente exigidas na fabricação de moldes e matrizes. Em sistemas produtivos modernos, a definição dessas superfícies é feita em sistemas CAD através de representação paramétrica, como curvas de Bézier, B-spline e superfícies NURBS (*Non-Uniform Rational B-spline*) (Tlusty, 1999; Wallace, 1997). Sistemas CAD/CAM (*Computer Aided Design/Computer Aided Manufacturing*) processam informações de projeto para obter dados para a manufatura. Arquivos de formato neutro como o IGES (US Department of Commerce, 1990), utilizados para transferência de dados entre sistemas CAD, também são admitidos como dados de entrada para sistemas CAD/CAM. Esses sistemas geram automaticamente as trajetórias da ferramenta, que são convertidas no programa da máquina através de um conjunto de pontos coordenados (Programa CN). Na usinagem, esses pontos definem uma superfície que difere da superfície de projeto. Os valores coordenados da nova superfície identificam os pontos de posicionamento da ferramenta. A diferença entre as duas superfícies representa a compensação do raio da ferramenta. Modelos matemáticos e considerações geométricas são normalmente empregados para solucionar o problema de identificação dos pontos para compensação do raio da ferramenta. Rao et al. (1996) apresentam uma forma clássica dessa técnica para usinagem de superfícies complexas. Nesse processamento, a superfície de projeto deve ser especificada na forma paramétrica, conforme Eq. (1).

$$S(u,v) = \begin{cases} x \\ y \\ z \end{cases} = \begin{cases} f(u,v) \\ f(u,v) \\ f(u,v) \end{cases} \quad (1)$$

De maneira similar, a superfície da ferramenta é descrita como função de suas características geométricas. Segundo os parâmetros apresentados na Fig. (1), pode-se definir uma fresa cilíndrica com extremidade arredondada pela Eq. (2):

$$T(\theta,\phi) = \begin{cases} (R + r \sin(\theta)) \cos(\theta) \\ (R + r \sin(\theta)) \sin(\theta) \\ -r \cos(\theta) \end{cases} \quad (2)$$

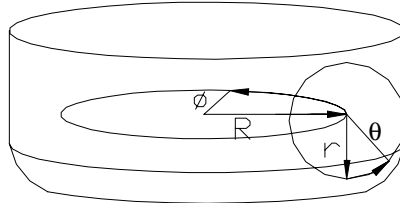


Figura 1. Parâmetros geométricos de uma fresa cilíndrica.

O cálculo dos pontos de deslocamento da ferramenta é feito pelo processamento simultâneo dos parâmetros dessas duas superfícies. Métodos computacionais com esses princípios são também aplicados em sistemas CAD para operações combinatórias entre entidades sólidas definidas no desenho. Dessa forma, por exemplo, um novo sólido pode ser gerado no CAD a partir da interseção de outros dois elementos sólidos.

A metodologia proposta nesse trabalho foi implementada na forma de aplicativo de um sistema CAD, onde esses recursos são explorados. Para isso, a superfície projetada é transformada no sólido equivalente à peça final e a geometria da ferramenta é reproduzida no CAD também como entidade sólida. De forma análoga como ocorre na fabricação, a técnica consiste em movimentar o sólido que representa a ferramenta de maneira a tangenciar o sólido definido pela superfície de projeto. Os pontos de contato, e conseqüentemente a posição que deve ser assumida pela ferramenta, são identificados por movimentações sucessivas da entidade “ferramenta” associadas a verificações de atributos para interferência entre sólidos.

Considerando o processo de fabricação, a obtenção da forma final da peça projetada é normalmente feita em três etapas: desbaste, acabamento e polimento. Na operação de desbaste, a usinagem deve ser realizada para remover de forma rápida a maior quantidade possível de material excedente na peça bruta. Nessa etapa, uma combinação de altas velocidades de avanço e profundidades de corte são especificadas. O acabamento é a operação final de usinagem que remove o sobremetal deixado na operação anterior. A qualidade da superfície é definida nessa etapa e depende das condições de corte adotadas e a ferramenta selecionada. Altas velocidades de corte associadas com baixas velocidades de avanço e profundidades de corte proporcionam melhor integridade superficial, enquanto a geometria da ferramenta e a distância entre os passes definem a precisão geométrica da superfície (Hinduja et al, 2001). O sistema implementado inclui algoritmos para calcular a trajetória da ferramenta para as operações de desbaste e acabamento.

3. Metodologia

A metodologia desenvolvida foi implementada em um sistema CAD popular (AutoCAD, 2000) através de linguagem própria para desenvolvimento de aplicativos pelo usuário (AutoLISP, 2000). A principal vantagem da linguagem computacional explorada nesse trabalho é a capacidade de aplicar, nos programas desenvolvidos, qualquer comando disponível no CAD. O sistema considera como dado de entrada superfícies definidas através do recurso de desenho que representa uma superfície qualquer através de um conjunto de faces planas especificadas por três pontos (3D FACE). O programa gerado para o equipamento de Comando Numérico é específico para máquinas fresadoras com três eixos programáveis operando com fresa cilíndrica de extremidade esférica.

O início do processo consiste em transformar a superfície selecionada para usinagem em entidade sólida do CAD. Isso é feito pela operação de extrusão desse elemento na direção do eixo de coordenadas Z, por ser essa também a direção que coincide com o eixo da fresa na máquina.

3.1 Operação de acabamento

O processamento de dados para obtenção da trajetória da ferramenta é feito no sentido inverso ao processo de fabricação, ou seja, primeiramente são obtidas as posições da ferramenta para a operação de acabamento e, posteriormente, os movimentos para o desbaste são calculados.

Inicialmente, é formada uma lista contendo todos os pontos de definição da superfície, sendo estes obtidos a partir de recursos de acesso ao banco de dados do CAD. Esse conjunto de pontos contém os vértices das faces triangulares que formam a superfície e tem o seguinte formato:

((X11 Y11 Z11) (X21 Y21 Z21) (X31 Y31 Z31) 1°, 2° e 3° pontos da primeira face
 (X12 Y12 Z12) (X22 Y22 Z22) (X32 Y32 Z32) 1°, 2° e 3° pontos da segunda face

 (X1n Y1n Z1n) (X2n Y2n Z2n) (X3n Y3n Z3n) 1°, 2° e 3° pontos da enésima face
)

Embora não haja separação na lista entre os pontos de cada face, o sistema acessa cada uma individualmente, através do controle do índice dos pontos na lista. Com esta lista definida, é solicitado ao usuário o ponto de origem do processo de usinagem e o sistema identifica a face que contém esse ponto. A partir desta informação, as faces são reordenadas na lista, definindo assim a sequência em que será feito o processamento da compensação do raio da ferramenta.

As faces triangulares são agrupadas no CAD para formar uma única superfície, que posteriormente é convertida no sólido que representa a peça acabada. Partindo desse sólido, da lista de pontos 3D desta superfície e de uma esfera (sólido que representa a ferramenta, com raio definido pelo usuário) é iniciada a operação de compensação do raio. O procedimento apresentado a seguir é feito para todos os pontos de cada face, conforme descrito no fluxograma da Fig. (2). Para cada ponto, a esfera que representa a ferramenta é posicionada inicialmente acima da superfície projetada, afastada de um incremento I, que é de duas vezes o raio da esfera, Fig. (3-a). Esses pontos são obtidos, utilizando-se as coordenadas X e Y do ponto da lista, sendo a coordenada Z acrescida do incremento I. Com este posicionamento da esfera, a operação de interseção com o sólido “peça” é realizada. Como esse afastamento inicial representa uma limitação do sistema para valores de compensação do raio da ferramenta, a ocorrência de interseção na primeira operação é interpretada como seleção inadequada da ferramenta de corte. Nesse caso, o programa é encerrado sendo exibida uma mensagem de alerta. Não havendo interseção, a etapa seguinte é aproximar a entidade “ferramenta” da entidade “peça”. O próximo posicionamento da esfera é definido alterando-se a coordenada Z do ponto anterior. A cada teste de interseção, o incremento I é dividido por dois, e subtraído da coordenada Z do ponto anteriormente definido, Fig. (3-b). Com o novo posicionamento da esfera, outra operação de interseção é realizada e o processo se repete até que ocorra um contato entre o sólido “peça” e a esfera “ferramenta”. Esse contato é identificado pela criação de um novo sólido no desenho, como resultado da interseção.

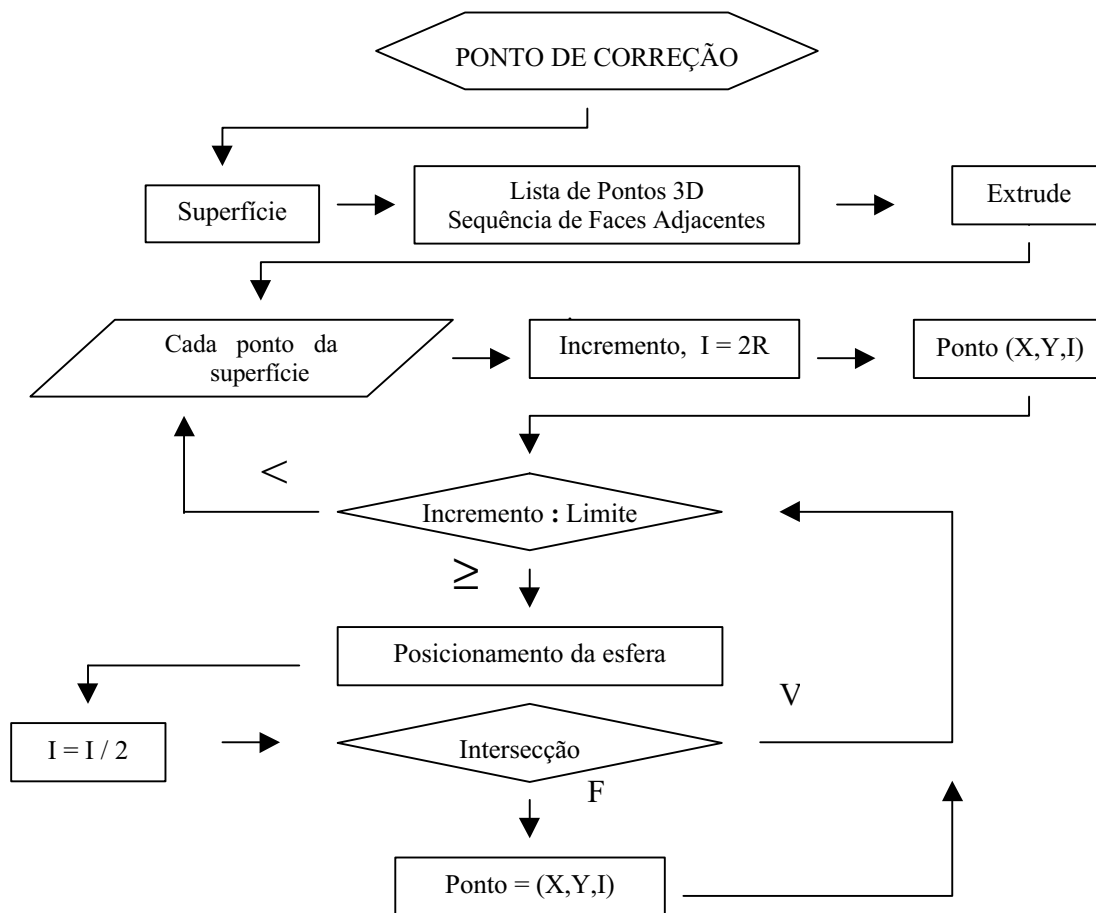


Figura 2. Fluxograma demonstrativo da correção dos pontos para compensar o raio da ferramenta.

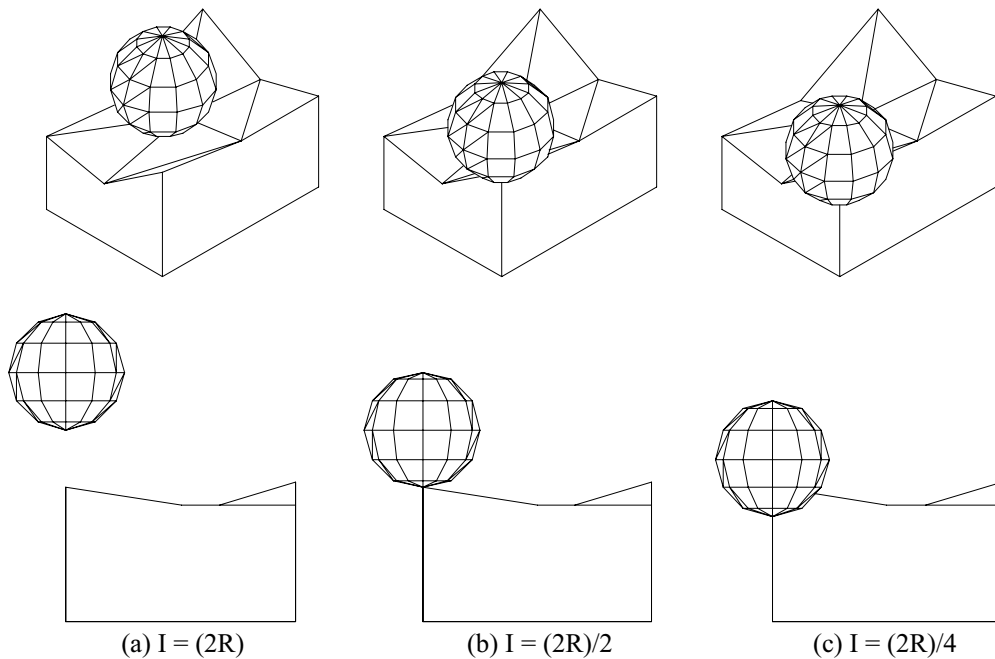


Figura 3. Vistas isométricas e laterais das etapas de posicionamento da esfera.

Ao identificar uma interseção não nula, Fig. (3-c), a correspondente posição da esfera é desprezada e o ponto anterior volta a ser considerado como posição atual da ferramenta, sendo o novo incremento (metade do anterior), subtraído da coordenada Z deste ponto. Esse procedimento ocorre até que o incremento seja menor que o limite definido pelo usuário. O valor desse limite está diretamente relacionado com a precisão do ponto de tangência entre os dois sólidos processados. É o maior afastamento entre os sólidos, cuja posição relativa pode ser considerada como tangente.

Após encerrado o processo, a posição final da esfera corresponde ao ponto em que a coordenada Z da ferramenta deve ser compensada. Os pontos processados, definem a nova trajetória (trajetória compensada) para a ferramenta na operação de acabamento, são inseridos e armazenados na forma de lista de dados (lista para acabamento).

3.2. Otimização da trajetória

Através de comparações de pontos comuns entre as faces, são localizadas as faces adjacentes da superfície. Para definir a sequência de usinagem das faces, a lista de pontos para acabamento é reorganizada através de uma lista auxiliar, onde os pontos de cada face adjacente identificada são inseridos. Simultaneamente, esses pontos são removidos da lista original.

A otimização da trajetória da ferramenta é então realizada através da análise do número de pontos coincidentes nas faces adjacentes. Nessa análise, quatro situações são possíveis: nenhum, um, dois ou três pontos coincidentes. O primeiro caso significa que as faces não são adjacentes. Essa situação aparece quando é identificada uma descontinuidade na sequência de desenho das faces. Assim, para haver continuidade na usinagem entre as duas faces é incluída uma etapa de recuo da ferramenta até um plano de retração previamente especificado pelo usuário. A última situação (coincidência dos 3 pontos das faces) significa uma duplicidade da face, que ocorre na definição da superfície. Para que os pontos não se repitam na usinagem, a face é excluída do processamento.

Para os outros dois casos, o percurso a ser percorrido pela ferramenta é definido como função da posição em que ela se encontra após executar cada face e o número de pontos de coincidência entre as próximas duas faces. Assim, as combinações possíveis estão divididas em 4 casos e estão representadas na Fig. (4).

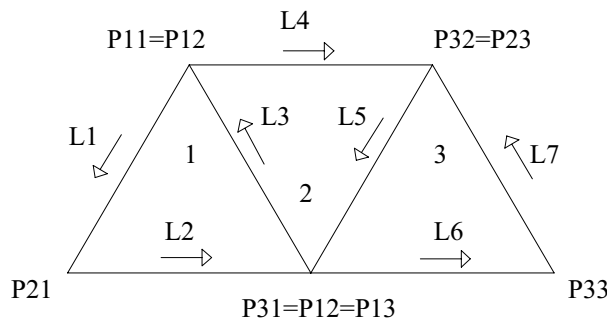


Figura 4. Trajetórias a serem percorridas pela ferramenta, quando existem 1 ou 2 pontos de coincidência entre 2 faces.

Caso 1:

SE <dois pontos coincidentes> E <ferramenta posicionada em um deles>

Ex: faces 1 e 2, na Fig. (4); Posição da ferramenta = P11 Trajetória

ENTÃO: Sequência =

| | |
|------------------------------------|----|
| pto não coincidente da 1ª face | L1 |
| outro ponto coincidente da 1ª face | L2 |
| primeiro ponto coincidente | L3 |
| pto não coincidente da 2ª face | L4 |
| outro ponto coincidente da 2ª face | L5 |

Caso 2:

SE <dois pontos coincidentes> E <ferramenta posicionada no ponto não coincidente>

Ex: faces 1 e 2; Posição da ferramenta = P21 Trajetória

ENTÃO: Sequência =

| | |
|--------------------------------|-----|
| 1º pto coincidente da 1ª face | L2 |
| 2º pto coincidente da 1ª face | L3 |
| pto não coincidente da 1ª face | L1 |
| 2º pto coincidente da 1ª face | -L1 |
| pto não coincidente da 2ª face | L4 |
| 2º pto coincidente da 2ª face | L5 |

Caso 3:

SE <um ponto coincidente> E <ferramenta posicionada nele>

Ex: faces 1 e 3; Posição da ferramenta = P31 Trajetória

ENTÃO: Sequência =

| | |
|-----------------------------------|----|
| 1º pto não coincidente da 1ª face | L3 |
| 2º pto não coincidente da 1ª face | L1 |
| ponto coincidente | L2 |
| 1º pto não coincidente da 2ª face | L6 |
| 2º pto não coincidente da 2ª face | L7 |
| ponto coincidente | L5 |

Caso 4:

SE <um ponto coincidente> E <ferramenta não posicionada nele>

Ex: faces 1 e 3 ; Posição da ferramenta = P21 Trajetória

ENTÃO: Sequência =

| | |
|-----------------------------------|----|
| ponto coincidente | L2 |
| 1º pto não coincidente da 1ª face | L3 |
| 2º pto não coincidente da 1ª face | L1 |
| ponto coincidente | L2 |
| 1º pto não coincidente da 2ª face | L6 |
| 2º pto não coincidente da 2ª face | L7 |
| ponto coincidente | L5 |

A lógica do algoritmo procura evitar que arestas sejam percorridas mais de uma vez. A duplicação de trajetórias ocorre apenas em situações inevitáveis, como no segundo caso apresentado anteriormente.

Como a ferramenta só percorre as linhas determinadas pelos pontos de cada face, há uma restrição em relação ao comprimento desta face, para evitar que partes da superfície não sejam usinadas, Fig. (5-a). Esta restrição é determinada como função do raio R da ferramenta. A posição crítica para determinar este afastamento máximo entre dois pontos, ocorre em faces triangulares equiláteras. Por análise geométrica, esse limite equivale a $2\sqrt{3} R = 3,46 R$, ou seja, a linha que limita a área de cobertura da ferramenta durante a trajetória, deve coincidir com o centro geométrico do triângulo, conforme pode ser observado na Fig. (5-b).

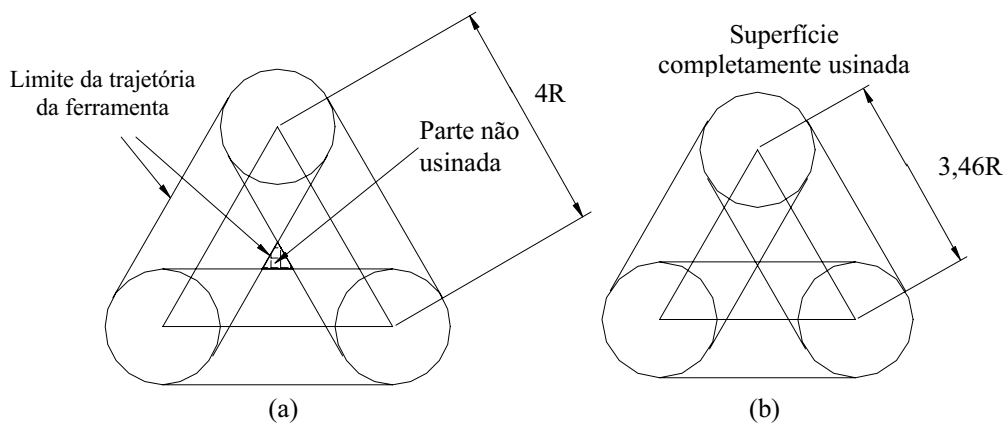


Figura 5. Indicação do máximo valor do comprimento dos lados em relação ao raio, para que toda a face seja usinada.

3.3 Operação de Desbaste

A operação de desbaste é necessária quando a diferença entre a altura da peça bruta e a superfície a ser usinada é maior que a máxima profundidade de corte admitida para a ferramenta. Nesse caso, uma ou mais passes de usinagem são necessários para remover o excesso de material, antes da execução da operação de acabamento da superfície de projeto.

Neste trabalho, os passes de desbastes são executados em planos paralelos ao plano horizontal (Plano XY da máquina) e afastados entre si de uma distância igual à profundidade de corte da ferramenta especificada pelo usuário. A lista de pontos para cada plano de desbaste é obtida a partir da lista de pontos que contém a compensação do raio da ferramenta (lista para acabamento), após realizado o processo de otimização da trajetória. Os pontos da lista de desbaste diferem da lista original apenas no valor da coordenada Z. Como cada plano de desbaste tem altura constante, a coordenada Z de todos os pontos é substituída por essa altura. Assim,

(X, Y, Z) - ponto genérico da superfície

↓

(X, Y, Z_i) - ponto correspondente no plano de desbaste i.

Em cada plano de desbaste, são excluídos os pontos em que a coordenada Z da lista para acabamento for maior ou igual à altura do respectivo plano de desbaste. A Fig. (6) mostra a lógica de implementação do algoritmo para a geração da lista de pontos da operação de desbaste.

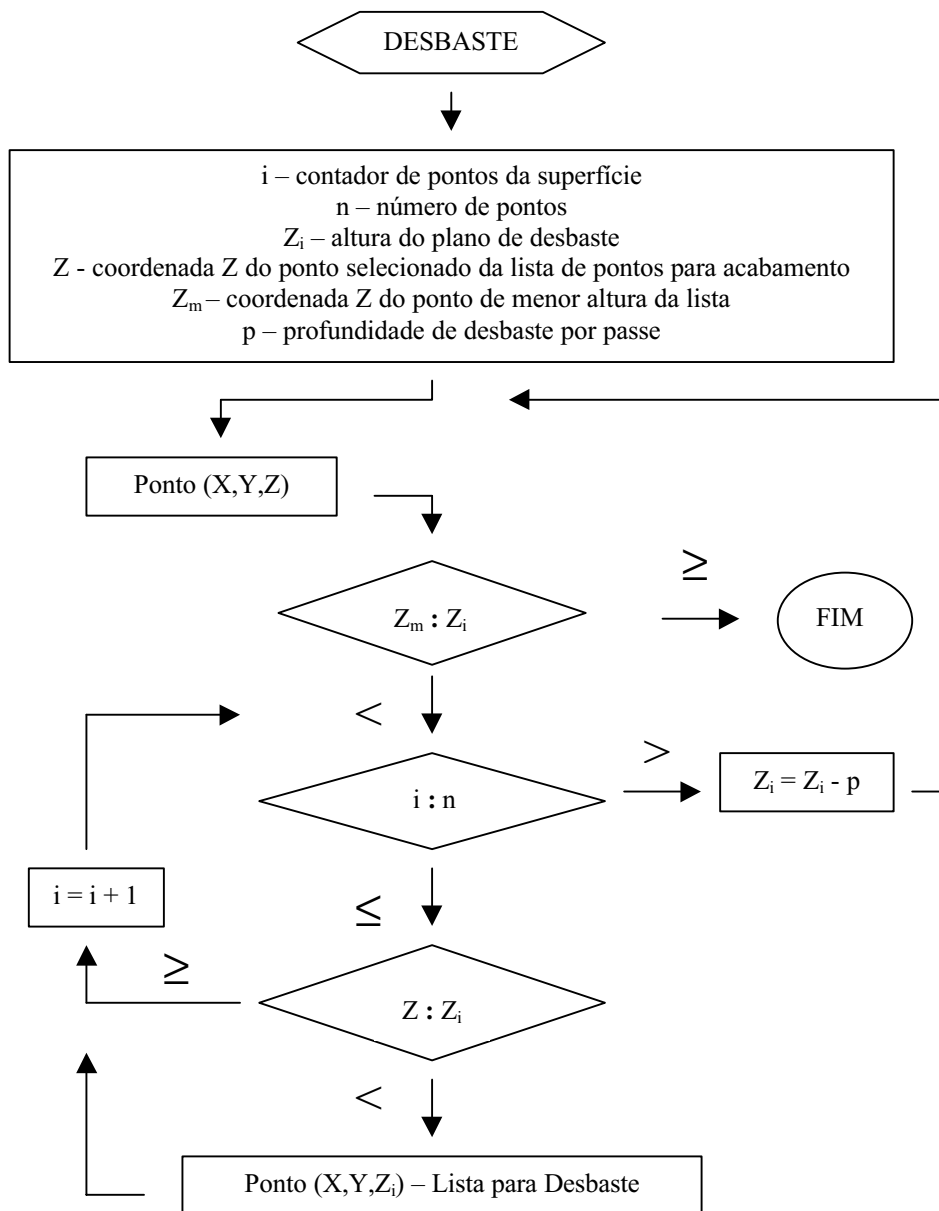


Figura 6. Fluxograma demonstrativo do processamento para os pontos de desbaste.

Após o processamento dos pontos, ocorre a união das listas de acabamento otimizada e desbaste, sendo assim, os dados que definem a trajetória da ferramenta enviados para a fresadora de 3 eixos. Como no desbaste, o movimento ocorre no plano XY e somente na troca de plano de desbaste, a movimentação é no eixo Z, a máquina é considerada de $2\frac{1}{2}$ (2,5) eixos. No entanto, o acabamento é realizado com a movimentação aleatória dos eixos (simultaneamente nos 3 eixos), a máquina é considerada de 3 eixos.

4. Resultados e Discussão

Para analisar o desempenho do sistema, foi definida no CAD uma superfície que reproduz a parte superior de um *mouse* de computador. A Figura (7-a) mostra o conjunto de faces triangulares que estabelecem a sua geometria, definidas a partir dos pontos calculados pela compensação do raio da ferramenta, conforme descrito anteriormente. A especificação da máxima profundidade de corte admitida para a ferramenta estabelece 5 passes de desbaste, além da operação de acabamento. O primeiro passe de desbaste, Fig. (7-b), ocorre em um plano horizontal (paralelo ao plano XY) com posicionamento em Z calculado pela diferença entre a altura da peça bruta e a profundidade de corte admitida. Nesse passe, as trajetórias da ferramenta ocorrem em posições que são identificadas pela projeção dos pontos da superfície no respectivo plano de desbaste. São eliminados os pontos com coordenadas Z superiores à altura do plano de desbaste. O próximo plano de desbaste está posicionado abaixo do anterior a uma distância igual à profundidade de corte e aplica-se novamente a operação de eliminação de pontos que não devem ser usinados, Fig. (7-c). O procedimento se repete até o último plano de desbaste ser identificado, Fig. (7-f). Para efeito de melhor visualização das trajetórias de usinagem, não são apresentados na figura os movimentos da ferramenta ao plano de recuo, quando a sequência de operação indica faces não adjacentes. Após a execução dos passes de desbaste, a operação de acabamento é efetivada através do deslocamento da ferramenta nas posições correspondentes à compensação do raio da ferramenta.

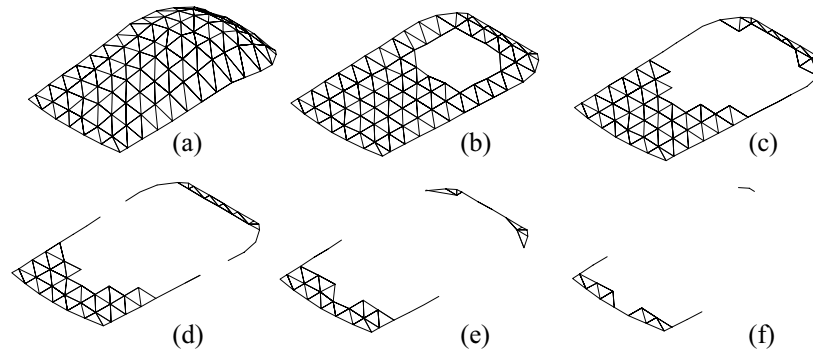


Figura 7. Demonstração da usinagem na superfície. Sendo apresentada a superfície final e os planos de desbaste previstos pelo sistema.

A superfície utilizada para teste do sistema foi definida com um total de 161 faces. Admitindo a possibilidade de execução individual de cada face, seriam necessário 644 interpolações lineares (um movimento de aproximação e três movimentos sobre as arestas de cada face) no programa CN para usinar a superfície. Com a técnica de otimização de trajetórias empregada nesse trabalho, que elimina movimentações repetitivas desnecessárias, o total de movimentos da ferramenta na operação de acabamento ficou limitado a 546.

Para comprovar o resultado do processamento para o exemplo proposto, o programa CN gerado pelo sistema foi aplicado para a usinagem da matriz associada à superfície. Os resultados da usinagem na fresadora CNC, com os comandos de compensação de raio desabilitados, aparecem nas Fig. (8) e Fig. (9).



Figura 8. Peça na fresadora CNC, em seu segundo plano de desbaste.



Figura 9. Peça na fresadora, com geometria final, conforme o especificado no desenho.

5. Conclusão

A metodologia proposta mostrou uma alternativa para executar superfícies 3D definidas em CAD através de um conjunto de faces triangulares. Embora o tipo de entidade geométrica analisada nesse trabalho atenda apenas a um entre os diversos recursos do CAD para definição de superfícies 3D, essa restrição pode ser superada através de técnicas de transformação de dados para conversão de superfícies paramétricas no formato considerado pelo sistema, conforme exemplificado por Piegl e Tiller (1998).

A implementação do método na forma de aplicativo do CAD representa uma solução do problema de usinagem de superfícies 3D, para usuários de equipamentos de Comando Numérico que não têm acesso a sistemas de integração CAD/CAM. Esse é um aspecto particularmente importante para micro e pequenas empresas, onde a relação custo/benefício ainda não justifica os investimentos nessa área.

6. Agradecimentos

Os autores agradecem ao CNPq pelo apoio financeiro através da concessão de bolsa de Iniciação Científica.

7. Referências

- Autodesk, 2000, "AutoCAD 2000 Reference Manual".
- Farin, G., 1992, "Curves and Surfaces for CAGD", Ed. Academic Press, San Diego, CA.
- Gaál, J. A., 1999, "Curso de AutoLISP", Ed. DeseCAD, Campinas, Brasil.
- Hinduja, S., Roaydi A., Philimis P. and Barrow G., 2001, "Determination of Optimum Cutter Diameter for Machining 2-O Pockets", International Journal of Machine Tools and Manufacture, Vol. 41, pp. 687-702.
- Hoska, M., 1992, "Modeling of Curves and Surfaces in CAD/CAM", Ed. Springer-Verlag, Berlin, Heidelberg.
- Lartigue C., Thiebaut F. and Maekawa T., 2001, "CNC Tool Path in Terms of B-spline Curves", Computer-Aided Design, Vol.33, pp. 307-319.
- Rao, N., Bedi, S. and Buchal, R., 1996, "Implementation of the Principal-Axis Method for Machining of Complex Surfaces", The Internacional Journal of Advanced Manufacturing Technology, Vol. 11, pp. 249-257.
- Thusty, G., 1999, "Manufacturing Processes and Equipment", Ed. Prentice Hall, New Jersey, USA, 928p.
- US Department of Commerce, 1990, "The Initial Graphics Exchange Specifications (IGES), Version 5.0.
- Wallace J., 1997, "Nurbs in a Nutshell", Manufacturing Engineering, pp. 92-98.
- Piegl, L.A., Tiller, W., 1998, "Geometry-based Triangulation of Trimmed NURBS Sufaces", Computer-Aided Design, Vol.30, pp. 11-18.

COMPENSATION OF THE TOOL RADIUS TO MILLING MESH SURFACES

Alexandre Dias da Silva

Universidade Federal de Santa Maria – Departamento de Engenharia Mecânica – CT.

Avenida Roraima, Bairro Camobi, Santa Maria – RS, CEP: 97105-900.

adiass@ctlab.ufsm.br

Francisco Friguetto Mezzomo

Universidade Federal de Santa Maria – Departamento de Engenharia Mecânica – CT.

mezzomo@conex.com.br

Abstract. The definition of irregular surfaces in CAD (Computer Aided Design) systems is generally accomplished by the specification of a mesh of points. To manufacture these surfaces in Numerical Control machines, the points of the surface should be transformed into machine instructions. This work presents a methodology to calculate the correct position of the tool, to avoid the difference between the real and the worked surface. The technique was implemented as a CAD system application and it uses a 3D mesh surface as input data. Results are presented through the application of generated programs in a three axes milling machine.

Keywords: CNC Machining, CN Programming, CAD/CAM.

SUBSTITUIÇÃO DO PROCESSO DE RETIFICAÇÃO PELO TORNEAMENTO DE AÇOS ENDURECIDOS EM PEÇAS FORJADAS

Hidekasu Matsumoto

UNESP - Universidade Estadual Paulista, Faculdade de Engenharia de Ilha Solteira, Avenida Brasil, 56, 15.385-000
ILHASOLTEIRA - SP. hidekasu@dem.feis.unesp.br

Elaine Alves Pedrosa

UNESP - Universidade Estadual Paulista, Faculdade de Engenharia de Ilha Solteira, Avenida Brasil, 56, 15.385-000,
ILHASOLTEIRA - SP.

Anselmo Eduardo Diniz

UNICAMP - Universidade Estadual de Campinas, Faculdade de Engenharia Mecânica, Departamento de Engenharia de Fabricação,
CAMPINAS - SP. anselmo@fem.unicamp.br

Resumo: Procurou-se substituir a operação de retificação pelo torneamento de aços endurecidos, visando a eliminação e/ou substituição de etapas de fabricação em peças fabricadas pelo processo de forjamento. Para isso, procurou-se verificar a viabilidade de se torneiar a peça já endurecida, utilizando profundidades de usinagem relativamente grandes. Os ensaios foram realizados em corpos de provas de aço ABNT 52100, temperados e revenidos, de 49,5 mm de diâmetro e comprimentos de 30 e 45 mm de comprimento. Utilizaram-se ferramentas de PCBN para acabamento e usinou-se sobremetal de 0,4 e 0,8 mm, com a finalidade de variar a produtividade. Para uma determinada condição, mediu-se as rugosidades R_a e R_y em função do desgaste da ferramenta. O critério de fim de vida adotado foi $R_a = 0,6 \mu\text{m}$ e/ou desgaste de flanco - $V_B = 0,4 \text{ mm}$. Os resultados obtidos mostraram que é possível substituir a operação de retificação por torneamento de aços endurecidos, utilizando $a_p = 0,4 \text{ mm}$ sem grandes prejuízos na vida da ferramenta de corte.

Palavras chave. Torneamento de aços endurecidos, Retificação, Acabamento Superficial e Forjamento.

1. Introdução

Ultimamente, parte das operações de retificação em peças endurecidas, principalmente as realizadas em superfícies de revolução, têm sido substituídas por outros processos de usinagem, como o torneamento, por exemplo. Este fato se explica pelo surgimento de materiais de ferramentas como o nitreto de boro cúbico e o material cerâmico, que podem ser utilizados para o torneamento de peças duras e também devido à melhoria das características de projeto e construção das máquinas-ferramenta. O torneamento tem substituído com vantagens, a retificação cilíndrica externa (e, às vezes, interna) em muitos processos produtivos que exigem tolerância dimensional na casa de IT5 (Matsumoto, 1998). Por outro lado, novos desenvolvimentos têm ocorrido com o processo de retificação, tais como:

- Novos materiais para ferramentas (PCBN e diamante como material do grão abrasivo do rebolo);
- Projeto mecânico mais moderno das retificadoras (mancais e guias hidrostáticas, mecanismo de compensação da deformação térmica, etc.).

Assim, pode-se dizer que o espaço que a retificação tem perdido para outros processos sempre que a ordem de tolerância é IT5 ou maior, tem sido recuperado em situações em que as classes de tolerâncias são mais apertadas, como IT4 ou menor (Diniz *et al.*, 1999).

O processo de acabamento utilizando torneamento de materiais endurecidos, pode reduzir os passos de produção, em comparação ao processo de produção convencional, com a vantagem adicional de economia de energia e tempo de usinagem (Ko *et al.*, 1999). Assim, quando aplicável, o torneamento apresenta inúmeras vantagens em relação à retificação, como por exemplo no caso da usinagem de peças forjadas.

No processo de fabricação de peças por forjamento de precisão, tradicionalmente se faz um aquecimento da peça, depois, esta é forjada, resfriada, e em seguida é feita uma usinagem de desbaste. Posteriormente, a peça passa por um tratamento térmico para finalmente ser retificada. Neste trabalho, pretende-se discutir a viabilidade de se substituir o processo de retificação pelo torneamento de aços endurecidos utilizando profundidades de usinagem relativamente grandes para aumentar a produtividade, além da eliminação de alguns passos de produção, como o resfriamento e a usinagem de desbaste, ou seja, a peça depois de aquecida e forjada, ser tratada termicamente aproveitando a temperatura do forjamento e em seguida, ser torneada na dimensão final e com o acabamento superficial desejado. Para isso, será apresentada a seguir uma breve revisão sobre o torneamento de aços endurecidos, retificação e forjamento.

Até há alguns anos, o torneamento de aços endurecidos era praticamente impossível, devido à pouca resistência da ferramenta e à falta de precisão e rigidez da máquina-ferramenta. Com isto, não se conseguia torner peças de aço endurecido e, mesmo quando se conseguia, não se obtinha a precisão necessária. Então, era sempre necessária uma operação final de retificação nas peças de aço depois do tratamento térmico de têmpera. Nos últimos anos, o projeto de novos tornos tem avançado consideravelmente, buscando o aumento de precisão e rigidez, utilizando elementos como guias e mancais hidrostáticos, maior rotação no eixo-árvore, fusos de esferas recirculantes. Enfim, com o desenvolvimento de máquinas-ferramenta mais rígidas e com maior rotação, tornou-se possível o torneamento de aços endurecidos. Com relação ao desenvolvimento das ferramentas de corte que suportam o torneamento de aços de elevada dureza, dois tipos têm se destacado: os materiais cerâmicos e o nitreto cúbico de boro policristalino (PCBN), que além de apresentar alta dureza, também possui grande resistência ao desgaste e a altas temperaturas.

As ferramentas de PCBN são geralmente empregadas na usinagem de aços endurecidos (45 a 65 HRC), mesmo em condições severas (corte interrompido), aços-ferramenta, aços rápidos, ligas ferrosas resistentes a altas temperaturas a base de cobalto, metais duros, e, revestimentos duros com altas percentagens de carboneto de tungstênio ou Cr-Ni, aplicadas por soldagem de deposição ou jato de material liquefeito por chama. De uma maneira geral, as aplicações onde o PCBN é utilizado são aqueles onde os diamantes policristalino não podem ser utilizados e o metal duro não possui propriedades adequadas para realizar a tarefa (Matsumoto, 1998).

O custo do inserto de PCBN é mais alto que o de material cerâmico, mas devido à maior vida da ferramenta, o custo do ferramental muitas vezes é compensado não somente pelo maior número de peças usinadas por aresta de corte, como também pela consequente diminuição do tempo em que a máquina permanece parada para retirada da ferramenta gasta e ajustagem da nova.

De acordo com Ko *et al.*, (1999), a boa integridade superficial das peças usinadas é outra consideração a favor do torneamento de materiais endurecidos e também segundo Chou e Evans, (1997), além do acabamento superficial e precisão, a integridade superficial pode ser outro fator limitante da vida da ferramenta em um processo de acabamento. As tensões residuais no torneamento de materiais endurecidos ficam dentro da faixa compressiva, o que é bastante favorável, enquanto que em operações de retificação as tensões residuais são principalmente de tração (Liu e Mittal, 1996). Entretanto, em torneamento de materiais endurecidos a ferramenta de corte é sujeita a tensões residuais e temperaturas extremas. Portanto, a vida da ferramenta é reduzida devido a altas tensões mecânicas e térmicas, bem como reações químicas aceleradas. Portanto, as exigências para ferramentas em torneamento de materiais endurecidos incluem dureza adequada à quente e resistência térmica. Além disso, materiais de ferramentas devem ser quimicamente estáveis, isto é, com resistência à oxidação e difusão a elevadas temperaturas.

Qualidades IT6 e IT7 e rugosidades Ra de 0,2 a 0,3 μm , são possíveis de se obter na produção industrial em tornos comandados numericamente. Estas qualidades correspondem à qualidade obtida na retificação em geral. Pesquisas mais recentes mostram que com a utilização de tornos de alta precisão (alta rigidez e mancais hidrostáticos), geometria da ferramenta especial e parâmetros de corte otimizados, é possível a obtenção de peças com qualidades como as obtidas na retificação fina (IT3 até IT5 e Ra < 0,1 μm) e que se pode praticamente evitar a ocorrência de camada superficial danificada na peça (Klocke *et al.*, 1995).

O processo de acabamento pode também alterar a microestrutura da camada superficial. No caso do aço, forma-se uma camada constituída de martensita não revenida que é chamada de camada branca. Imediatamente abaixo desta camada branca pode existir uma camada mole de martensita revenida. Esta estrutura em camadas pode ter um efeito prejudicial na resistência à fadiga do componente. Ogata, (1989), notou que a camada branca não era formada quando o desgaste da ferramenta era inferior a 0.15 mm, devido ao gume da ferramenta e aos pequenos valores de avanço e profundidade de usinagem.

Os cavacos produzidos no torneamento de aços endurecidos são chamados de “dente de serra”, devido à forma da sua seção transversal. Quando a espessura do cavaco é muito pequena, a forma é de pequenos dentes de serra com seções transversais semelhantes aos dos cavacos contínuos (Chao e Trigger, 1951; König *et al.*, 1990; Davies *et al.*, 1997; Sidjanin e Kovac, 1997).

Quanto ao mecanismo da formação do cavaco, devido à utilização de ferramentas com ângulo de saída negativo, aparecem na ferramenta e na peça grandes tensões de compressão. Como o material é frágil, essa alta tensão de compressão induz à formação de trincas ao invés da deformação plástica do cavaco. Essa trinca inicia-se na superfície livre (não sujeita às pressões hidrostáticas) e aprofunda-se na direção da ponta da ferramenta, aliviando a energia armazenada e servindo como uma superfície deslizante para o segmento de material. Simultaneamente ocorre aquecimento e deformação plástica do material. Após o segmento de cavaco ter deslizado, a pressão de corte é renovada, dando início ao aparecimento de uma nova trinca e reiniciando o ciclo. Os segmentos de cavaco assim formados, são ligados por uma pequena porção de material a qual foi deformada plasticamente e aquecida a alta temperatura, fazendo com que o cavaco seja longo mas com aparência serrilhada (König *et al.*, 1990 e Costa, 1993).

Sobre a retificação, pode-se afirmar que muitas peças usinadas têm este processo de usinagem como a última operação de uma ou várias de suas superfícies (Diniz *et al.*, 1999). Suas principais características são:

- Possibilidade de obtenção de tolerâncias apertadas (tolerância dimensional entre IT4 e IT6 e tolerância geométrica compatível) e de baixas rugosidades (Ra de 0,2 a 1,6 μm);
- Baixa capacidade de remoção de cavaco.

Algumas vezes, a retificação também é utilizada como uma operação intermediária, para gerar superfícies de referência para outras operações, mas na maioria das vezes é a última operação a ser realizada em uma dada superfície. Então, o processo de retificação requer bastante atenção, pois se a peça for danificada nesta operação, todo o custo acumulado nas operações anteriores não poderá ser recuperado. Neste aspecto torna-se interessante a substituição do processo de retificação pelo torneamento de aços endurecidos.

Algumas das características da operação de retificação são apresentadas de modo diferente das demais operações de usinagem:

- Maior força radial por unidade de área total de corte;
- Maior número de cortes subseqüentes;
- Geralmente maior exatidão nas peças produzidas.

Sobre a operação de forjamento que faz parte da seqüência de produção, serão feitas algumas considerações a seguir.

As operações de forjamento são geralmente realizadas a quente, ou seja, à temperatura acima das de recristalização do metal, embora alguns metais possam ser forjados a frio. A máxima temperatura de forjamento corresponde àquela em que pode ocorrer fusão incipiente ou aceleração da oxidação e a mínima, corresponde àquela abaixo da qual poderá começar a ocorrer encruamento. Para o caso dos aços-carbono, a faixa usual de temperatura é 800^o - 1000^oC. Em aços altamente ligados, as temperaturas empregadas são mais elevadas, devido à complexidade da estrutura do material.

Atualmente a perda de matéria prima decorrente de processos convencionais de forjamento tem se tornado ponto de grande interesse das indústrias do ramo. Sempre visando minimizar essas perdas, torna-se amplamente viável o emprego de processos de forjamento “near-net-shape”, os quais têm como objetivo a redução do sobremetal para possível usinagem subseqüente (Button e Caporalli Filho, 1993). O termo forjamento de precisão tem como meta obter peças com dimensões acabadas ou próximas das acabadas, que são as peças chamadas “net-shape” e “near-net-shape”, respectivamente. Como neste trabalho procurou-se substituir a operação de retificação pelo torneamento de aços endurecidos, visando também a eliminação de etapas de fabricação em peças fabricadas pelo processo de forjamento de precisão, serão feitas a seguir, algumas considerações sobre o forjamento de precisão.

Processos de forjamento de precisão são geralmente processos onde muitas peças, dependendo da geometria, são obtidas acabadas sem nenhuma ou pouca usinagem subseqüente. Devido às dificuldades em se conseguir tolerâncias apertadas e superfície forjada final aceitável em peças obtidas por processos de forjamento a quente tradicional, esses forjados são projetados com sobremetal generoso para posterior usinagem. Algumas vezes esse sobremetal tem 3 mm (1/8 in) ou mais. O objetivo do forjado de precisão é eliminar ou conseguir uma redução do sobremetal para aproximadamente 0,3 mm.

Um outro fator importante do processo de forjamento de precisão é que, as propriedades mecânicas do produto obtido através desse processo são freqüentemente superiores quando comparadas com aquelas de um produto que tenha sofrido intensa usinagem. Isso ocorre devido à microestrutura do forjado ser preservada intacta nos processos de forjamento de precisão.

O objetivo deste trabalho é estudar a viabilidade de dar acabamento final à peça forjada pelo processo de forjamento de precisão, retirando o sobremetal em apenas um passe, utilizando o processo de torneamento de aços endurecidos. Assim, a peça pode ser torneada até atingir a dimensão e o acabamento superficial, já endurecida, eliminando etapas de fabricação ou simplesmente substituindo o processo de retificação. Para isso, torneou-se corpos de prova de aço ABNT 52100, temperados e revenidos com dureza média de 60 HRC, 49,5 mm de diâmetro e comprimentos de 30 e 45 mm de comprimento. Utilizou-se ferramentas de CBN para acabamento e usinou-se sobremetal de 0,4 e 0,8 mm, com a finalidade de variar a produtividade. Para uma determinada velocidade de corte, avanço e profundidade de corte, mediu-se as rugosidades Ra e Ry ao longo da vida da ferramenta.

2. Procedimento Experimental

A máquina-ferramenta utilizada nos experimentos foi um torno CNC, marca ROMI, modelo Cosmos 30, potência de 22 kW (30 HP), com projeto mecânico convencional, isto é, com mancais de rolamento e guias de escorregamento.

Foi utilizado como ferramenta de corte, PCBN para acabamento, com geometria quadrada, sinterizado sobre base de metal duro e brasado sobre inserto de metal duro, de geometria quadrada com furo para fixação (código SNGA 12 04 08 S01020 segundo norma ISO 1832-1985) recoberta com uma camada de nitreto de titânio (TiN), raio de ponta de 0,8 mm.

O material utilizado nos corpos de prova foi o aço ABNT 52100, temperado e revenido. Após este tratamento térmico, os corpos de prova apresentaram dureza de 58 a 62 HRC até a profundidade de aproximadamente 3mm.

Os ensaios foram todos realizados com velocidade de corte (v_c) de 130 m/min, escolhido após a realização de pré-ensaios com outras velocidades. Os avanços utilizados foram $f = 0,07$ mm e 0,1 mm e as profundidades de usinagem $a_p = 0,2$ e 0,4 mm.

Para cada condição, foram feitas pelo menos uma réplica e desses ensaios foram selecionados os melhores resultados, para facilitar e permitir uma melhor análise.

Foram usinados corpos de prova com duas dimensões diferentes, de aço ABNT 52100 temperados e revenidos, com dureza de aproximadamente 60 HRC. Um dos corpos de prova com dimensões de 49,5 mm de diâmetro e 45 mm de comprimento, e o outro com dimensões de 49,5 mm de diâmetro e 30 mm de comprimento. Os corpos de prova foram usinados com fixação utilizando somente placa com castanhas moles (sem contraponta).

O critério de fim de vida da ferramenta foi o da rugosidade média $R_a = 0,6 \mu\text{m}$ e/ou desgaste da ferramenta $V_B = 0,4 \text{ mm}$. Este valor de rugosidade foi escolhido como critério de fim de vida da ferramenta, porque é um valor que está situado numa faixa intermediária de rugosidade que pode ser obtida nas principais operações de retificação cilíndrica. Em geral a faixa de rugosidade média que se obtém nas operações de retificação é de 0,05 a 6,3 μm , sendo a mais usual, a faixa de 0,2 a 1,6 μm (Agostinho et al., 1977). Como um dos objetivos deste trabalho foi verificar a viabilidade em termos de qualidade da peça para a substituição da retificação pelo torneamento de peças endurecidas, os valores relativos à qualidade da peça deveriam ser similares àqueles da retificação.

Após cada passe de torneamento cilíndrico, a peça foi retirada da máquina e foram medidas as dimensões dos diâmetros, a rugosidade média (R_a), a máxima distância pico-vale (R_y). As batidas radiais dos dois tipos de peças foram medidas na própria máquina com o auxílio de um relógio comparador. Porém, devido ao valor insignificante da batida radial em todos os casos (menor que $1 \mu\text{m}$), não foram analisadas a tolerância da batida radial. A posição da ferramenta foi corrigida sempre que necessário, para compensar a variação de diâmetro, com a finalidade de manter a tolerância h5 (0 e $-11 \mu\text{m}$ para diâmetros de 30 a 50 mm). Os ensaios foram interrompidos sempre que se atingia a rugosidade da peça R_a maior que $0,6 \mu\text{m}$ ou quando o desgaste de flanco da ferramenta atingia $V_B = 0,4 \text{ mm}$.

Verificou-se o estado da ferramenta, sempre que ocorria uma grande variação da rugosidade. O desgaste de flanco dos insertos foi medido com uma lupa graduada da Sandvik e posteriormente fotografados com auxílio de um microscópio.

Foram medidos os seguintes parâmetros de usinagem:

- rugosidade superficial;
- batida radial;
- desgaste da ferramenta;
- dimensão final da peça.

3. Resultados e Discussões

A seguir serão analisadas as vidas, a forma de desgaste e a evolução do desgaste das ferramentas de corte utilizadas nos ensaios com a finalidade de verificar a viabilidade de se tornearem peças forjadas, já no estado endurecido. Utilizou-se dois comprimentos de corpos de prova, com o propósito de se verificar a influência dos mesmos na rigidez do sistema.

3.1. Resultados obtidos em corpos de prova curtos ($L_f=30\text{mm}$)

A Figura (1) apresenta a vida da ferramenta de corte (em comprimento de corte l_c), para o torneamento de corpos curtos (30mm de comprimento por 49,5 mm de diâmetro) em função dos valores das rugosidades (R_a e R_y) para $v_c=130\text{m/min}$, $f=0,07 \text{ mm/volta}$ e $a_p=0,2 \text{ mm}$.

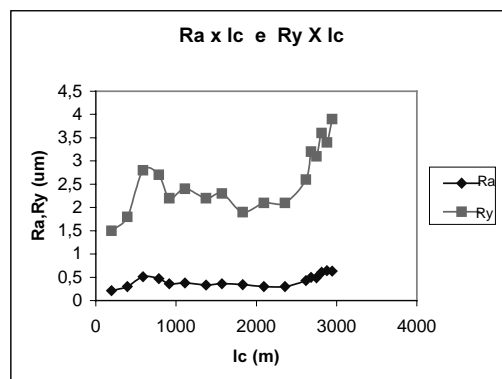


Figura 1. Rugosidades R_a e R_y em função do comprimento de corte para o torneamento de corpos curtos. $v_c=130\text{m/min}$, $f=0,07 \text{ mm/volta}$ e $a_p=0,2 \text{ mm}$

Na Figura (1) pode-se observar que houve inicialmente um desgaste progressivo até $l_c \cong 600 \text{ m}$ e posteriormente uma flutuação no valor da rugosidade (R_a) ao longo do comprimento de corte (l_c). A explicação para este comportamento é a evolução na forma de desgaste ocorrida na aresta de corte da ferramenta. No início, até aproximadamente $l_c \cong 600 \text{ m}$, ocorreu somente desgaste V_B de forma progressiva e a evolução da rugosidade foi muito

rápida, atingindo Ra próximo de 0,6 μm . Após esta fase, ocorreu juntamente com o desgaste de flanco, o desgaste de cratera, que no início melhorou o corte, porém fragilizou a aresta de corte e causou o seu lascamento, e conseqüente aumento da rugosidade. O lascamento ocorreu de forma aleatória e após o lascamento houve uma acomodação da aresta de corte, estabilizando ou até mesmo reduzindo o valor de Ra. Este fenômeno se repetiu durante o resto da vida da ferramenta, até que após ocorrer um lascamento maior, a aresta ficou danificada, ultrapassando o valor de Ra e/ou V_B estipulado como fim de vida. O tempo de corte para este ensaio foi $t_c = 22,5$ min.

Na Figura (2) pode-se observar a forma de desgaste ocorrido na ferramenta.

Quanto à rugosidade R_y , apresentou uma evolução semelhante a R_a , sendo a forma das duas curvas bem parecidas, diferindo somente na amplitude.



Figura 2. Forma de desgaste da ferramenta de corte. $v_c=130\text{m/min}$, $f=0,07$ mm/volta e $a_p=0,2$ mm (aumento 50 X).

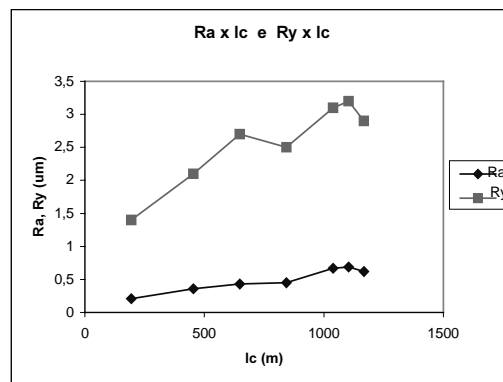


Figura3. Rugosidades Ra e Ry em função do comprimento de corte para o torneamento de corpos de prova curtos. $v_c=130\text{m/min}$, $f=0,07$ mm/volta e $a_p=0,4$ mm.

Na Figura (3) observa-se que com o aumento da profundidade de usinagem de 0,2 para 0,4 mm, houve um desgaste progressivo da ferramenta até $lc \cong 700$ m e até esse momento havia ocorrido somente o desgaste $V_B = 0,2$ mm. Depois houve uma pequena queda nos valores de Ra e Ry para $lc \cong 800$ m. Essa queda coincidiu com o aparecimento do desgaste de cratera e não se observou lascamentos significativos que chegassem a interferir nos valores da rugosidade. Por volta de $lc = 1000$ m, Ra ultrapassou 0,6 μm e V_B também atingiu 0,4 mm, determinando o fim de vida da ferramenta. O tempo de corte para este ensaio foi $t_c = 9$ min, contra 22,5 minutos para o ensaio com $a_p = 0,2$ mm, o que leva a concluir que o aumento de a_p de 0,2 para 0,4 mm reduziu drasticamente a vida ferramenta, provavelmente devido ao aumento da vibração do sistema que causou lascamentos de maior intensidade. Os valores de Ry também apresentaram uma evolução semelhante à Ra.

3.2. Resultados obtidos em corpos de prova longos (Lf=45mm)

Estes resultados serão apresentados para analisar os efeitos do avanço e da profundidade de usinagem na vida da ferramenta. O comprimento da peça não apresentou diferenças significativas no acabamento dimensional e superficial da peça e nem na vida da ferramenta.

A Figura (4) apresenta a vida da ferramenta de corte para o torneamento de corpos de prova longos (45mm de comprimento por 49,5 mm de diâmetro) em função das médias dos valores de rugosidades (Ra e Ry) para $v_c=130\text{m/min}$, $f=0,1\text{ mm/volta}$ e $a_p=0,2\text{ mm}$.

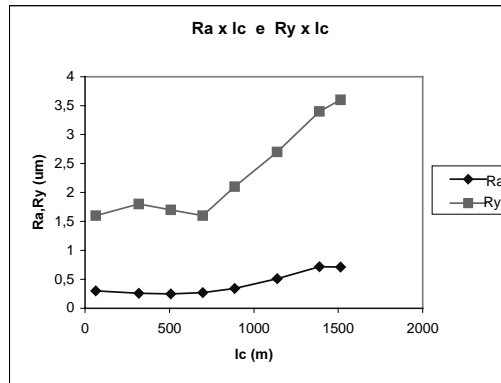


Figura 4. Rugosidades Ra e Ry em função do comprimento de corte para o torneamento de corpos longos. $v_c=130\text{m/min}$, $f=0,1\text{ mm/volta}$ e $a_p=0,2\text{ mm}$.

Na Figura 4, observa-se que como na figura 1, houve um desgaste progressivo da ferramenta, porém não se observou as oscilações como no caso anterior, uma vez que ocorreu um grande lascamento, determinando o fim de vida da ferramenta. A vida da ferramenta para este ensaio foi de $l_c = 1500\text{m}$ (12 minutos), o que leva a concluir que o aumento do avanço também reduziu drasticamente a vida da ferramenta, através do aumento do grau de lascamento. A curva de Ry teve comportamento semelhante à curva de Ra.

A Figura (5) apresenta a vida da ferramenta de corte em função do comprimento de corte l_c , para o torneamento de corpos longos em função das médias dos valores de rugosidades (Ra e Ry) para $v_c=130\text{ m/min}$, $f=0,1\text{ mm/volta}$ e $a_p=0,4\text{ mm}$, ou seja, variou-se somente a_p em relação ao caso anterior.

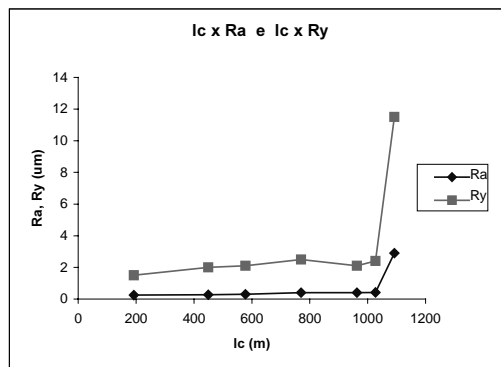


Figura 5. Rugosidades Ra e Ry em função do comprimento de corte para o torneamento de corpos longos. $v_c=130\text{m/min}$, $f=0,1\text{ mm/volta}$ e $a_p=0,4\text{ mm}$.

Na Figura 5, pode-se observar que a rugosidade evoluiu com o desgaste da ferramenta até $l_c \cong 1000\text{ m}$ e aumentou bruscamente atingindo $Ra = 2,0\text{ }\mu\text{m}$. Este maior desgaste já era esperado por se tratar de uma profundidade de corte maior ($a_p=0,4\text{ mm}$). Outro fator relevante que se deve levar em consideração é que ocorreram lascamentos da aresta de corte quando a marca de desgaste atingiu o valor de $V_B= 2,5\text{ mm}$. O crescimento abrupto da rugosidade, no final da vida da ferramenta ocorreu devido ao acúmulo destes lascamentos. Como os lascamentos prejudicaram bastante a forma da ponta da ferramenta, esta atingiu rapidamente o fim da vida. O tempo de corte para este ensaio foi $t_c = 8,5\text{ min}$. Também neste caso, Ry acompanhou a evolução de Ra, apresentando uma curva semelhante à de Ra.

Assim, conclui-se que tanto o aumento do avanço como o aumento da profundidade de usinagem influem negativamente na vida da ferramenta. O avanço tem influência sistemática, causando a diminuição da vida devido ao desgaste da ferramenta e suas consequências, enquanto a influência da profundidade de usinagem é devida principalmente ao aumento da vibração do sistema. Outra conclusão importante, é que é possível tornear peças de aços endurecidos utilizando profundidades de usinagem que permitem dar acabamento em um único passe em peças fabricadas por forjamento de precisão, já que nestas peças os sobremetals normalmente não ultrapassam 0,3 mm.

4. Conclusões

Pode-se tirar as seguintes conclusões, para o torneamento de aços endurecidos com ferramentas de PCBN:

- o torneamento de peças forjadas e endurecidas, é possível em termos de acabamento superficial, pois se conseguiu rugosidades compatíveis com as principais operações de retificação;
- é possível toronar peças de aços endurecidos utilizando profundidades de usinagem que permitem dar acabamento em um único passe em peças fabricadas por forjamento de precisão;
- a vida da ferramenta se reduz drasticamente quando se aumenta o avanço. Uma das principais causas é o desgaste da ferramenta e suas consequências;
- A vida da ferramenta se reduz significativamente quando se aumenta a profundidade de usinagem, devido ao aumento da vibração do sistema causado pela utilização de condições mais severas, uma vez que as ferramentas se danificam principalmente devido ao lascamento;
- A ferramenta sofreu desgaste de flanco (V_B) e desgaste de cratera, apesar da ferramenta ser recoberta com nitreto de titânio;
- O lascamento é um dos principais fenômenos causadores do fim de vida da ferramenta.
- O comprimento da peça não teve influência significativa na vida da ferramenta.

5. Referências

- Agostinho, O . L., Rodrigues, A . C. S., Lirani, J., 1977. “Tolerâncias, Ajustes, Desvios e Análise de Dimensões”, Ed.Edgard Blücher Ltda, São Paulo, Brazil, 295p.
- Button, S.T., Caporalli Filho, A ., 1993. “Processos de Forjamento de Precisão em Ligas de Ti para Obtenção de Forjados Near-Net-Shape e Net-Shape”. Unicamp, pp. 1-5
- Chao, B.T., Trigger, K. J., 1951, “Cutting Temperatures and Metal Cutting Phenomena”. Transactions of the ASME, v. 73/6, p. 777-793
- Chou, Y. K., Evans, C. J., 1997, “Tool Wear Mechanism in Continuous Cutting of Hardened Tool Steels”, Wear vol.212, pp. 59-65.
- Costa, D., D., 1993 “Análise dos Parâmetros de Torneamento de Aços Endurecidos”. Campinas: Faculdade de Engenharia Mecânica, UNICAMP,. Dissertação de Mestrado.
- Davies, M. A., Burns, T. J., Evans, C. J., 1997, “On the Dynamics of chip Formation in Machining Hard Metals. Annals of the CIRP, v. 46/1, pp. 25-30.
- Diniz, A . E.; Marcondes, F.C.; Coppini, N.L., 2000, “Tecnologia da Usinagem dos Materiais”, Artliber Editora, São Paulo, Brazil, 244p.
- Klocke, F.; König, W.; Koch, K. F.; Schroeter, R.B., 1995. “Torneamento de Precisão: Uma Opção Para o Acabamento de Peças de Aço Temperado”. Máquinas e Metais, pp. 56-67.
- Ko, T. J.; Kim, H. S.; Chung, B. G., 1999, “Air-Oil Cooling Method for Turning of Hardened Material”, International Journal of Advanced Manufacturing Technology, pp. 470-477.
- König, W.; Klinger, M.; Link, R., 1990, “Machining Hard Materials Whith Geometrically Defined Cutting Edges Field of Applications and Limitations”. Annals of the CIRP, v. 39/1, p. 61-64
- Liu, C.R.; Mittal, S., 1996, “Single-Step Superfinish Hard Machining: Feasibility and Feasible Cutting Conditions” Robotics. & Computer- Integrated Manufacturing, pp. 15-27.
- Matsumoto, H., 1998, “Uma Contribuição ao Estudo do Processo de Torneamento de Aços Endurecidos”, Campinas: Faculdade de Engenharia Mecânica, UNICAMP, Tese de doutorado.
- Ogata, M., 1989. “Einsatz von PCBN – Werkzeugen in der Produktion”. VDI Berichie 762:261-269.
- Sidjanin, L.; Kovac, P., 1997. “Fracture Mechanism in Chip Formation Processes”. Materials Science and Technology, v. 13, p. 439-444, may 1997.

THE REPLACING OF THE GRINDING PROCESS BY THE TURNING HARDENED STEELS IN FORGED WORKPIECES

Hidekasu Matsumoto

UNESP - Universidade Estadual Paulista, Faculdade de Engenharia de Ilha Solteira, Avenida Brasil, 56, 15.385-000
ILHASOLTEIRA - SP. hidekasu@dem.feis.unesp.br

Elaine Alves Pedrosa

UNESP - Universidade Estadual Paulista, Faculdade de Engenharia de Ilha Solteira, Avenida Brasil, 56, 15.385-000,
ILHASOLTEIRA - SP.

Anselmo Eduardo Diniz

UNICAMP - Universidade Estadual de Campinas, Faculdade de Engenharia Mecânica, Departamento de Engenharia de Fabricação,
CAMPINAS - SP. anselmo@fem.unicamp.br.

Abstract. *In this work, it was sought to replace the grinding operation by turning hardened steels, aiming mainly the eliminating of manufacturing steps in workpieces fabricated by forging process. For that, it was sought to verify the viability to turn the workpiece already hardened, using depths relatively big to increase the productivity. The tests were realized using workpieces of 49,5 mm diameter and of 30 and 45 mm lengths. It was employed PCBN tools for surface finishing and machined the material excess of 0,4 and 0,8 mm, aiming to vary productivity. For a determinate cutting speed, feed and cutting depth, it was measured the average roughness – R_a and the adding of the maximum height and the maximum depth of the roughness- R_y as a function of the wear of the tool. The criterion of the tool life end adopted was $R_a = 0,6$ mm and/or the flank wear – $VB = 0,4$ mm. The obtained have results shown that is possible to replace the grinding operation to the turning of hardened steels, using $a_p = 0,4$ mm without great damages in the life of the cutting tool.*

Keywords: *Turning hardened steels, Grinding, Surface Finishing and Forging.*

OBTENÇÃO DE RESINAS ACRÍLICAS COM ALTO PESO MOLECULAR

Antonio Cesar Galhardi

Universidade Cidade de São Paulo, Departamento de Engenharia Elétrica
Rua Arnaldo Giuntini, N 325, Portal do Paraíso, 13214-731 – Jundiaí, SP, Brasil
Email: acgal@zaz.com.br

Antonio Celso Fonseca de Arruda

Universidade Estadual de Campinas, Departamento de Engenharia de Materiais
Cx. Postal 6122, Campinas, SP, Brasil.

Resumo. Este estudo descreve um método e a sua viabilidade tecnológica na obtenção de resinas sólidas de Polimetilmetacrilato, com alto peso molecular e distribuição granulométrica controlada. Pressupõe-se um processo de reação heterogênea, onde o monômero em solução é disperso em uma fase aquosa contínua, pela ação de um agente emulsificante. A polimerização é iniciada por mecanismo de radicais livres e consiste em uma das técnicas mais importantes na produção de polímeros. São apresentadas as características fundamentais da emulsão, evidenciando os fatores que garantem sua estabilidade; e os parâmetros da reação de polimerização que permitem o controle da granulometria projetada. As principais propriedades da resina experimental foram caracterizadas isoladamente e comparadas a outras duas existentes no mercado; também foram avaliadas as propriedades mecânicas das três resinas. A estabilidade da emulsão, obtida para o conjunto de materiais e métodos descritos foi essencial para o êxito da técnica de polimerização em emulsão, na obtenção de resinas com alto peso molecular e conseqüente melhoria das propriedades mecânicas.

Palavras-Chave : Polimerização em emulsão, Resinas acrílicas, Resinas ortopédicas

1. Introdução

Os polímeros são descritos como uma grande família de materiais, formados principalmente por moléculas orgânicas cujo comportamento característico gerou o desenvolvimento de uma ciência particular, apta a entender e fornecer possibilidades para o seu usufruto quanto às aplicações.

A partir da década de 80, conhecida como a época da revolução dos plásticos, estão sendo gerados inúmeros produtos ou componentes, que superam os seus antecessores, não só pelas suas propriedades intrínsecas, mas também no aspecto custo. As indústrias: automobilística, de eletrodomésticos, eletrônica e embalagens, são as principais consumidoras desta classe de materiais, que ano após ano apresenta relevante crescimento na economia mundial, tanto em quantidade de material produzido como em cifras.

A complexidade do seguimento, devido a inúmeras famílias e características, faz com que desperte cada vez mais, o interesse de pesquisadores. Muitas destas pesquisas encontram respaldo financeiro em grandes companhias, interessadas em aumentar sua participação no mercado mundial.

As resinas de Polimetilmetacrilato, são um exemplo claro disto, e dentre suas inúmeras aplicações, a do cimento ortopédico apresenta um grande destaque. Com a utilização de cimentos ortopédicos é possível a fixação de componentes metálicos em tecidos ósseos, e que são submetidos a constantes esforços mecânicos, ressaltando-se assim, a importância de suas propriedades mecânicas.

Na polimerização via emulsão, a seleção de materiais está baseada em restrições como: a reação de polimerização em meio aquoso e a facilidade de manuseio do monômero, restringem evidentemente muitas classes de polímeros, embora seja decisiva para o sucesso da técnica. Sua utilização, no entanto, permite a obtenção de resinas com alto peso molecular, e permite conter a energia liberada pela reação de polimerização, evitando a degradação das propriedades dos polímeros.

O objetivo deste trabalho é mostrar a viabilidade tecnológica na obtenção de resinas de Polimetilmetacrilato, com alto peso molecular, e obtidas por meio da polimerização em emulsão, bem como a existência de uma relação direta entre o peso molecular e as propriedades mecânicas dos polímeros.

2. Revisão de Literatura

A síntese de polímeros abrange um campo bastante vasto, que inclui as substâncias polimerizadas naturalmente, derivados industrializados de polímeros naturais, e polímeros sintéticos.

As reações de polimerização podem ser realizadas no seio do próprio monômero, em solução, ou ainda em emulsão (que permite maior controle da reação). Guitian (1994) descreve as reações de polimerização, dividindo-as em: polimerização por adição, polimerização por condensação, polimerização em cadeia (que é uma seqüência das reações de iniciação, propagação e terminação) e polimerização em etapas.

Sharma e Shah (1985,1) definem de maneira simples uma emulsão, como sendo um sistema heterogêneo, constituído de um líquido imiscível intimamente disperso em outro, na forma de gotículas. E, Matsumoto (1985) as classifica, dividindo-as em dois grupos bem amplos com base na natureza de suas fases externas (meio dispersante); os dois grupos são chamados de: emulsão óleo em água, e emulsão água em óleo; os termos água e óleo são genéricos indicando como água todo líquido hidrofílico não polar, e como óleo todo líquido hidrofóbico não polar.

Sharma e Shah (1985,2) indicam a estabilidade da emulsão como a propriedade física mais importante, e a utilização de um terceiro componente “um agente emulsificante, que tem por função facilitar a emulsificação e provocar a estabilidade da emulsão resultante, formando um filme adsorvido em torno das gotículas dispersas, o que dificulta a floculação e coalescência das mesmas, atuando por meio de mecanismos de repulsão de cargas elétricas. Independente da natureza do agente emulsificante, da formulação e das condições de preparo da emulsão existem fatores genéricos que favorecem a sua estabilidade, e podem ser classificados em:

- Tensão Superficial Baixa: Melik e Fogler (1985) sugerem a adsorção de uma substância tensoativa em interfaces água/óleo, provocando a diminuição da energia interfacial, e aumentando assim a estabilidade das grandes áreas interfaciais associadas às emulsões;
- Filme Interfacial Mecanicamente Forte: Carnali e Fowkes (1985) comentam sobre a estabilidade de emulsões, obtida pela proteção mecânica oferecida por filmes adsorvidos em torno de gotículas, e não tanto pela redução da tensão superficial;
- Repulsão de Dupla Camada Elétrica: Friberg *et all* (1985) descrevem o mecanismo de repulsão de dupla camada elétrica, como responsável pela repulsão entre as gotículas da emulsão, que se repelem impedindo a aglutinação;
- Viscosidade Elevada: Florence e Whitehill (1985) descrevem sobre o efeito da viscosidade da emulsão na redução da velocidade de aglutinação.

Ainda, Galhardi (1998) salienta que a quantidade de fase dispersa contribui de forma determinante na estabilidade da emulsão, à medida que com um volume relativamente pequeno da fase dispersa a probabilidade de gotículas suficientemente distantes se aglutinarem e desestabilizar a emulsão, é bastante baixa.

A polimerização em emulsão, conforme a “*Encyclopedia of Polymer Science and Engineering*” (1965), ocorre por um processo de reação heterogênea, na qual monômeros saturados ou solução de monômeros, estão dispersos em uma fase contínua, devido a ação de um emulsificante. A polimerização é iniciada por um mecanismo de radicais livres; o produto, uma dispersão coloidal de polímero, é chamado de látex e constitui uma das técnicas mais importantes para a produção de polímeros.

O modelo de Haskins para polimerização em emulsão, também extraído da “*Encyclopedia of Polymer Science and Engineering*” (1965), apesar de não muito consistente com o que se observa experimentalmente, explica a influência de vários parâmetros no decorrer da reação e é dividido em varias etapas:

Etapa 1: consiste em uma dispersão de monômeros em uma fase contínua e aquosa que contém o agente emulsificante. No início da reação, uma fração do emulsificante encontra-se na forma de micelas; algumas dissolvidas na fase aquosa e outras localizadas nas interfaces. Os monômeros parcialmente se solubilizam nas micelas, e outra parte permanece dissolvida na fase aquosa. A reação começa quando os radicais livres (iniciadores) migram para o interior de uma micela contendo os monômeros. A polimerização no interior das micelas estabiliza a força termodinâmica dirigente, provocando a transferência de massa de monômeros da fase aquosa para a mais recente partícula de polímero formada, iniciando seu crescimento. A nucleação de partículas de polímeros cria uma nova superfície hidrofóbica, para a adsorção de emulsificante e que se encerra quando a área superficial das partículas previamente formadas é adequada para a adsorção de todo o emulsificante. Neste ponto que determina o final da Etapa 1 podem ocorrer alguns fenômenos significativos, não contemplados no modelo de Haskins, sendo o mais importante deles a retenção de iniciadores nas superfícies das partículas, atuando como estabilizante da reação.

Etapa 2: Nesta etapa ocorre predominantemente o crescimento das partículas. A mistura reacional é composta de partículas de polímeros e gotículas de monômeros (em sua maior parte). A reação prossegue com a polimerização no interior das partículas e o suprimento de monômero se dá por difusão. A área interfacial total aumenta, geralmente para tamanhos mais elevados do que o das gotículas da emulsão, formados inicialmente pelo emulsificante. A Etapa 2 termina quando o monômero é esgotado.

Etapa 3: Caracteriza-se pelo término da reação de forma semelhante aos processos convencionais. Na formulação planeja-se uma alta conversão no sentido de reduzir problemas com monômeros residuais.

A polimerização no interior de pequenas partículas de polímeros é o conceito central da teoria de Haskins, pressupondo que as reações por radicais livres sejam desenvolvidas no interior das mesmas. As reações de propagação podem ser ligeiramente diferentes das de outros processos, uma vez que o grupo final hidrofílico do iniciador de reação,

provavelmente permanece na interface partícula/água, influenciando na morfologia das partículas, mas sem nenhuma evidência de que a taxa de polimerização seja influenciada por esses grupos finais.

3. Materiais e Métodos

A seguir é descrita toda a metodologia utilizada na obtenção de resina acrílica sólida, com a respectiva caracterização físico-química, comparativamente a outras duas resinas. A técnica utilizada é a da polimerização em emulsão, que permite fundamentalmente o controle do tamanho das partículas de resina, por meio do controle das gotículas da emulsão; a técnica favorece também a obtenção de resinas com alto peso molecular.

Inicialmente preparou-se a emulsão, com a composição da Tabela 1. Preparou-se 10 kg da emulsão, em um agitador tipo hélice de navio e 1500 rpm, por 10 minutos à temperatura ambiente de 25 °C. Adicionou-se à emulsão o percentual em peso de 25 % de monômero de Metilmetacrilato estabilizado com Hidroquinona e ativado com 2 % em peso de Peróxido de Benzoila e 1 % em peso de Dimetilnilina (os dois últimos em relação ao total de monômero); permanecendo sob agitação constante de 20 rpm por um curto intervalo de tempo. Após esse período a suspensão foi mantida em repouso por 72 horas. Por precaução quanto à interferência da luz e da temperatura, realizou-se esta etapa em ambiente climatizado a 25 °C e recipiente opaco. Após esse período de tempo, acrescentou-se à emulsão um volume de água destilada 20 vezes maior que o da emulsão, e manteve-se em repouso por 48 horas propiciando a decantação das partículas de resina; o líquido sobrenadante foi descartado e o material sólido lavado diversas vezes em água morna destilada, posteriormente com Álcool Etilico a 99 %, e finalmente retido em papel de filtro. A resina após secagem a 60 °C por 48 horas, foi submetida à caracterização e confecção de corpos de prova para ensaios mecânicos, comparativamente a outras duas resinas; a Plexidon MW (importada, Rhöm) e a Proquigel SL-20 (nacional, Cia de Polímeros da Bahia).

Tabela 1 - Composição da Emulsão.

| % do componente | descrição do componente |
|-----------------|-----------------------------|
| 56,5 | Água destilada e deionizada |
| 38,0 | Polietileno Glicol |
| 5,0 | Nonilfenoletoxilado |
| 0,5 | Ácido Láctico concentrado |

Utilizou-se a técnica de Espectometria no Infravermelho, com Transformada de Fourier (FTIR), Nicolet, Magna 550 e Espectometria de Ressonância Magnética Nuclear (NMR), Unity-Plus, 400 Mhz, Varian; CCDM, UFSCar/UNESP-São Carlos-SP. A Espectometria no Infravermelho propicia informações de absorção de radiação infravermelha para alguns grupos funcionais que absorvam nessa região, fornecendo o tipo de composto orgânico. A técnica de Ressonância Magnética Nuclear fundamenta-se na absorção seletiva de radiação eletromagnética, na faixa de rádio-freqüência, em amostras sob o efeito de um campo magnético para moléculas que apresentem isótopos com spin nuclear diferente de zero, formando um “momento nuclear”, que revela a vizinhança do núcleo em estudo; por exemplo, indica a posição de hidrogênio nas moléculas dos compostos analisados, auxiliando na determinação da estrutura.

Para a determinação do peso molecular, foi utilizada a técnica de Cromatografia de Permeação em Gel (GPC), Waters Milipore GPC 150 CV, CCDM, UFSCar/UNESP, São Carlos - SP; que por diferença de índice de refração e viscosimetria permite a separação das moléculas em solução, baseada na diferença de volume hidrodinâmico, determinando-se assim o peso molecular médio (PM) e a distribuição do peso molecular (DPM). A metodologia utilizada foi a construção de uma curva de calibração segundo os padrões do Polietileno monodisperso tipo “narrow standard”. A determinação do PM foi realizada por meio do software Millenium 2010, que realizou a integração dos picos e a quantificação do PM com base na curva de calibração previamente construída.

Na determinação da distribuição granulométrica, cada resina foi dispersa previamente em água, na proporção de 100g de resina em 1000g de água e submetida à análise de Sieve em peneiras USS Tyler #: 50, 80, 100, 170, 200, e 325; sob fluxo de água corrente. Posteriormente determinou-se o material seco a 60 °C por 24 horas, retido em cada uma das peneiras, e por diferença o mais fino que 45 µm (USS Tyler # 325).

Desenvolveu-se um método empírico para avaliação da reatividade da resina sólida, com o monômero do Metilmetacrilato, fator importante para previsão dos tempos de reação. O método consistiu em adicionar pequenas quantidades de resina sólida (5g) em intervalos regulares de tempo, a cada 2 minutos, em uma quantidade fixa de 100g de monômero, e observou-se macroscopicamente a partir de que adição ocorreu a formação de duas fases distintas, ou seja a resina sólida não reage mais com o monômero. Com a soma das adições determinou-se que percentual de resina sólida reagiu com o monômero.

Três corpos de prova de diferentes composições hipotéticas de cimento ortopédico foram obtidos utilizando-se diferentes teores de monômero e diferentes resinas sólidas, as séries A, B e C foram preparadas respectivamente com as

resinas: Proquigel SL-20, Plexidon MW e a Experimental. Os corpos de prova foram ensaiados quanto à compressão mecânica em equipamento MTS Test Star II, FEM, Unicamp, Campinas, SP; em condições de temperatura ambiente climatizada a 25° C, dimensões aproximadas de $L = 50\text{mm}$, $\phi = 24\text{ mm}$ e velocidade de aplicação de carga de 50 N/s conforme condições previstas na *Standard Test Method for Compressive Properties of Rigid Plastics* - ANSI/ASTM D695-77 (1977). Após ensaio dos primeiros corpos de prova até o colapso, identificando-se o perfil da curva Tensão/Deformação para algumas composições, os demais foram ensaiados até o início da região de deformação plástica, determinando-se então o Módulo de Elasticidade e a Deformação Elástica.

O ensaio de compressão foi o escolhido, pois é aquele que melhor representa a solicitação a que os cimentos ortopédicos estão constantemente expostos.

4. Resultados e Discussão

O Polietileno Glicol utilizado como “fase óleo”, mostrou-se adequado para a preparação de emulsões com estabilidade macroscópica acima de 72 horas, garantindo um período de tempo, bem superior ao necessário para a completa polimerização do Metilmetacrilato. Evidentemente que além das características dos materiais, as respectivas quantidades empregadas garantem o sucesso da técnica. Exemplos representativos disto são: a quantidade de tensoativo utilizada (Nonilfenoletoxilado) bem superior às quantidades previstas em literatura; a utilização de um agente anti-espumante para controlar o tamanho das gotículas da emulsão, o Ácido Lático, além de evitar a formação de bolhas grandes ao redor da hélice do agitador e superfície do recipiente, provavelmente também provoca o aumento do uso de tensoativos. O uso de agentes anti-espumantes, embora não demonstrado no presente estudo, pode ser um fator determinante no controle da distribuição granulométrica da resina. Ao se adicionar o monômero aditivado à emulsão, observa-se a redução abrupta da viscosidade da mistura. Uma vez que a viscosidade é um fator importante para a estabilidade de emulsões, estabeleceu-se empiricamente a relação de 25% de monômero e 75 % de emulsão, mantendo-se elevada a viscosidade da mistura, mesmo sem ter sido realizado nenhum experimento comprobatório de sua importância no presente estudo. Enfim, todos os cuidados e procedimentos descritos culminaram com a produção de uma resina sólida, com um excelente rendimento de reação (99,2 %).

A resina obtida experimentalmente e analisada por Espectrometria no Infravermelho acusou a presença predominante de Polimetilmetacrilato, com traços de Polietileno Glicol e Nonilfenoletoxilado. Para as demais resinas testadas comparativamente, obteve-se o seguinte resultado: a resina Proquigel SL-20 indicou a presença de Polimetilmetacrilato e traços de uma substância não identificada, provavelmente algum ativador de reação; e a resina Plexidon MW indicou somente a presença de um copolímero do Metilmetacrilato. Para aplicações de engenharia em geral, a presença de traços de Polietileno Glicol e Nonilfenoletoxilado, e eventuais restos de monômero, podem até representar alguma vantagem tecnológica, uma vez que o Polietileno Glicol atua como plastificante, auxiliando processos de conformação como os de extrusão e injeção, ou simplesmente não interferirem com as propriedades finais e características de processamento. No entanto para outras aplicações, como o uso em dispositivos médicos (cimento ortopédico) a etapa de lavagem é crucial na obtenção de produtos de grau médico, ainda porque o Polimetilmetacrilato tem suas propriedades de compatibilidade com tecidos vivos, comprovada a vários anos.

Na determinação do Peso Molecular por Cromatografia Líquida de Permeação em Gel, cujos resultados são apresentados na Tabela 2, o peso molecular como indicativo do grau de polimerização indica um resultado praticamente dez vezes superior da resina experimental em relação às demais. A enorme diferença entre os pesos moleculares deve favorecer muito as propriedades mecânicas para artigos produzidos com a resina experimental e dificultar o processamento para casos de extrusão, injeção e sopro. Os resultados também comprovam a eficiência da polimerização em emulsão na obtenção de polímeros com alto peso molecular.

O resultado da Análise de Sieve das resinas, apresentado na Tabela 3, evidencia a influência da agitação mecânica e do controle efetivo da reação de polimerização por meio da quantidade prevista de cada componente, na distribuição granulométrica da resina experimental, provocando o aparecimento de grande quantidade de gotículas de tamanho pequeno, e estáveis até o final programado para a reação de polimerização, o que impede o desenvolvimento de fenômenos de: aglutinação, floculação ou sedimentação das gotículas.

O resultado da análise de reatividade com o monômero, apresentado na Tabela 4, não traz à luz grandes revelações, ao contrário mostra-se bastante coerente com as informações já obtidas anteriormente, quanto à distribuição granulométrica, apontando a reatividade com o monômero como um caso clássico de reações de superfície. No entanto desperta a atenção para fatores como o tempo disponível para a mistura dos componentes, na etapa de preparação e aplicação dos cimentos, além da temperatura de reação, que atinge os maiores valores quanto mais rápida for a reação. A preocupação referente a esta peculiaridade, se deve ao fato de que temperaturas elevadas, poderão “esterelizar” o local de aplicação, porém poderão causar também, a dilatação térmica dos componentes metálicos, e que após resfriamento e contração irão provocar microtrincas no cimento, deteriorando suas propriedades mecânicas. Enquanto a resina Proquigel SL-20 requer inicialmente 40s de agitação para ser incorporada ao monômero, as outras duas são instantâneas.

Tabela 2 - Peso Molecular das Três Resinas em Estudo Obtidos por GPC.

| RESINA | PESO MOLECULAR |
|-------------------|----------------|
| EXPERIMENTAL | 2.517.440 |
| PROQUIGEL SL - 20 | 351.650 |
| PLEXIDON MW | 241.560 |

Tabela 3 - Distribuição Granulométrica das Partículas das Resinas.

| DIÂMETRO DE PARTÍCULAS (µm) | (%)RESINA EXPERIMENTAL | (%)PROQUIGEL SL-20 | (%) PLEXIDON MW |
|-----------------------------|------------------------|--------------------|-----------------|
| d > 300 | 0,5 | 4,0 | 0,5 |
| 200 < d < 300 | 1,0 | 78,0 | 1,0 |
| 150 < d < 200 | 2,0 | 7,0 | 1,5 |
| 90 < d < 150 | 4,0 | 5,0 | 3,0 |
| 74 < d < 90 | 6,5 | 6,0 | 5,0 |
| 45 < d < 74 | 8,0 | 0,0 | 63,0 |
| d < 45 | 78,0 | 0,0 | 26,0 |

Tabela 4 - Reatividade da Resina Sólida com o Monômero do Metilmetacrilato.

| RESINA | (%) REAGIDA |
|-----------------|-------------|
| EXPERIMENTAL | 53,5 |
| PROQUIGEL SL-20 | 13,0 |
| PLEXIDON MW | 47,4 |

As propriedades mecânicas de diferentes composições de cimento, utilizando-se as três resinas sólidas descritas foram avaliadas pelo ensaio de compressão. O Módulo de Elasticidade e Deformação Elástica em função do teor de monômero e da resina sólida utilizada podem ser analisados na Figura 1.

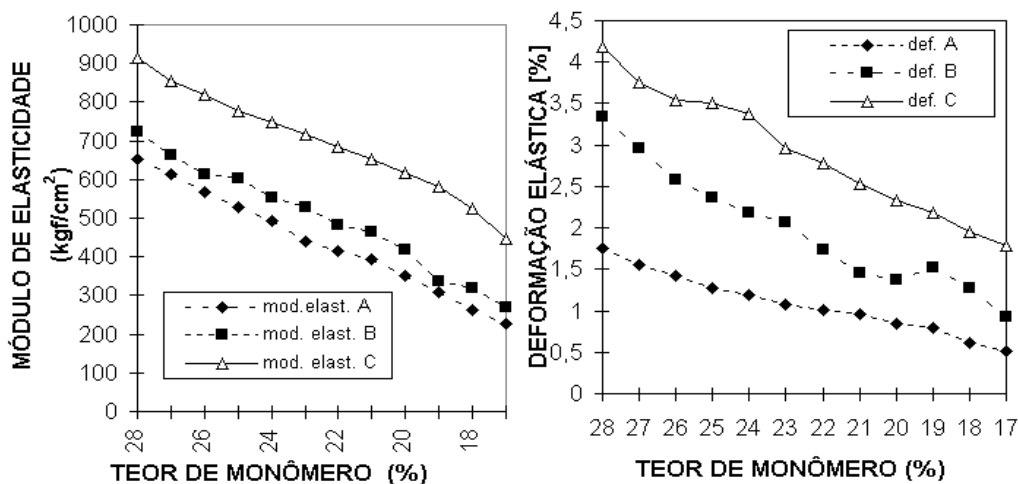


Figura 1 (a) - Módulo de Elasticidade (b) - Deformação Elástica; para Composições das Séries A, B e C.

5. Conclusões

A obtenção da resina de PMMA pode ser descrita pela teoria de Haskins, onde a composição da emulsão e a agitação mecânica controlam o tamanho das gotículas que posteriormente se transformam em “sítios” para a polimerização do

monômero. No entanto o tamanho das partículas da resina obtida, não parece muito superior ao das gotículas da emulsão, o que poderia ser explicado pela atuação em conjunto de dois fatores: o Polietileno Glicol forma realmente um filme resistente para conter o monômero ativado sem se romper, até algum estágio próximo ao final da reação de polimerização. Quando este filme se rompe, a quantidade de monômero existente na emulsão deve ser propositalmente muito pequena, provocando o término da reação sem o crescimento demasiado das partículas.

O Módulo de Elasticidade foi decisivo para evidenciar as melhores propriedades mecânicas das misturas da série C, obtidas a partir da resina experimental com alto peso molecular, mesmo porque outras propriedades são bastante similares às das demais séries.

A estabilidade da emulsão obtida para o conjunto de materiais e processos descritos, foi um fator essencial para o êxito da técnica de Polimerização em Emulsão, na produção de resinas sólidas. Além de um excelente rendimento de reação, a técnica mostrou-se bastante eficaz para a obtenção de resinas com distribuição granulométrica controlada e elevado peso molecular. O material tornou-se um insumo essencial para a produção de artigos moldados por processos de mistura pó/líquido, principalmente os cimentos ortopédicos; e a superioridade das propriedades mecânicas são razões tecnológicas suficientes para justificar um estudo aprofundado para a produção da resina em escala industrial.

6. Referências

- Carnali J.O., Fowkes, F.M., 1985 “Micellar Structure and Equilibria in Aqueous Microemulsions of Methylmetacrylate”, American Chemical Society, pp.287 - 302.
- Emulsion Polymerization, 1985 Encyclopedia of Polymer Science and Engineering, John Wiley & Sons, USA, v 6, pp.1-51.
- Florence A.T., Whitehill, D., 1985, “Stability and Stabilization of Water-in-Oil Multiple Emulsion”, American Chemical Society, pp.359 - 380.
- Friberg, S.E.; Flaim, T.O.; Plummer, P.L.M. 1985, “Stability of Premicellar Aggregates in Water-in-Oil Microemulsion Systems. American Chemical Society, pp.33 - 39.
- Galhardi, A.C., 1998, “Desenvolvimento e Caracterização de Espumas Rígidas com Poros Intercomunicantes de Polimetilmetacrilato, e sua aplicação na Indústria Cerâmica”, Tese de Doutorado, FEM, 143p., Unicamp, SP, Brasil.
- Guitian, R., 1994, “Evolução dos Conceitos de Polímeros e de Polimerização”, Química e Derivados, pp. 32 – 40.
- “Matérias Primas: Características e Aplicações de Materiais Plásticos na Indústria”, 1985, Mundo Mecânico, pp. 23 -30.
- Matsumoto, S., 1985, “Formation and Stability of Water-in-Oil Emulsion”, American Chemical Society, pp. 416 - 436.
- Melik, D.H., Fogler, H.S., 1985, “Colloidal Stability Comparison of Sedimentation with Sedimentation-Flocculation”. American Chemical Society, pp.461 – 464.
- Sharma, M.K., Shah, D.O., 1985, “Introduction to Macro and Microemulsions” American Chemical Society, pp.1 - 18.
- Sharma, M.K.;], Shah, D.O., 1985, “Macro and Microemulsion in Enhanced Oil Recovery”. American Chemical Society, pp.149-172.
- “Standard Test Method for Compressive Properties of Rigid Plastics”, 1977, ANSI /ASTM, D 695 - 77.

GETTING HIGH MOLECULAR WEIGHT ACRYLIC RESIN

Antonio Cesar Galhardi

Universidade Cidade de São Paulo, Departamento de Engenharia Elétrica

Rua Arnaldo Giuntini, N 325, Portal do Paraíso, 13214-731 – Jundiaí, SP, Brasil

Email: acgal@zaz.com.br

Antonio Celso Fonseca de Arruda

Universidade Estadual de Campinas, Departamento de Engenharia de Materiais

Cx. Postal 6122, Campinas, SP, Brasil.

Abstract. This study describes the method to produce solid resins of Polymethylmetacrylate with high molecular weight and controlled particle size distribution. There may be a heterogeneous reaction, where the monomer is mixed in a continual water phase, by the action of the emulsifying agent. The polymerization is initiated by free radical initiators, and it is one of the most important technique to produce polymers. The emulsion's main characteristic are presented, specially those which provide the emulsion stability; and the parameters of the polymerization reaction, which enables the control of the expected resin particle size distribution. The main properties of the experimental resin were individually evaluated and compared to two other existing resins available in the market, the mechanical properties of the three resins were also evaluated. The emulsion stability which have been achieved by the materials and methods described, was essential to the success of the emulsion polymerization technique, for the production of high molecular weight resins with better mechanical properties than the traditional ones.

Keywords : Emulsion Polymerization, Acrylic resins, Orthopedic resins

INFLUÊNCIA DOS PARÂMETROS DE USINAGEM E DA GEOMETRIA DA FERRAMENTA SOBRE A RUGOSIDADE CINEMÁTICA E DE PROCESSO

Lourival Boehs⁽¹⁾; Paulo Sérgio Steidel⁽²⁾; Delmonte Friedrich⁽³⁾

Universidade Federal de Santa Catarina; Centro Tecnológico; Departamento de Engenharia Mecânica; Campus Universitário; Trindade; caixa postal 476; Florianópolis-SC; CEP: 88040-900.

(1) lb@emc.ufsc.br

(2) steidel@grucon.ufsc.br

(3) delmonte@mbox1.ufsc.br

Resumo: A microgeometria, ou textura da superfície, diz respeito à camada externa dos corpos técnicos, sendo um aspecto muito importante no projeto e fabricação de componentes, pois tem influência decisiva na aplicação e no desempenho destes quando em serviço. O objetivo do trabalho é estudar as alterações na textura das superfícies, as quais podem ser didaticamente divididas em rugosidade cinemática, que é resultante da geometria da ferramenta e das condições de corte; e, em rugosidade de processo, que é caracterizada por desvios geométricos decorrentes do processo de formação do cavaco. Foram torneados corpos de prova de aço ABNT 1045 com três diferentes pastilhas de metal duro, em combinação com três diferentes avanços. As medições foram feitas com um rugosímetro portátil e outro de bancada, utilizando-se quatro diferentes palpadores. Os resultados das medições foram comparados com valores de R_t cinemáticos teóricos obtidos por dois métodos diferentes: simulação geométrica das superfícies em software de "CAD", e através de uma equação extraída da literatura especializada, de freqüente utilização na estimativa deste parâmetro. Pelos resultados, comprovou-se a eficiência da equação na previsão da rugosidade cinemática, o mesmo não ocorrendo para a rugosidade medida, a qual foi muito influenciada pela rugosidade de processo.

Palavras-chave: Textura; Rugosidade Cinemática; Rugosidade de Processo.

1. Introdução

Com o crescente avanço tecnológico, as indústrias do setor metal-mecânico estão se preocupando cada vez mais com a qualidade das superfícies técnicas, que, além do aspecto visual, geralmente desempenham uma importante função tecnológica (MOSTIACK, 1999).

Com isso, os processos de fabricação se tornam mais complexos, mas por outro lado, proporcionam uma progressiva melhoria na qualidade dos produtos, visando à otimização destes, tanto na parte dimensional quanto na parte de textura da superfície, que é o objeto principal deste estudo.

Dentro dos processos de fabricação, a usinagem pertence a um grupo de processos que, sem dúvida, leva mais em consideração a precisão dimensional e o acabamento da superfície das peças produzidas. Neste caso, tem-se maior facilidade de controle sobre as variáveis com influência na qualidade das superfícies produzidas, principalmente no que tange à textura e às propriedades físicas e mecânicas do componente, especialmente nas camadas da superfície usinada. Qualquer modificação destas camadas pode alterar, em larga extensão, as propriedades funcionais da peça, influenciando na sua aplicação e no seu desempenho quando em serviço.

As alterações nas diversas camadas da superfície usinada (camadas sub-superficiais) de corpos técnicos pertencem ao campo de estudo da Integridade da Superfície, enquanto que as alterações na camada externa da superfície pertencem ao campo de atuação da Microgeometria ou Textura da Superfície.

Devido à importância da camada externa da superfície para o desempenho funcional de um componente, foi que surgiu a realização deste trabalho. Apesar deste assunto já ser objeto de pesquisa ao longo de muitos anos, as primeiras investigações em ambiente industrial surgiram entre as décadas de 20 e de 30 (BOEHS, 1992), (SHAFFER, 1988). O primeiro instrumento de medição foi desenvolvido no início dos anos 30 (STOUT, 1995). Apesar dessa iniciativa, o tema textura das superfícies técnicas ainda necessita de informações e pesquisas, o que pode ser observado pela grande carência de bibliografia, de normas técnicas sobre o assunto e de treinamento de recursos humanos.

As modificações na textura das superfícies de peças usinadas são causadas por vários fatores e também são conhecidas como erros micro-geométricos, sendo classificados como erros de terceira e de quarta ordem (BET, 2000). Esses desvios micro-geométricos ou micro-irregularidades constituem a rugosidade das superfícies, sendo ela o desvio mais importante na qualificação de seus acabamentos.

É importante ressaltar que a rugosidade e a ondulação da superfície se sobrepõem, mas, para efeito de medição, estas podem ser separadas por filtros especiais e tratadas individualmente. Nas medições realizadas nesta pesquisa, foi utilizado um filtro gaussiano, já que o interesse se concentrava na rugosidade da superfície. A rugosidade ainda pode ser subdividida em rugosidade cinemática, que depende dos parâmetros de usinagem e da geometria da ferramenta e, em rugosidade de processo, que está fortemente atrelada ao mecanismo de formação do cavaco, e que devem ser tratadas separadamente.

2. Objetivos

O objetivo principal deste trabalho é realizar a medição dos parâmetros de rugosidade R_a e R_t com diferentes tipos de instrumentos e formas de apalpadores e, posteriormente, analisar se os valores obtidos com cada um deles são similares ou significativamente distintos, buscando, a seguir, fazer-se uma comparação dos valores medidos (efetivos) do parâmetro R_t , resultantes dos diferentes apalpadores utilizados, com os valores teóricos deste parâmetro, obtidos por dois diferentes métodos: simulação geométrica em um software de “CAD” e através de uma equação empírica com reconhecida validade para a estimativa do parâmetro de rugosidade R_t , e que será apresentada na metodologia deste trabalho.

O trabalho objetiva, ainda, encontrar um fator de correção para a equação empírica citada anteriormente, de modo que esta forneça o valor da rugosidade efetiva da superfície em questão.

3. Componentes de medição para determinação de R_a e R_t

3.1. Apalpador mecânico tipo estilete com patim

São apalpadores montados dentro de “pick-ups” (ISO-3274, 1995), nos quais também se encontra o transdutor, normalmente do tipo indutivo ou piezoelétrico. Cada “pick-up” possui geometria adequada a um tipo de peça e/ou superfície. Os apalpadores do tipo estilete são constituídos de cones de diamante com um ângulo de ponta de 90° e raio de ponta variando entre 3 e $10\ \mu\text{m}$. A força de medição é da ordem de 8 mN (SANDER, 1989) nos rugosímetros de bancada, mas no rugosímetro portátil utilizado nesta pesquisa, ela é da ordem de 4 mN. A geometria do estilete é um compromisso entre a capacidade de reproduzir fielmente a superfície, sua durabilidade em operação e a impossibilidade de sua não ancoragem dentro dos vales deste perfil. A figura 1 apresenta um esquema de um apalpador mecânico tipo estilete com patim e transdutor do tipo indutivo.

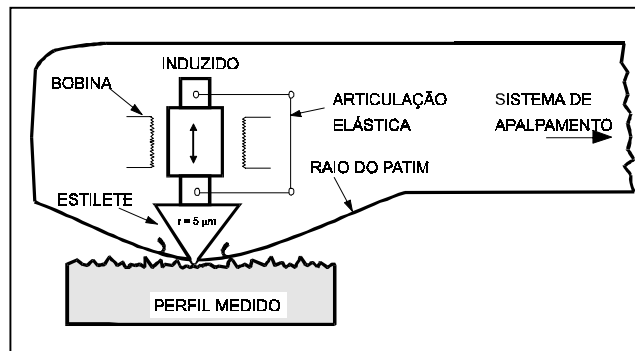


Figura 1 - Esquema de um apalpador mecânico tipo estilete com patim e transdutor do tipo indutivo.

Vantagens da aplicação de estiletos: o uso de estiletos remonta algo em torno de meio século, portanto, sua tecnologia de fabricação e aplicação já é bem dominada. Grande parte das peças produzidas pela indústria metal-mecânica são de materiais que permitem o uso de estiletos, sem que haja dano significativo à superfície. A maioria dos rugosímetros portáteis utilizam estiletos, devido sua simplicidade de operação e também porque os procedimentos de calibração dos “pick-ups” com estiletos são simples e confiáveis, principalmente para aqueles que utilizam transdutor indutivo (SANDER, 1989).

Desvantagens do uso de estiletos: em decorrência do compromisso mencionado anteriormente, pouco se pode fazer em termos da geometria da ponta do estilete, o que limita sua capacidade de penetração nas microirregularidades do perfil. Na figura (2), são apresentados alguns possíveis erros na representação (reprodução) do perfil, ocasionados pela geometria da ponta do estilete (SANDER, 1989). Assim, a principal desvantagem dos estiletos é o contato apalpador/peça, pois a área de contato entre ambos é muito pequena e, mesmo com pequenas forças de medição, a pressão de contato é elevada, levando a danos não admissíveis no caso de superfícies de materiais macios e dificuldades de análise de alguns recobrimentos. Por outro lado, materiais extremamente duros e abrasivos causam um desgaste progressivo na ponta do estilete, levando a uma reprodução cada vez menos acurada da superfície da peça. O uso de patins de apoio é outra fonte de erro. Segundo Schaffer (1988) e Noaker (1991), um patim atua como um filtro mecânico do tipo passa-alta, bloqueando a ondulação e, portanto, o estilete responderá somente à rugosidade. O efeito de filtragem, neste caso, é determinado por fatores tais como o raio do patim e a distância entre o centro do patim e a ponta do estilete.

Nos rugosímetros portáteis, o problema causado pelo patim de apoio sempre está presente, pois devido à construção compacta destes instrumentos, não é possível obter uma superfície de referência interna, fazendo com que seja necessária a utilização de patins

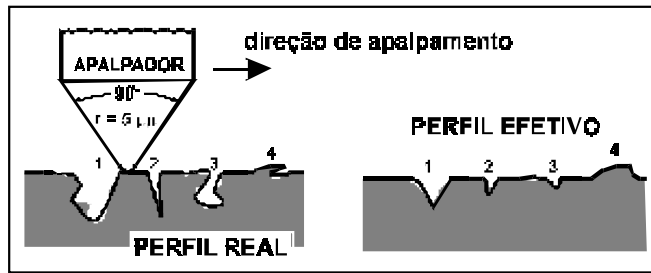


Figura 2. Erros na representação de um perfil, ocasionados pela geometria da ponta do estilete.

3.2 – Apalpadores tipo sonda óptica

O processamento de sinais neste tipo de instrumento é idêntico ao do apalpador mecânico, sendo que a diferença entre ambos está no fato de que, na sonda óptica, um feixe de luz desempenha o papel do estilete, e assim não há contato físico e material entre superfície e apalpador (WHITEHOUSE, 1994), sendo o perfil da superfície obtido pelo sistema de apalpamento que possui um mecanismo capaz de manter o braço de medição a uma distância constante dessa superfície.

Seu campo de aplicação é, em princípio, o mesmo dos apalpadores mecânicos, mas, na prática, ela é utilizada, principalmente, onde o estilete possa causar algum dano à superfície medida ou esta possa causar algum dano à ponta do estilete (SANDER,1989). O raio de luz da sonda tem apenas 1 μm de diâmetro, contra raios de ponta que variam de 3 a 10 μm para apalpadores mecânicos, o que faz com que a sonda consiga detectar irregularidades menores (BET, 2000), como pode ser observado na Fig. (3).

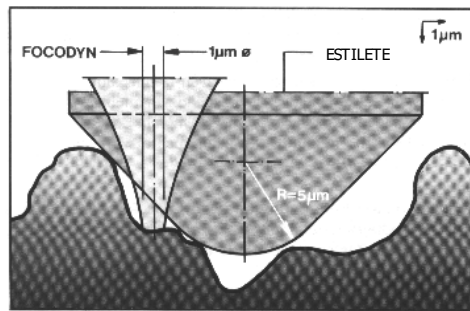


Figura 3. Comparação entre as capacidades de penetração nos vãos de um perfil, para a ponta de um estilete mecânico e para o feixe laser de uma sonda óptica.

Entretanto, cuidados adicionais são necessários na avaliação dos resultados fornecidos pela sonda, pois além de erros gerados pelo foco, quando é feita a medição de determinados tipos de irregularidades, e da parcela óptica criada pelo aparelho nos valores dos parâmetros verticais medidos, ainda é necessário tomar cuidado quanto à limpeza da superfície que está sendo medida, pois, como não há contato, qualquer sujeira é considerada como pertencente à superfície e, devido sua elevada sensibilidade, qualquer vibração exterior proporcionará alterações significativas nos resultados. Além disso, a superfície deve ter uma boa capacidade de reflexão quanto ao raio de luz que não pode ser demasiadamente elevado e nem muito baixo, devido à introdução de erros nos resultados ou até mesmo a impossibilidade de medição da superfície.

Na figura (4) está representado um esquema de uma sonda óptica tipo seguidor, com transdutor do tipo indutivo.

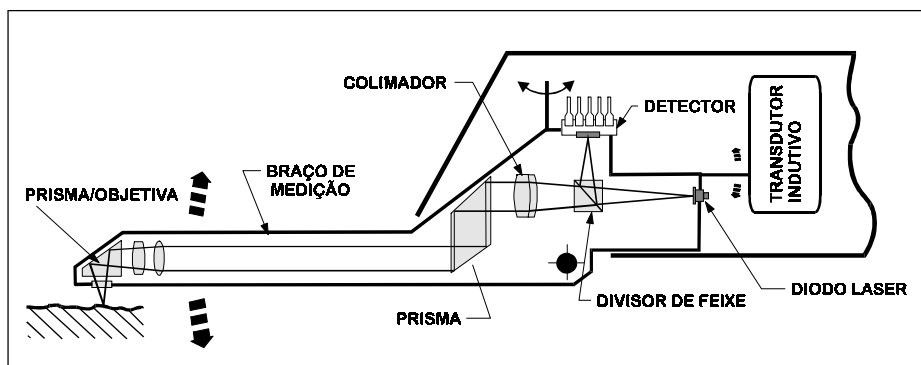


Figura 4. Esquema de uma sonda óptica tipo seguidor com transdutor do tipo indutivo.

4. Metodologia utilizada

Este trabalho apresenta um estudo da rugosidade em corpos de prova de aço ABNT 1045 trefilado (dureza 268 HV30), que foram usinados num torno convencional com variação contínua de velocidade. O torneamento foi realizado com três diferentes pastilhas intercambiáveis de metal-duro, das quais duas eram para usinagem média: TNMG 160412-PM ($R\epsilon=1,2\text{mm}$) e SCMT 120408-UM ($R\epsilon=0,8\text{mm}$); e uma para usinagem pesada: SCMT 120408-UR ($R\epsilon=0,8\text{mm}$). Os porta-ferramentas utilizados para a fixação das duas últimas pastilhas foi o modelo SSBCR/L 2525M12 e para a fixação da primeira foi o modelo MTJNR/L 2525M16M1.

Em combinação com cada uma das três pastilhas, foram utilizados três diferentes avanços: 0,198 mm; 0,251 mm; 0,314 mm, o que resultou em nove corpos de prova. A velocidade e a profundidade de corte utilizadas na confecção de todos os corpos de prova foram, respectivamente, de 250 m/min e de 2 mm. Os porta-ferramentas foram posicionados perpendicularmente ao eixo longitudinal da peça, ficando os ângulos de direção do gume igual à 75° para as pastilhas quadradas (ângulo de quina = 90°) e igual à 93° para a pastilha triangular (ângulo de quina = 60°). Os ângulos de saída para ambos os casos foi de 0° . Vale salientar que, para cada avanço, foi utilizado um gume diferente da pastilha e que, primeiramente, foi feito um passe para estabilizar cada um dos gumes utilizados e, a seguir, os passes que originaram as superfícies que foram medidas.

Os parâmetros de corte utilizados na confecção dos corpos de prova foram selecionados de acordo com o catálogo do fabricante, dentro de uma faixa de valores aceita pelas três pastilhas. A usinagem foi realizada sem a utilização de fluido de corte.

Para a avaliação dos corpos de prova, isto é, obtenção de R_a e de R_t , foi utilizado um rugosímetro portátil da marca Mitutoyo, modelo SJ-201 com apalpador mecânico tipo estilete com raio de ponta de $5\ \mu\text{m}$, e um rugosímetro de bancada da marca Perthen, modelo S8P com unidade de avanço PRK, utilizando três diferentes tipos de apalpadores: apalpador mecânico com raio de ponta $5\ \mu\text{m}$ com patim (modelo RHT 6-50); apalpador mecânico com raio de ponta de $10\ \mu\text{m}$ sem patim (modelo FRW 750); e sonda óptica do tipo seguidor com diâmetro do feixe óptico de $1\ \mu\text{m}$ (Focodyn). As medições foram realizadas na bancada de PST-Ve com suporte para peças cilíndricas.

O filtro matemático utilizado em todas as medições foi o digital do tipo gaussiano e o cut-off (λ) utilizado foi o de 2,5 mm, segundo a norma DIN 4768. Apenas em um dos corpos de prova as medições foram feitas com o cut-off de 0,8 mm, já que os valores medidos neste estavam fora da faixa de abrangência do cut-off de 2,5 mm, conforme a mesma norma.

Foram feitas seis medições em cada corpo de prova com cada um dos quatro instrumentos, na direção da maior rugosidade, ou seja, perpendicularmente às raias deixadas pela ferramenta de corte.

Vale ressaltar que a escolha do aço ABNT 1045 trefilado como material dos corpos de prova vem do fato de este ser amplamente utilizado na indústria metal-mecânica e também porque este material já vem sendo estudado há vários anos pelo Laboratório de Análise de Superfícies da Universidade Federal de Santa Catarina (LASUS).

Os resultados das medições do parâmetro R_t foram ainda comparados com os valores obtidos através de dois métodos teóricos diferentes: simulação geométrica das superfícies resultantes em software de CAD e cálculo dos valores de R_t através de equação empírica. As simulações geométricas foram realizadas utilizando o software AutoCAD R14, onde simulou-se a superfície usinada para cada uma das pastilhas utilizadas em combinação com cada um dos avanços empregados. Foram medidas, então, as distâncias dos picos aos vales, as quais equivalem aos valores do R_t geométrico (cinemático). Os valores calculados de R_t foram obtidos através da Eq. (1), que é amplamente difundida na literatura para a estimativa deste parâmetro de rugosidade, citada em trabalhos de: Boehs (1992); Ferraresi (1977); Bet (1995); Armarego e Brown (1969).

$$R_t \sim [f^2 / (8.R\epsilon)] \quad (1)$$

5. Apresentação dos resultados e discussão

No trabalho, foram obtidos resultados de três maneiras distintas: através de medições; através de cálculo; e através de simulações das superfícies resultantes em software de "CAD". Os resultados, inicialmente, serão apresentados separadamente e, posteriormente, comparados e analisados.

5.1. Valores de R_a e R_t medidos

Na tabela (1), estão contidos os valores médios de R_a e de R_t medidos em todos os corpos de prova com cada um dos apalpadores utilizados, e na Tab. (2), estão os valores dos desvios-padrão calculados para as médias de R_a e R_t .

Tabela 1. Valores médios das medições de R_a e de R_t .

| Pastilha | f (mm/rot) | S8P/FRW-750 | | S8P/RHT 6-50 | | S8P/Focodyn | | Rugosímetro Portátil | |
|----------------|------------|-------------------------|-------------------------|-------------------------|-------------------------|-------------------------|-------------------------|-------------------------|-------------------------|
| | | R_a (μm) | R_t (μm) | R_a (μm) | R_t (μm) | R_a (μm) | R_t (μm) | R_a (μm) | R_t (μm) |
| TNMG 160412-PM | 0,198 | 1,40 | 7,40 | 1,37 | 7,61 | 1,39 | 10,70 | 1,53 | 9,12 |
| | 0,251 | 2,50 | 14,60 | 2,48 | 14,75 | 2,31 | 18,13 | 2,66 | 15,23 |
| | 0,314 | 3,70 | 18,50 | 3,78 | 18,85 | 3,61 | 20,45 | 3,98 | 19,43 |
| SCMT 120408-UM | 0,198 | 2,40 | 12,30 | 2,40 | 12,42 | 2,20 | 15,29 | 2,60 | 13,05 |
| | 0,251 | 3,90 | 18,70 | 3,95 | 18,24 | 3,86 | 20,75 | 4,21 | 19,31 |
| | 0,314 | 5,70 | 26,50 | 5,69 | 25,91 | 5,51 | 27,43 | 5,66 | 25,44 |
| SCMT 120408-UR | 0,198 | 2,50 | 13,43 | 2,59 | 13,98 | 2,40 | 15,93 | 2,63 | 13,91 |
| | 0,251 | 3,90 | 19,00 | 3,97 | 20,05 | 3,83 | 21,38 | 4,13 | 19,64 |
| | 0,314 | 5,90 | 31,10 | 6,40 | 33,27 | 5,77 | 34,10 | 6,07 | 29,66 |

Tabela 2 - Desvios-padrão dos valores médios de R_a e R_t medidos.

| Pastilha | f (mm/rot) | S8P/FRW-750 | | S8P/RHT 6-50 | | S8P/Focodyn | | Rugosímetro Portátil | |
|----------------|------------|--------------------|--------------------|--------------------|--------------------|--------------------|--------------------|----------------------|--------------------|
| | | σ (R_a) | σ (R_t) | σ (R_a) | σ (R_t) | σ (R_a) | σ (R_t) | σ (R_a) | σ (R_t) |
| TNMG 160412-PM | 0,198 | 0,00 | 0,3 | 0,01 | 0,45 | 0,05 | 0,54 | 0,02 | 0,55 |
| | 0,251 | 0,10 | 0,6 | 0,03 | 0,69 | 0,01 | 1,58 | 0,04 | 0,36 |
| | 0,314 | 0,00 | 0,4 | 0,11 | 1,24 | 0,02 | 1,66 | 0,06 | 0,52 |
| SCMT 120408-UM | 0,198 | 0,10 | 0,4 | 0,01 | 0,37 | 0,02 | 1,27 | 0,02 | 0,58 |
| | 0,251 | 0,10 | 1,0 | 0,05 | 0,41 | 0,01 | 0,60 | 0,05 | 0,68 |
| | 0,314 | 0,10 | 0,8 | 0,04 | 0,48 | 0,01 | 0,29 | 0,03 | 0,39 |
| SCMT 120408-UR | 0,198 | 0,10 | 0,3 | 0,02 | 1,00 | 0,01 | 0,44 | 0,03 | 0,69 |
| | 0,251 | 0,00 | 0,8 | 0,05 | 0,47 | 0,02 | 0,53 | 0,03 | 0,51 |
| | 0,314 | 0,10 | 1,6 | 0,20 | 1,31 | 0,05 | 2,00 | 0,05 | 0,9 |

5.2. Valores de R_t calculados

O cálculo para os valores de R_t , nas condições estabelecidas, foi realizado utilizando a Eq. (1). Tal equação é amplamente aceita e difundida na literatura especializada para estimativas de rugosidade em torneamento de desbaste e é uma simplificação da Eq. (2) (ARMAREGO e BROWN, 1969).

$$R_t = [(1 - \text{sen}\kappa) \cdot R_e + f \cdot \text{cos}\kappa \cdot \text{sen}\kappa - (2 \cdot f \cdot R_e \cdot \text{cos}^3 \kappa - f^2 \cdot \text{cos}^4 \kappa)^{1/2}] \tag{2}$$

Onde κ é o ângulo de direção do gume da ferramenta, R_e é o raio de quina da ferramenta e f é o avanço utilizado. A equação é recomendada para $f \leq [2 \cdot R_e \cdot \text{cos}\kappa]$.

A tabela (3) contém os valores de R_t calculados, utilizando a Eq.(1).

Tabela 3. Valores de R_t obtidos pelo cálculo com o uso da equação simplificada.

| f (mm/rot) | TNMG 160412-PM | SCMT 120408-UM | SCMT 120408-UR |
|------------|-------------------------|-------------------------|-------------------------|
| | R_t (μm) | R_t (μm) | R_t (μm) |
| 0,198 | 4,08 | 6,13 | 6,13 |
| 0,251 | 6,56 | 9,84 | 9,84 |
| 0,314 | 10,27 | 15,41 | 15,41 |

5.3 Valores de R_t obtidos por simulação com o software AutoCAD R14

Como o valor do parâmetro R_t equivale à distância do pico mais alto ao vale mais profundo do perfil medido, pode-se obter seus valores geométricos teóricos através de simulações em softwares de CAD, nas quais os valores de R_t geométricos para cada um dos corpos de prova equivalem às alturas (cotas) dos picos aos vales nos desenhos de cada uma das superfícies resultantes, que foram obtidas levando em consideração, além do raio de quina da ferramenta e do avanço utilizado, ainda o ângulo de direção do gume e o ângulo de quina da ferramenta, para analisar também a influência destes dois parâmetros na rugosidade cinemática.

Na figura (4), está representada a simulação feita utilizando o software AutoCAD R14 para obter os valores de R_t geométrico (componente exclusivamente geométrico). A representação equivale à idealização da superfície resultante da usinagem com a pastilha SCMT 120408-UR em conjunto com o avanço 0,314 mm.

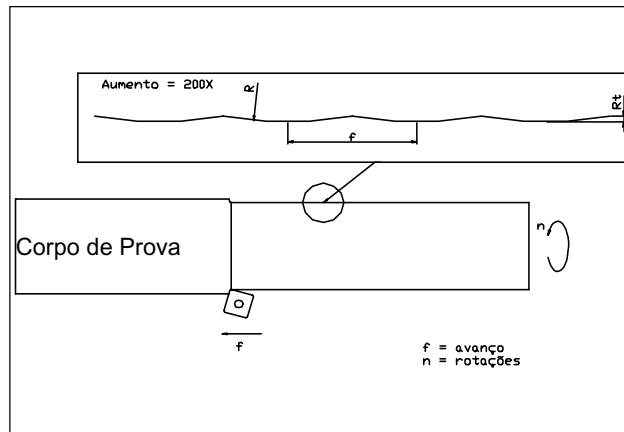


Figura 4. Método de obtenção de R_t através da simulação com o AutoCAD R14.

Na tabela (4), constam os valores de R_t obtidos pelo método de simulação da superfície, resultantes dos desenhos feitos no AutoCAD R14, sendo estes equivalentes às medidas (cotas) de pico ao vale de cada perfil.

Tabela 4. Valores de R_t obtidos no AutoCAD R14.

| f (mm/rot) | TNMG 160412-PM | SCMT 120408-UM | SCMT 120408-UR |
|------------|-------------------------|-------------------------|-------------------------|
| | R_t (μm) | R_t (μm) | R_t (μm) |
| 0,198 | 4,09 | 6,15 | 6,15 |
| 0,251 | 6,58 | 9,91 | 9,91 |
| 0,314 | 10,31 | 15,56 | 15,56 |

5.4. Comparação e análise dos resultados

Nas figuras (5), (6) e (7), encontram-se os valores médios de R_t para as pastilhas TNMG 160412-PM, SCMT 120408-UM e SCMT 120408-UR, respectivamente, medidos com cada apalpador, os valores calculados e os valores simulados. Os pontos foram unidos por retas para facilitar a interpretação da tendência dos resultados.

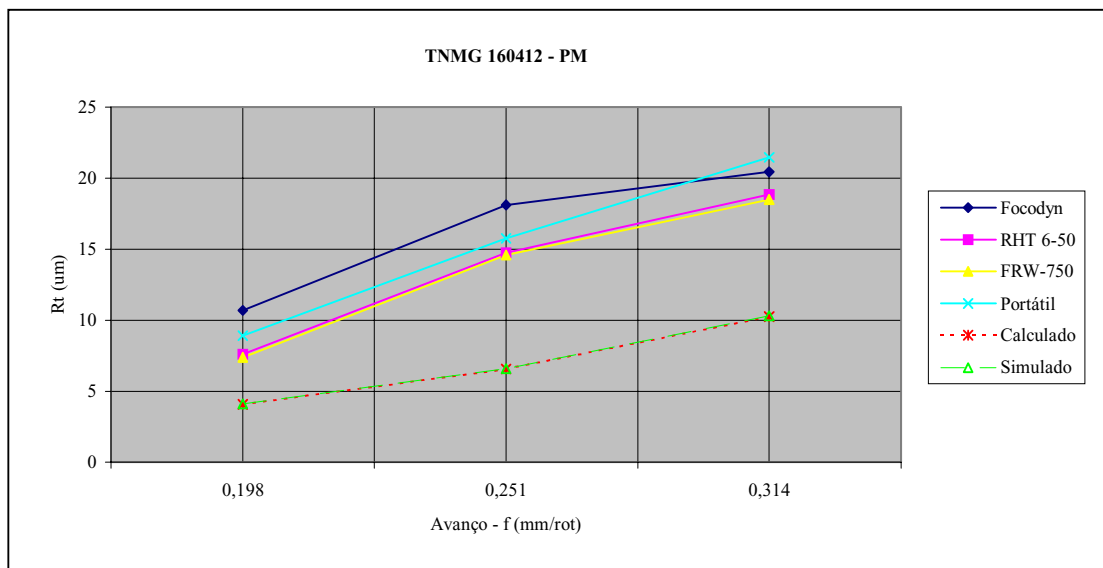


Figura 5. Comportamento de R_t em função do avanço para a pastilha TNMG 160412-PM.

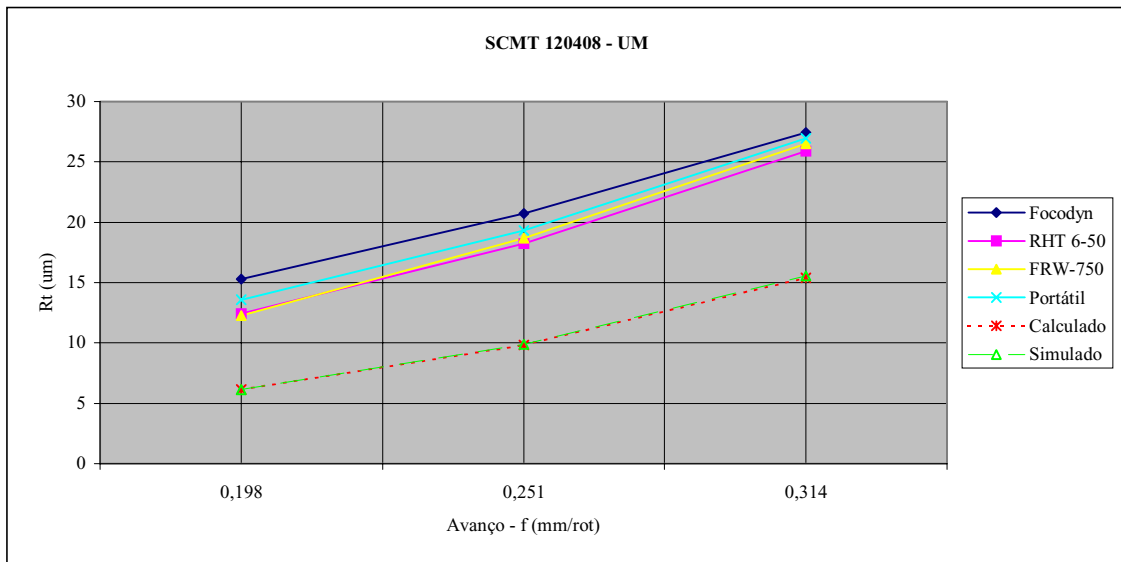


Figura 6. Comportamento de R_t em função do avanço para a pastilha SCMT 120408-UM.

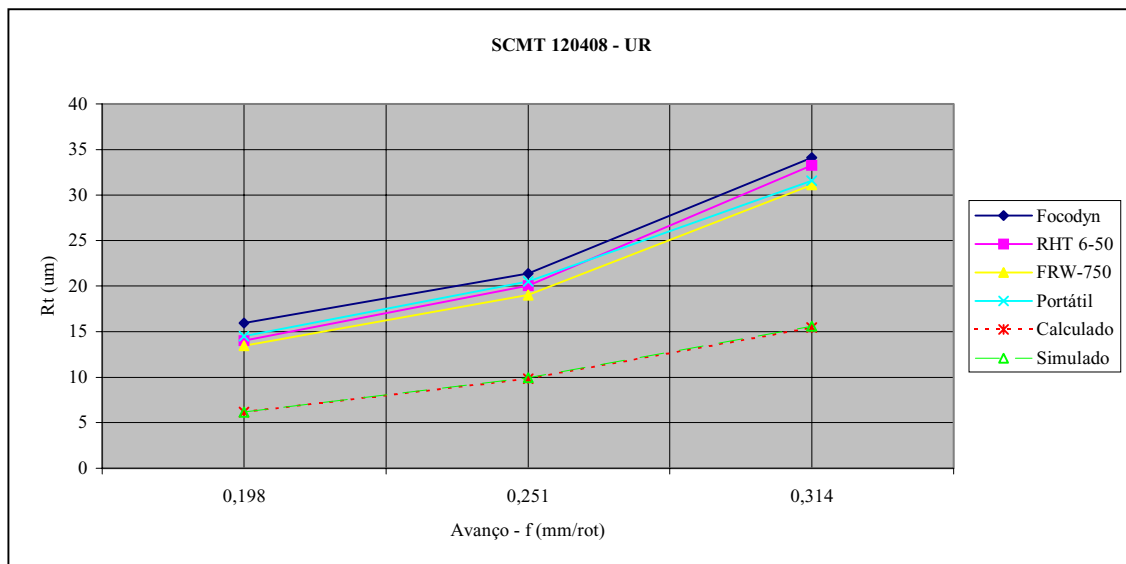


Figura 7. Comportamento de R_t em função do avanço para a pastilha SCMT 120408-UR.

Pela observação das figuras acima, fica evidente que os resultados obtidos pela Eq. (1) encontram-se muito próximos daqueles obtidos pela simulação em AutoCAD, pois os pontos e as retas de tendência traçadas praticamente ficaram sobrepostas, o que comprova a eficiência da equação utilizada na previsão do R_t geométrico. Dessa coincidência dos pontos, também pode-se concluir que o ângulo de direção do gume e o ângulo de quina basicamente não influenciam na rugosidade geométrica, já que eles foram utilizados na simulação em AutoCAD e não foram utilizados como variáveis na Eq. (1).

Os valores medidos se distanciaram bastante dos valores teóricos, o que prova que a rugosidade de processo apresentou uma importante influência nos ensaios realizados. Deve-se observar também que, com o aumento do avanço, as curvas com os pontos medidos se distanciam cada vez mais das curvas dos pontos teóricos, isto é, dos simulados e dos obtidos pela Eq. (1), os quais representam a rugosidade puramente cinemática, demonstrando que o avanço também exerce uma grande influência sobre a rugosidade de processo.

A rugosidade de processo é influenciada por vários fatores, dentre os quais o próprio mecanismo de formação do cavaco, desgaste na ferramenta, vibrações do sistema máquina-ferramenta-peça, não utilização de fluido de corte, entre outros. Todavia, não foi objetivo deste trabalho analisar estes fatores.

Para a análise estatística dos resultados, foi utilizado o Teste “t” com duas amostras presumindo variâncias equivalentes, pelo qual, para uma curva não ser estatisticamente equivalente à outra, é necessário que o valor de “Stat t” seja maior ou igual ao valor de “t crítico bi-caudal”, quando se comparam duas curvas. No caso das curvas das Fig.(5), (6) e (7), primeiramente foram comparadas as duas curvas extremas (superior e inferior) de cada figura, para que caso elas sejam estatisticamente equivalentes, todas as demais que estiverem entre elas também serão. Em seguida, foi feito,

para cada figura, uma comparação entre a curva superior dos pontos medidos com a curva dos pontos calculados, para analisar se essas são estatisticamente equivalentes também.

As tabelas (5), (6) e (7) contêm os valores obtidos pela análise estatística dos resultados das figuras (5), (6) e (7), tanto para a comparação entre as curvas dos valores medidos, quanto para a comparação das curvas dos valores medidos com as dos valores simulados e calculados, as quais estão praticamente sobrepostas.

Tabela 5 - Análise estatística das curvas correspondentes à pastilha TNMG 160412-PM.

| | Focodyn | FRW 750 | Focodyn | Calculado |
|------------------------------|-------------|---------|-------------|-----------|
| Média | 16,43 | 13,5 | 16,43 | 6,97 |
| Variância | 25,94 | 31,71 | 25,94 | 9,71 |
| Variância agrupada | 28,83 | | 17,82 | |
| Stat "t" | 0,67 | | 2,74 | |
| P(T<=t) uni-caudal | 0,27 | | 0,026 | |
| t crítico uni-caudal | 2,13 | | 2,13 | |
| P(T<=t) bi-caudal | 0,54 | | 0,052 | |
| "t" crítico bi-caudal | 2,78 | | 2,78 | |

Tabela 6 - Análise estatística das curvas correspondentes à pastilha SCMT 120408-UM.

| | Focodyn | FRW 750 | Focodyn | Calculado |
|------------------------------|-------------|---------|-------------|-----------|
| Média | 21,16 | 18,86 | 21,16 | 10,46 |
| Variância | 36,97 | 45,78 | 36,97 | 21,82 |
| Variância agrupada | 41,37 | | 29,39 | |
| Stat "t" | 0,44 | | 2,42 | |
| P(T<=t) uni-caudal | 0,34 | | 0,04 | |
| t crítico uni-caudal | 2,13 | | 2,14 | |
| P(T<=t) bi-caudal | 0,68 | | 0,07 | |
| "t" crítico bi-caudal | 2,78 | | 2,78 | |

Tabela 7 - Análise estatística das curvas correspondentes à pastilha SCMT 120408-UR.

| | Focodyn | FRW 750 | Focodyn | Calculado |
|------------------------------|-------------|---------|-------------|-----------|
| Média | 23,8 | 21,18 | 23,8 | 10,46 |
| Variância | 86,94 | 81,61 | 86,94 | 21,82 |
| Variância agrupada | 84,28 | | 54,38 | |
| Stat "t" | 0,35 | | 2,22 | |
| P(T<=t) uni-caudal | 0,37 | | 0,046 | |
| t crítico uni-caudal | 2,13 | | 2,13 | |
| P(T<=t) bi-caudal | 0,74 | | 0,091 | |
| "t" crítico bi-caudal | 2,78 | | 2,78 | |

Como foram utilizadas duas pastilhas com a mesma geometria (excetuando-se os quebra cavacos), SCMT 120408-UM e SCMT 120408-UR, sob as mesmas condições de corte, poderia-se esperar que os valores medidos de R_t fossem iguais, o que não ocorreu na prática. A razão para este fato é que a geometria dos quebra-cavacos das pastilhas é diferente, sendo aquela da pastilha para usinagem pesada (UR) mais simples do que aquele para usinagem média (UM), a qual tem uma geometria de quebra-cavacos que favorece a formação e o escoamento do cavaco, o que faz com que o efeito da rugosidade de processo sobre a rugosidade total seja menor.

Apesar de estatisticamente não haver uma distinção entre as curvas dos valores de R_t produzidas pelas duas pastilhas citadas anteriormente, verificou-se uma tendência nas curvas correspondentes à pastilha para usinagem pesada, as quais têm seus pontos (valores médios de R_t) um pouco maiores que aqueles correspondentes à pastilha para usinagem média com os mesmos avanços utilizados, o que pode ser observado pela Fig.(8), que traz essa comparação para as medições realizadas com um dos apalpadores. Essa característica pode ser explicada pela influência que a geometria do quebra-cavacos tem sobre a rugosidade de processo, já que esse detalhe é a única distinção que há nessas duas pastilhas, as quais têm a mesma geometria e deveriam produzir superfícies idênticas. Essa observação é válida também para os outros apalpadores, como pode ser constatado pela Tab.(2)

Nessa figura, ainda estão as curvas correspondentes aos valores de R_t simulados em CAD e calculados, que estão praticamente sobrepostas. Tanto a curva dos valores simulados quanto aquela dos valores calculados são iguais para as duas pastilhas, já que estas curvas dependem apenas da geometria da ferramenta e das condições de corte, o que coincide para os dois casos.

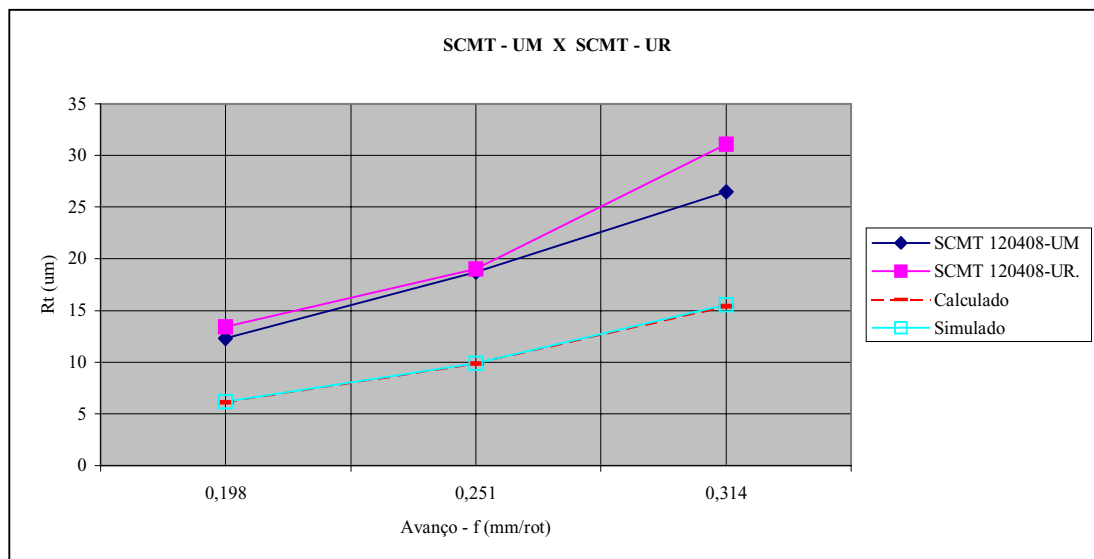


Figura 8. Comparação entre as superfícies obtidas pelas pastilhas SCMT-UM e SCMT-UR.

Na Fig.(9), encontram-se as representações dos perfis medidos pelo rugosímetro de bancada S8P com cada um de seus apalpadores, de um dos corpos de prova analisados, onde pode-se perceber a grande similaridade entre eles.

| Apalpador | Perfil Medido |
|-----------|---------------|
| Focodyn | |
| RHT 6-50 | |
| FRW 750 | |

Figura 9. Comparação entre os perfis da mesma superfície, medidos pelos três apalpadores do rugosímetro de bancada.

6. Conclusões

Pela comparação dos três diferentes tipos de resultados (medido, calculado e simulado) obtidos sob os mesmos parâmetros de corte e com as mesmas geometrias de ferramenta, obtiveram-se importantes conclusões, a começar pelos valores de R_t calculados serem muito próximos daqueles simulados no AutoCAD R14, o que prova que a equação utilizada é muito eficiente para cálculo da rugosidade geométrica. Já os valores medidos ficaram distantes dos valores calculados e simulados em AutoCAD, demonstrando a grande influência da rugosidade de processo sobre a rugosidade total (medida), uma vez que esta pode ser considerada como uma sobreposição das rugosidades geométrica e de processo.

Um dos objetivos deste trabalho era encontrar um fator de correção para a Eq. (1), de forma que ela pudesse expressar o valor da rugosidade total, ou seja, compensasse a rugosidade de processo. Nos experimentos feitos, apesar de uma certa dispersão nos valores das relações entre R_t medido e R_t calculado, obteve-se um valor médio, de aproximadamente dois, para o referido fator. Porém, este fator vale apenas para as condições de usinagem utilizadas neste trabalho, pois qualquer alteração no processo de usinagem também é capaz de alterar a componente da rugosidade de processo.

É interessante observar que os valores de R_t medidos pelos quatro apalpadores diferentes não apresentaram uma dispersão estatística significativa, o que pode ser comprovado pelas Tab.(5), (6) e(7), onde, em todos os casos analisados, o valor de "t Stat" foi menor que o valor de "t crítico bi-caudal", provando, desta forma, que os resultados fornecidos por todos os tipos de apalpadores utilizados são estatisticamente equivalentes.

O fato de os valores de R_t medidos com o Focodyn (sonda óptica) serem um pouco maiores que aqueles fornecidos pelos outros instrumentos pode ser explicado pelo efeito óptico que este tipo de instrumento adiciona aos resultados das medições, principalmente quando se trata de parâmetros verticais, como é o caso do parâmetro R_t . Também o fato de o instrumento portátil fornecer resultados de R_a e de R_t um pouco maiores do que os obtidos pelo apalpador RHT 6-50 do rugosímetro de bancada, o qual é similar a ele (raio de ponta 5 µm e patim), pode ser explicado pela menor robustez do

instrumento portátil, não invalidando, assim, os resultados fornecidos por ele, já que ficou comprovada estatisticamente a sua equivalência.

Na figura 9, é possível constatar o efeito óptico introduzido pelo Focodyn, representado principalmente por picos anormais, como aquele em destaque. Dessa observação, pode-se concluir que, para a medição de parâmetros horizontais tipo R_a , qualquer um dos apalpadores apresenta resultados compatíveis com os demais, mas, na medição de parâmetros verticais tipo R_v , a sonda óptica proporciona valores acima daqueles fornecidos pelos outros apalpadores, devido à parcela óptica que este instrumento acrescenta no processamento dos resultados. Neste apalpador (Focodyn), o ruído também é maior que nos outros apalpadores, o que pode ser verificado pela grande quantidade de microirregularidades sobrepostas ao perfil de rugosidade medido.

Dentre todos os resultados apresentados, pode-se concluir que os mais representativos para as superfícies em questão, são aqueles obtidos com o apalpador FRW-750, já que as superfícies tinham um acabamento regular e este instrumento não introduz erros ópticos nem erro devidos ao patim de apoio, apesar de seu raio de ponta ser o maior dentre os instrumentos utilizados.

7. Referências bibliográficas

- Armarego, R. J. A. and BROWN, R.H. "The Machining of Metals". Englewood Cliffs. New Jersey, 1969.
- Bet, L. "Comparação entre apalpador mecânico tipo estilete e sonda óptica do tipo seguidor". Tese de doutorado em Engenharia Mecânica submetida ao curso de pós-graduação em Engenharia Mecânica da UFSC. Florianópolis, novembro de 1995.
- Boehs, L. et al, "Análise de Superfícies Usinadas", apostila do curso de pós-graduação em Engenharia Mecânica, Universidade Federal de Santa Catarina, Florianópolis, SC, Brasil, 1992.
- DIN 4768. "Technische Oberflächen". Teil 1. Oberflächenbeschaffenheit (g. Noppen und J. Sigalla). Teil 2. Oberflächenatlas (H. Czichos, d. Petersohn und Schwarz). Berlin: Beuth Verlag GmbH, 1985.
- Feinprüf Perthen GmbH. "Operating Instruction Perthometer S8P". Göttingen, Germany 1889.
- Ferraresi, D. "Fundamentos da usinagem dos metais". 1 ed. São Paulo: Edgard Blücher, 1977.
- ISO 3274. "Geometrical Product Specification(GPS). Surface Texture - Profile Method – Nominal Characteristics of Contact (stylus) Instruments". Genève, Switzerland, 1995.
- NBR 6405. "Rugosidade das Superfícies". Norma Brasileira Registrada. Brasil, 1988.
- Noaker, P.M. "Scrutinizing surface measurement". Manufacturing Engineering, p. 47-51, abril 1991
- Sander, M. "Oberflächenmesstechnik für den Praktiker". 1.ed. Feinprüf GmbH. Göttingen, 1989.
- Schaffer, G. "The many faces of surface texture". American Machinist, 1988.
- Stolt, K.J. "The use of 3-D topographic analysis to determine the microgeometric transfer characteristics of textured sheet surfaces through rolling". CIRP Annals, 1992.
- Whitehouse, D. J. "Handbook of Surface Metrology". 1. ed. IOP Publishing. London, 1994.

INFLUENCE OF CUTTING PARAMETERS AND TOOL GEOMETRY ON KINEMATICS ROUGHNESS AND ON PROCESS ROUGHNESS

Lourival Boehs⁽¹⁾; Paulo Sérgio Steidel⁽²⁾; Delmonte Friedrich⁽³⁾;

Federal University of Santa Catarina; Technological Center; Department of Mechanical Engineering; University Campus; Trindade; Post Office box 476; Florianópolis-SC; Zip Code: 88040-900.

(1) lb@emc.ufsc.br

(2) steidel@grucon.ufsc.br

(3) delmonte@mbox1.ufsc.br

Abstract: Microgeometry, or texture of the surface, refers to the external layer of the technical bodies which are very important for the design and manufacture of components, having decisive influence on their application and performance on duty. The aim of this work is to study the alterations on the surface texture, which can be divided as: kinematics roughness, which comes from tool geometry and cut conditions; and process roughness, which comes from the chip formation process. Tested ABNT 1045 steel bodies were submitted to turning process with three different hard metal chips, in combination with three different feeds. The measurements had been made with both a portable and a bench rugosimeter, using four different pick-ups. The measurement results had been compared with theoretical kinematic values of R_v obtained by two different methods: geometric simulation of the surfaces with "CAD" software; and theoretical equation extracted from the specialized literature to estimate this parameter. The efficiency of the equation in the forecast of the kinematics roughness was proved for the results obtained. The same did not occur with the measured roughness, which was very influenced by the process roughness.

Word-key: Surface texture; Kinematics Roughness; Process Roughness.

ADOÇÃO DA ABORDAGEM DE SISTEMAS HOLÔNICOS EM MÁQUINAS FERRAMENTA

Prof. MEng. Carlos Norberto Vetorazzi Jr.

DCC- UDESC-Joinville, CP 631, CEP 89.223-100, Joinville-SC
dcc2cnvj@joinville.udesc.br

Prof. Dr. Geraldo Nonato Telles

DEMA-FEM-UNICAMP, CP 6122, CEP 18.083-970, Campinas-SP
geraldo1@fem.unicamp.br

Resumo. Desde o início da década de 90 existem estudos para a aplicação dos conceitos de sistemas holônicos propostos por Arthur Koestler em sistemas de manufatura, mas apenas recentemente tivemos propostas de arquiteturas de controle de manufatura e de chão de fábrica. A abordagem holônica propõe uma forma de particionar um sistema em elementos chamados holons, agrupados em holarquias para execução de tarefas e atingir objetivos. Entre os vários aspectos que podem resultar dessa abordagem podemos destacar a estabilidade e agilidade para enfrentar mudanças ou situações inesperadas no ambiente externo e interno de um sistema de manufatura, decorrentes das características que devem ser esperadas em um sistema holônico: autonomia, cooperação e evolução. Para alcançarmos os resultados esperados a abordagem deve ser feita desde os níveis mais altos, como por exemplo planejamento e controle, até o nível das máquinas ferramenta. Aqui abordaremos a origem dos conceitos de sistemas holônicos, sua aplicação no contexto da manufatura, discutindo como estes conceitos podem ou devem ser aplicados no nível de máquinas ferramenta.

Palavras chave: HMS, HMU, holônico, CNC.

1. Introdução

São bem conhecidos os desafios pelos quais passam as empresas de manufatura atualmente: um mercado globalizado, dinâmico, com uma competitividade crescente, flutuações de demanda, etc. Tais fatores impõem a necessidade de uma grande agilidade e rapidez na resposta à esses desafios. Além dos fatores externos, fatores internos podem contribuir com situações que exijam flexibilidade e agilidade, como quebras de equipamentos, alteração de prioridades ou falta de recursos (ferramentas, tempo de máquina,...).

Estes desafios estão presentes, talvez em menor grau, desde o fim da era de produção em massa, e a evolução da tecnologia da manufatura (Hurriyet & Agrawal, 1999) vem perseguindo o aumento no nível de exigências, que parecem estar sempre um passo à frente. Diferentes áreas receberam uma maior atenção em diferentes momentos: aumento de produtividade, diminuição de estoques, aspectos organizacionais, tecnologia, e finalmente, integração. Integrar e controlar um sistema altamente automatizado requer grande capacidade de integração e modularidade do sistema de controle. Para que um conjunto complexo de dispositivos - como um sistema de manufatura- possa funcionar de uma maneira coordenada, alguns problemas devem ser resolvidos: não apenas cada um destes elementos deve ser controlado de maneira consistente, independentemente dos outros, mas devem poder lidar com possíveis interações físicas e compartilhamento de informação entre eles (Hoche *et al.*, 1996).

Um dos objetivos do CIM (Computer Integrated Manufacturing), era obter uma alto grau de integração entre ilhas de automação existentes em uma planta de manufatura (sistemas CAD/CAM/CAE/CAPP, etc.), de modo a permitir uma grande flexibilidade operacional que pudesse fazer frente a novos desafios como demandas flutuantes, ciclos de vida curtos, alta variabilidade, etc. Para obter tal integração, foram desenvolvidas metodologias e arquiteturas de referência. Com todos os seus méritos, essa integração resultou em arquiteturas de controle hierárquicas e, paradoxalmente, extremamente rígidas (Markus *et al.*, 1996 e Thompson *et al.*, 1998). Além disso, em pelo menos um aspecto voltamos ao início da era de produção em massa: os operadores são considerados como uma ferramenta (Hurriyet & Agrawal, 1999). Hoje, humanos e automação são contradições tecnológicas e não integráveis: o que falta é compatibilidade da força de trabalho com os equipamentos de manufatura. A capacidade de comunicação horizontal e cooperação implica em maior interação entre humanos e equipamentos, que torna possível o uso de habilidades e responsabilidades individuais (Höpf *et al.*, 1994).

Neste novo ambiente, as novas tecnologias apenas não são suficientes para uma melhor performance de um sistema de manufatura, mas devem estar integradas com as estruturas humanas e organizacionais. Estudos de sistemas flexíveis de manufatura (FMS Flexible Manufacturing Systems) também indicam que estruturas hierárquicas impõem limitações na reconfiguração, confiabilidade e expansão, devido ao alto acoplamento entre módulos de decisão na hierarquia (Gou *et al.*, 1994). Mudanças abruptas podem ser respondidas apenas se direitos de decisão estiverem distribuídos da mesma forma que a informação. No entanto a descentralização introduz novos elementos de dúvida no controle de um sistema de manufatura, que só podem ser resolvidos através da cooperação (Markus *et al.*, 1996).

Novas abordagens tem surgido para confrontar essas novas condições. Empresas virtuais (VE), fractais, sistemas holônicos, e outras denominações podem ser encontradas na literatura. Embora não exista uma relação direta entre estas abordagens, devemos notar que seus objetivos são comuns: redução de níveis hierárquicos com ênfase na autonomia e

colaboração (Toh *et al.*, 1998).

O conceito de sistemas holônicos é uma maneira de organizar o sistema de manufatura de maneira a enfrentar esses desafios. As atividades de cada holon (elemento) são determinadas por meio de colaboração com outros holons, ao contrário de serem determinadas por um mecanismo de controle centralizado. Nas seções a seguir, abordaremos o surgimento deste novo paradigma, sua aplicação no contexto da manufatura, e como isso influencia na definição de novas funcionalidades de máquinas ferramenta CNC.

2. Sistemas Holônicos

Uma palavra bastante utilizada nos últimos tempos é a palavra holon (holônico, sistema holônico). Na verdade, sua origem remonta a 1967, sendo um neologismo criado por Koestler (1967). Ao contrário do que muitos possam pensar, não surgiu no contexto da manufatura. Uma arquitetura organizacional consistente pode ser observada quando sistemas complexos podem ser decompostos em subsistemas mais simples, que por sua vez podem ser tratados como sistemas autônomos, possivelmente contendo outros subsistemas (Mathews, 1995). Essa arquitetura, chamada de Sistema Hierárquico Aberto (OHS - Open Hierarchical System) foi abordada por Herbert Simon (apud Koestler, 1967), mas foi Koestler (1967) quem levou a questão adiante, enfatizando que um sistema deriva seu poder da capacidade de seus componentes individuais executarem suas funções de maneira relativamente autônoma, mas tentando combinar esforços para atingirem um objetivo comum. Koestler observou que:

- sistemas simples evoluem para sistemas complexos muito mais rapidamente se houverem formas intermediárias estáveis
- embora possamos facilmente identificar partes ou todos em um sistema qualquer, partes e todos não existem em um sentido absoluto. Dependendo do ponto de vista, uma parte pode ser um todo, para seus componentes internos, e um todo por sua vez pode ser uma parte de um sistema maior

As observações de Koestler foram feitas nos campos da psicologia e evolução, estendendo seu raciocínio para sistemas sociais e biológicos. Cada estrutura intermediária é um todo assertivo e auto-contido, e ao mesmo tempo, uma parte integrante e dependente em uma hierarquia mais abrangente, possuindo um comportamento híbrido. Assim, o termo holon é usado para descrever nós em uma estrutura de em rede, que podem ser caracterizados por este comportamento dúbio. A palavra holon é uma composição da palavra grega holos (= todo) com o sufixo on, designando uma unidade básica ou partícula (tal como próton, neutron...), ou seja, holon = todo + parte. Segue-se então o conceito de holarquia (em analogia à hierarquia), que é um sistema de holons cooperativos, organizados de maneira a estabelecer um ambiente de operação e as interfaces externas. A holarquia estabelece a forma e as regras para interação entre os holons. Em termos de sistemas hierárquicos os holons funcionam em uma hierarquia de ambientes (modelos), guiados por uma hierarquia de realimentações (sensoreamento) (Van Brussel, 1994). Estes conceitos fornecem uma ferramenta poderosa para descrição de sistemas sociais, biológicos, cognitivos e organizacionais de uma forma geral.

Analogamente, um sistema de manufatura pode ser considerado como uma rede de células semi autônomas (Thompson *et al.*, 1998), um conjunto de subsistemas, cada um procurando atingir seu objetivo. Manufatura holônica é uma nova abordagem para a manufatura cooperativa, consistindo entidades (holons), autônomos e cooperativos. Holons coordenam suas ações de modo a atingir objetivos que contribuam para um objetivo comum (Markus *et al.*, 1996). Holons tem simultaneamente duas propriedades fundamentais e opostas: tendência de auto-afirmação e tendência à integração, o que caracteriza a natureza híbrida dos holons (todo e parte). A auto-afirmação de um holon de manufatura é dado pelo seu grau de autonomia para executar uma dada tarefa. Auto diagnóstico, auto reparo e auto aprendizagem são características desejáveis para garantir essa autonomia. A tendência à integração pode ser caracterizada por propriedades como direcionamento para um objetivo, auto organização, flexibilidade e escalabilidade, e a auto organização é guiada pelas informações armazenadas em cada holon (maneiras de se combinar com outros módulos para constituir um holon de produção completo) (Van Brussel, 1994)

O conceito de OHS é uma tentativa de explicar o que ocorre na natureza e na vida, e embora o argumento seja bastante forte, não é uma prova de que a vida e a natureza sejam realmente holarquias. Porém, ao contrário de outras abordagens “biológicas” como manufatura biônica ou genética, não é baseada em fatos funcionais da natureza mas em uma explicação filosófica da evolução. Assim seu potencial para solução de problemas de manufatura é bastante elevado, independente de ser ou não um modelo correto para a natureza (Höpf *et al.*, 1994).

3. Aplicação na Manufatura

O conceito de sistemas holônicos está sendo abordado em várias frentes no contexto da manufatura, desde arquiteturas de referência para controle de chão de fábrica e estação de trabalho, sistemas de informação, até um nível mais “baixo”, como por exemplo máquinas - ferramenta. A primeira aplicação dos conceitos de sistemas holônicos em uma área tecnológica parece ter sido em sistemas de computadores (Mathews, 1995). Programas eram desenvolvidos de forma estritamente hierárquica, o que os tornava rígidos quanto a mudanças, o mesmo mal que hoje aflige sistemas de manufatura. Essa abordagem holônica resultou no que hoje chamamos de Orientação a Objetos (*idem*), onde objetos são componentes de software que encapsulam dados e as rotinas de manipulação destes dados. São independentes, semi autônomos, e aos conceitos de herança, encapsulamento, devemos acrescentar que a forma de comunicação entre objetos é feita por mensagens, o que permite uma interação entre estes elementos, sem a necessidade de liga-los, preservando sua independência (Hoche *et al.*, 1996). Enquanto estes modelos não hierárquicos vem sendo

desenvolvidos por anos em processamento de dados, seu uso em sistemas de manufatura foi limitado pela grande complexidade encontrada em processamento de materiais em contraste com o processamento de informações (Mathews, 1995).

A aplicação do conceito de holon para um sistema automatizado de manufatura foi primeiro feita por H. Suda (*apud* Toh, 1998), definindo um holon como um agente autônomo cooperativo compreendendo um subsistema de processamento de material ou informação. Os conceitos de sistemas holônicos foram traduzidos para sistemas de manufatura também pelo consórcio HMS (Holon Manufacturing Systems), um dos estudos de caso do programa IMS (Intelligent Manufacturing Systems) (Valckenaers *et al.*, 1998 e Bongaert, 1998). O programa IMS, teve por objetivo explorar mecanismos de cooperação entre companhias, universidades e centros de pesquisa, para o desenvolvimento de pesquisas em tecnologias holônicas, e sua adoção em sistemas de manufatura (Gou *et al.*, 1994).

Um exemplo da tecnologia de computação torna claro o tipo de solução que o HMS propõe: Desde adoção do padrão (de fato) IBM-PC para microcomputadores, um grande número de placas de expansão foi desenvolvido. A conexão de uma placa de expansão costumava ser penosa em termos de configuração, embora as interfaces mecânica e elétrica fossem padronizadas (conectores ISA, PCI, etc.). Quem não se lembra de configurações de interrupções e endereços de memória por pontes (*jumpers*) na placa de expansão. Placas modernas podem ser adicionadas sem maiores transtornos (normalmente), através do que chamamos *plug and play*. Isto ocorre porque várias funcionalidades e capacidades foram adicionadas às placas, o que permite comunicação e negociação de parâmetros de interface com o hardware e software do computador para instalação e configuração automáticas. A visão holônica dos futuros equipamentos de manufatura é prover blocos componíveis altamente padronizados, que seja intercambiáveis escalonáveis e reutilizáveis (Höpf *et al.*, 1994).

Um sistema holônico de manufatura é definido como: uma holarquia que integra todo o escopo de atividades de manufatura, do recebimento de ordens, passando pelo projeto e produção. (Höpf *et al.*, 1994). A holarquia é definida como: um sistema de holons que podem cooperar para alcançar um objetivo. A holarquia define as regras básicas de cooperação, e assim limita a autonomia dos holons.

A terminologia definida pelo HMS é (Valckenaers *et al.*, 1998):

- **Holon**: Um bloco componível, autônomo e cooperativo, de um sistema de manufatura para transformação, transporte, armazenagem ou validação de informação, e objetos físicos. O holon consiste de uma parte para processamento de informação e normalmente uma parte de processamento físico.
- **Autonomia**: Capacidade de uma entidade criar e controlar a execução de seus planos/estratégias.
- **Cooperação**: Processo pelo qual um conjunto de entidades desenvolve planos mutuamente aceitáveis e executa esses planos
- **Holarquia**: Um sistema de holons capaz de cooperar para atingir seus objetivos; define as regras básicas de cooperação, limitando a autonomia dos holons
- **Sistema Holônico de Manufatura ou Manufatura Holônica**: Uma holarquia que abrange toda a gama de atividades de manufatura, para compor uma empresa de manufatura ágil (agile manufacturing enterprise)
- **Atributos holônicos**: atributos que tornam uma entidade holônica, no mínimo autonomia e cooperatividade

A arquitetura de referência de manufatura proposta pelo HMS é a PROSA (Product-Resource- Order-Staff-Architecture), cujo objetivo é permitir as mudanças e reconfigurações necessárias para lidar com situações inesperadas, incorporação de novas tecnologias de forma evolutiva, etc., ou seja, estabilidade frente à mudanças, internas ou externas, intencionais ou não. É composta por três tipos básicos de holons (Fig. 1): holons de produto, holons de ordem e holons de recurso, abrangendo os três conceitos relativamente independentes em manufatura: recursos, produto e processo, e logística.

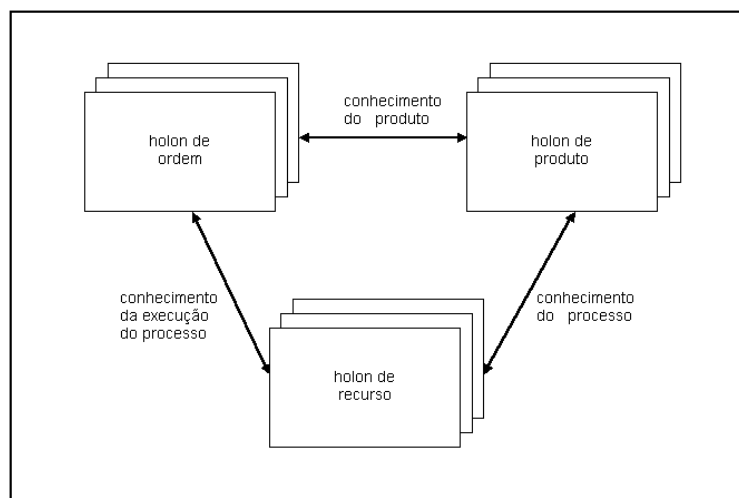


Figura 1. Holons básicos em um HMS (Valckenaers *et al.*, 1998).

Os três tipos básicos de holons trocam informações sobre o sistema de manufatura, como mostra a Fig. 1. Os holons básicos formam a parte operacional em um sistema de manufatura. Na verdade, teremos uma holarquia de produto, formada por holons de produto; uma holarquia de recursos e uma holarquia de ordens, sendo que a interação destas holarquias forma um sistema holônico. Para suportar totalmente a evolução do sistema, a própria arquitetura deve estar sujeita à alterações. Ainda dentro do escopo do HMS, uma arquitetura de referência para uma estação de trabalho é proposta em Wyns *et al.* (1996), mostrada na Fig. 2. O cerne do controle de chão de fábrica consiste de múltiplos holons de ordem. Cada ordem de produção é ela mesma um holon de ordem, responsável pela execução correta do trabalho; tipicamente, contém um conjunto de passos necessários para completar a ordem. Cada recurso também tem um holon associado, que reflete seu estado e funcionalidade. Os holons de recurso cooperam com outros holons apresentando as funcionalidades dos recursos, e fornecem uma interface, para a reserva e alocação de recursos, assegurando que um recurso não será designado simultaneamente para mais de um trabalho. A interface para alocação de recursos pode ser padronizada, possibilitando o desenvolvimento de um sub-holon genérico para alocação dentro do holon da estação de trabalho. Holons com conhecimento de processo de produção podem fazer uso das informações de funcionalidades dos recursos, por exemplo, a mesma ferramenta de corte (recurso), pode ser adequada para um trabalho e não para outro (conhecimento do processo). O holon de controle de processo (outro sub-holon do holon de estação de trabalho) levará em conta essas funcionalidades para interagir com os recursos de produção.

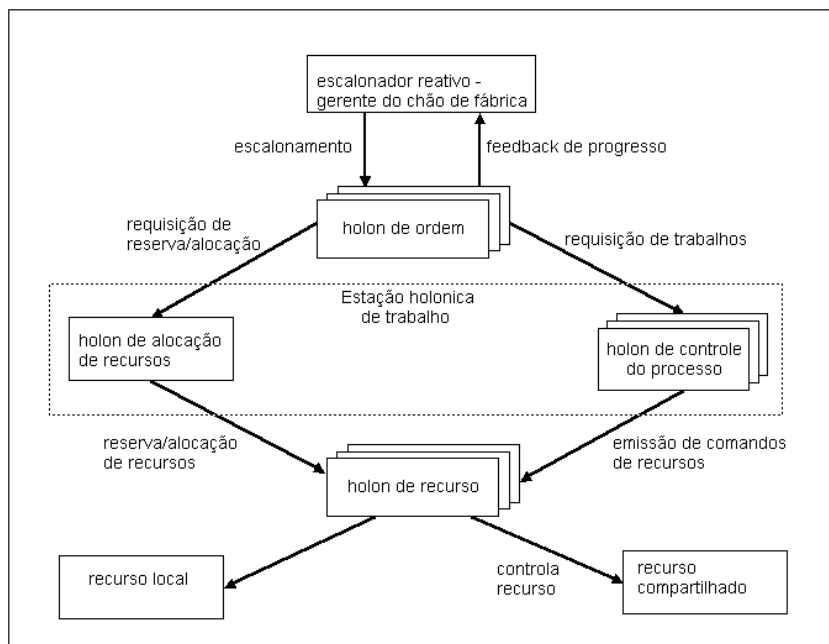


Figura 2. Arquitetura de uma estação holônica de trabalho (Wyns *et al.*, 1996).

A estação é composta pelo conjunto de recursos locais (recursos em um local específico ou decorrentes de uma configuração particular) e pode fazer uso de recursos compartilhados (Wyns *et al.*, 1996). Suas responsabilidades são : gerenciar a alocação de recursos e usar e controlar os recursos, e seus componentes holônicos são o holon de alocação de recursos e o holon de controle de processo. O holon de alocação de recursos independe do sistema físico e do processo de produção, enquanto os holons de controle de processo dependem do processo e dos equipamentos - holons de recurso. O holon de controle de processo depende do processo, dos recursos e possivelmente do ambiente. Uma estação pode ter múltiplos holons de controle de processo, cada um servindo uma combinação específica de processo, recurso e ambiente. Estes holons comandam os recursos para a execução de uma tarefa, ou seja, executa um trabalho usando os recursos alocados.

Os conceitos holônicos fundamentais não estão restritos a sistemas altamente automatizados , e podem ser aplicados a sistemas mais centrados em interações humanas. Toh *et al.* (1998) descreve uma típica pequena ou média empresa de manufatura como uma holarquia casualmente estruturada, ou seja, sua operação depende fortemente dos atributos identificados por Koestler: colaboração e autonomia (Fig. 3). A holarquia está baseada nas ligações entre pessoas. Equipamentos e sistemas computacionais de suporte não fazem parte do agrupamento holônico, e a inclusão de um sistema de informação convencional pode promover uma melhora limitada.

Já na Fig. 4 a holarquia envolve todos os elementos, chamada de organização holicamente melhorada, em que cada holon é composto do operadores e equipamentos. Cada holon mostrado na Fig. 4 é um holarquia composta de vários holons formados por cada operador, seu equipamento e a interface com a rede. Ainda segundo Toh, esta representação permite a modelagem características e operações em termos de autonomia e cooperação, que é o ponto central da teoria holônica.

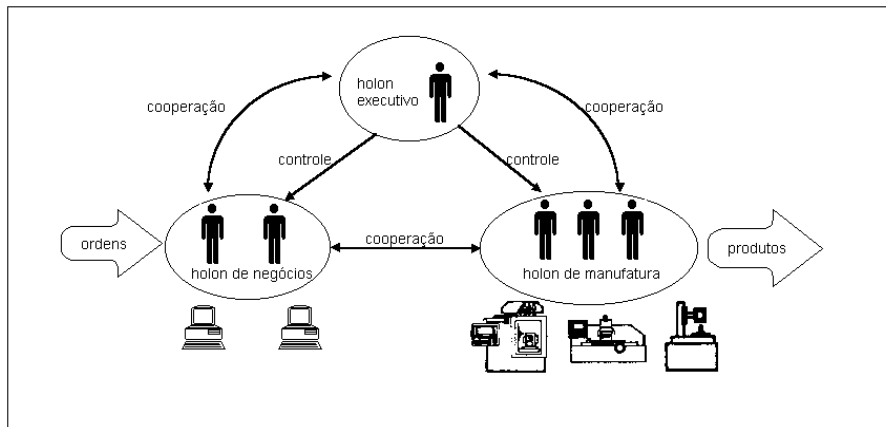


Figura 3. Estrutura casualmente holárquica (Toh *et al.*, 1998)

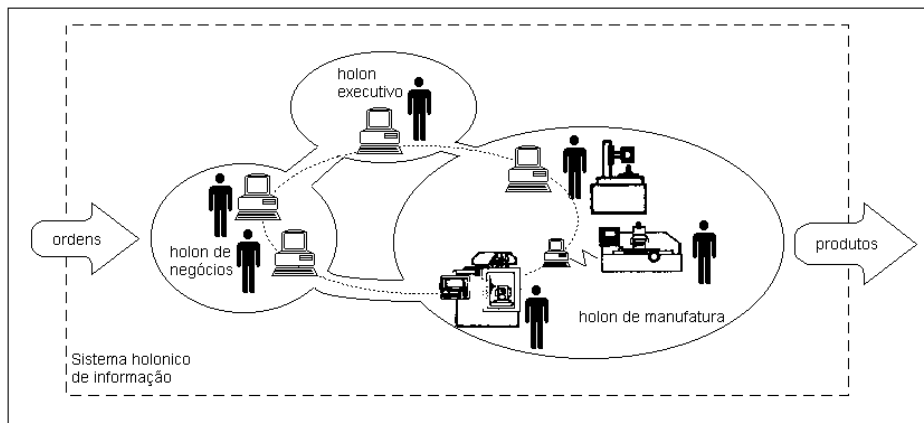


Figura 4. Estrutura holonicamente desenvolvida (Toh *et al.*, 1998).

Assim o fluxo de colaboração entre operadores e o fluxo de informações entre elementos de manufatura e suporte são considerados no desenvolvimento de um sistema de informação apropriado, de forma a fortalecer o comportamento holônico.

A aplicação dos conceitos de sistemas holônicos como regra para o projeto de sistemas de controle industrial resultará em uma nova geração de equipamentos de controle, compatíveis com as modernas estruturas de organização. Somente uma nova arquitetura de sistemas técnicos de controle estará apta para atender os requisitos dos futuros sistemas de produção (Höpf *et al.*, 1994). Em situações normais de operação, os sistemas tradicionais podem ter uma performance superior, mas é em situações de exceção que a abordagem holônica pode explorar seu potencial, devido a característica de flexibilidade e adaptabilidade frente a situações inesperadas, como quebras e mudanças de prioridades de ordens (Van Brussel, 1994).

4. Aplicação em máquinas ferramenta

Se desejamos que os vários componentes de um sistema de manufatura formem uma holarquia, algum grau de inteligência (autonomia) deve existir em todos os componentes, e as funcionalidades necessárias para caracterizar um holon devem estar disponíveis não apenas em sistemas de Planejamento e Controle de produção, mas no próprios equipamentos de manufatura, ou no conjunto máquina - operador (Hoche *et al.*, 1996 e Bengoa *et al.*, 1996). O essencial em um sistema holônico de manufatura é a natureza distribuída de informações e funções de controle (Van Brussel, 1994). A seguir, daremos alguns exemplos mais concretos de como prover características holônicas a alguns elementos do sistema de manufatura, no caso, máquinas ferramenta CNC. Independentemente da arquitetura adotada, o holon que representa uma máquina ferramenta deve possuir, no mínimo, as características de autonomia e cooperação, bem como um modelo de seu funcionamento

Bengoa *et al.* (1996), chama uma máquina - ferramenta que atenda esses requisitos de Unidade Holônica de Usinagem (HMU - Holonical Machinning Unit). Autonomia, nesse caso, seria uma independência de tarefas de programação off-line (do CAPP), e cooperação seria estabelecida através de comunicação lateral para o atendimento de uma ordem de produção. A holarquia formada por HMUs definiria as regras fundamentais a serem seguidas (quantidade do lote, prazo de entrega), para cooperação entre as HMUs. Dois objetivos essenciais poderiam ser alcançados dessa maneira:

- Adaptação de tempo necessário para usinagem ao tempo disponível em condições reais. O tempo de máquina disponível está sujeito a mudanças dinâmicas causadas por eventos aleatórios que afetam o sistema máquina-ferramenta-peça. Uma adaptação dinâmica do tempo de usinagem necessário seria feita através de um planejamento on-line de condições de corte (velocidade e avanço) considerando o estado do sistema naquele momento, o que substituiria o planejamento de processo off-line.
- A determinação dos recursos necessários como ferramentas e dispositivos de fixação é feita dinamicamente entre os disponíveis no momento. Essa adaptação é baseada no planejamento do processo feito no CNC.

A adaptação dinâmica dos parâmetros de corte toma por base a faixa de valores permitidos de velocidade de corte V_c e avanço f em torneamento, por exemplo (Fig. 5), bem como uma função quantificando a vida da ferramenta em função desses parâmetros, válida para condições dinâmicas, isto é, parâmetros variáveis durante a vida da ferramenta. Concluiu-se que o custo mínimo de usinagem ocorre quando são usados os menores valores possíveis para avanço e velocidade de corte, isto é, fabricar o mais devagar possível. Na Fig. 5 também pode ser vistos os tempos disponíveis para a operação. Esses modelos devem estar disponíveis no nível de controlador de estação ou de CNC, para possibilitar a adaptação on-line (um holon deve conter um modelo do seu funcionamento).

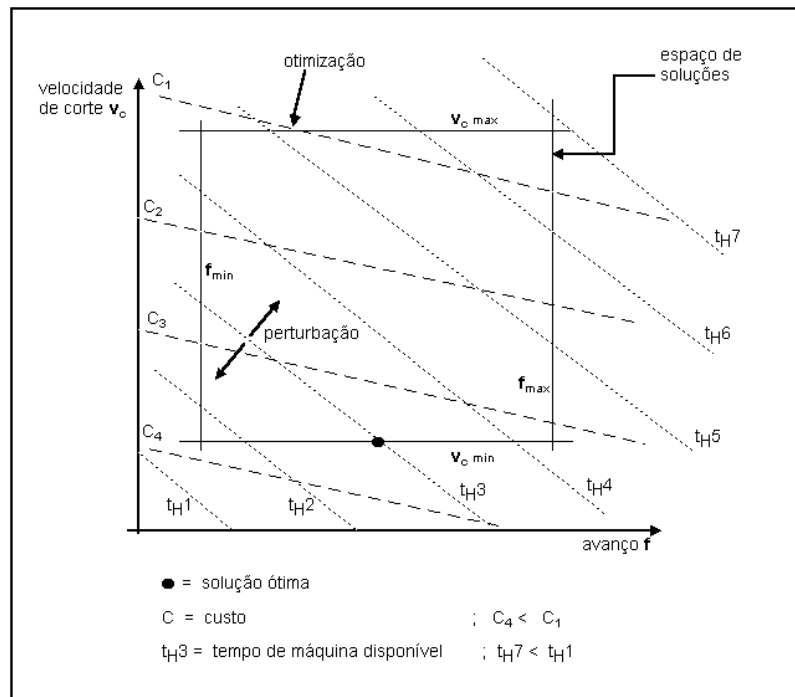


Figura 5. Parâmetros de corte de torneamento (Bengoa *et al.*,1996)

Os passos para o planejamento dinâmico de parâmetros são:

- Se o tempo de máquina disponível for maior do que o tempo necessário calculado no programa NC, a diferença entre eles é a reserva total de tempo disponível. Os parâmetros de corte são decrementados (primeiro a velocidade de corte, depois o avanço) até que o tempo necessário e o tempo disponível coincidam, usinando na menor velocidade possível, de forma a não comprometer o escalonamento.
- Na ocorrência de uma perturbação qualquer, avanço e velocidades são incrementadas ao máximo, e é verificado se o tempo residual após a perturbação é maior do que o tempo total necessário para executar as operações restantes. Se for, executamos o passo anterior, e não há a necessidade de intervenção de uma instância superior, como o controle do chão de fábrica ou da célula.

Uma estratégia de cooperação será necessária quando:

- Depois de uma perturbação, verificar-se que o tempo de máquina disponível não é mais suficiente para completar todas as peças restantes no tempo determinado pelo controle de chão de fábrica. O planejador do CNC faz uma solicitação ao planejador de outro CNC (máquinas similares e funcionalmente agrupadas) para que "absorva" o trabalho excedente. Este por sua vez incrementa seus parâmetros para poder atender a nova demanda.
- Ainda houver tempo de máquina disponível, mesmo após decrementar os valores de velocidade e avanço ao mínimo permitido. O controlador CNC pode comunicar-se com outros controladores, "oferecendo" este tempo excedente para absorver uma parte de seus trabalhos, de forma que todos possam operar com valores mais baixos de seus parâmetros, otimizando custo e vida de ferramentas de maneira mais geral.

Para que este comportamento cooperativo possa ser implementado, é necessário um sistema eficiente de transferência de dados (comunicação) entre esses controladores CNC e destes com o controle de chão de fábrica, assim como um poderoso gerador de programas NC é necessário para possibilitar a autonomia.

O planejamento on-line do processo pode ser feito em interação com o operador da máquina, que normalmente conhece o equipamento como ninguém, e pode ajudar na determinação de parâmetros e na avaliação da viabilidade do plano gerado. Assim, o operador tem um importante papel na geração do planejamento local da HMU, como não poderia deixar de ser, pois essa é uma abordagem antropocêntrica, como já vimos. Aqui torna-se adequada a proposta feita por Toh *et al.* (1998), onde a implementação de um sistema holônico não é dada apenas pela infra-estrutura dos equipamentos automatizados, mas com a adoção de um sistema de informação eficiente para apoio dos holons.

Outro exemplo da aplicação do paradigma de sistemas holônicos a máquinas CNC pode ser visto em Tanaya *et al.* (1998). A abordagem visa contornar a inflexibilidade da atual geração de máquinas CNC, decorrente da rigidez da arquitetura e de sua dificuldade para reagir a situações inesperadas. A operação destas máquinas baseia-se na execução em lote de um programa em código G. Assim um plano de ação apropriado não pode ser preparado no caso de uma falha qualquer. A rigidez operacional dos atuais CNCs não permite que possam ser usados diretamente em uma arquitetura holônica, pois impede comunicação com o ambiente externo e não possibilita medidas de intervenção durante a execução do programa. É necessário o uso do conceito de *driver* de dispositivo para conseguir a acessibilidade necessária a um controlador holônico. O conceito de *driver* de dispositivo também é proveniente do ambiente da ciência da computação, sendo um conjunto de rotinas usadas por sistemas operacionais para controlar funções de entrada e saída de dados ao nível de periféricos. É usada para resolver o problema da diversidade entre periféricos, por exemplo, impressoras de diferentes fabricantes. Cada fabricante implementa seu próprio conjunto de funções e características de operação do periférico, mas para o sistema operacional, os comandos passados para o periférico são os mesmos (imprimir, avançar papel, etc.). Assim, cabe ao *driver* de dispositivo executar a tradução dos comandos para as funções adequadas a cada dispositivo. Neste caso, o dispositivo seria o controlador CNC, e o sistema operacional poderia ser, por exemplo, um holon de planejamento de processo, ou o holon de controle de processo, usando a terminologia definida por Wyns *et al.* (1996). Esse conceito é aplicado usando uma interface disponível no controlador (no caso um Philips CNC432), acessada através de um protocolo proprietário. Assim, o holon de controle de processo encapsularia essas funções de acesso, simulando um comportamento holônico para o mundo exterior. Usando as funções desse protocolo proprietário, torna-se possível a execução de programas de maneira discreta, além da execução de funções de monitoramento, para detecção de condições de exceção. Como a execução agora é discreta, podem ser aplicadas ações de correção apropriadas. Isto fornece a autonomia ao holon de controle de processo.

Para que este procedimento possa ser generalizado, o fator mais importante é a necessidade de uma arquitetura aberta - onde todas as interfaces estão bem definidas e documentadas - e na qual a integração de novos sensores ou atuadores deve ser possível (Hoche *et al.*, 1996). Em equipamentos CNC isto já é possível, mas robôs, por exemplo, geralmente possuem arquiteturas proprietárias e fechadas, dificultando sua integração em um sistema de controle mais distribuído.

Em Overmars & Toncich (1996), é apresentada uma estrutura de controle de FMS modificada, baseada no uso de servo controladores inteligentes. Se cada servo for dotado de inteligência suficiente, os controladores "agrupadores" de servo-controles (o próprio CNC ou o controlador de robô), poderiam ser eliminados. Em controladores tradicionais, os servos são controlados por dispositivos de malha fechada, tentando minimizar a diferença entre a referência e a realimentação; a inteligência é fornecida pelo controlador "agrupador". Entretanto, a disponibilidade crescente de processadores digitais de sinal (DSPs), poderia levar ao desenvolvimento de sistemas de acionamento mais inteligentes, e poderíamos considerar que cada servo-eixo seria um holon para controlar. Os atributos holônicos poderiam ser obtidos se cada servo acionamento inteligente puder interagir com outros à sua volta (não apenas aqueles limitados às fronteiras de um único equipamento). Assim, em um dado momento, um servo poderia trabalhar com um determinado grupo para a execução de uma determinada operação (movimentação ou usinagem), e em outro momento participar de um outro grupo, para uma outra tarefa, e até mesmo com outra função. A maneira como um grupo de eixos trabalharia juntos seria determinada pelas necessidades de movimentação e usinagem naquele momento. O uso destes servo controles inteligentes é chamado pelo autor de FNC (Flexible Numerical Control), que teria as características holônica: autonomia, flexibilidade, cooperação e flexibilidade. Em um sistema tradicional, os grupos de eixos estão funcionalmente amarrados a funções específicas de cada máquina, e limitados à sua fronteira. No caso de FNCs, cada um pode responder a comandos de um controlador hierárquico, e/ou agir dentro de grupos de eixos. Este controlador central poderia controlar os movimentos de cada um dos eixos do sistema, que no limite se transformaria em uma única grande máquina.

Do ponto de vista mecânico, não existe nada de extraordinário em eixos servo acionados com duplo propósito - pode ser encontrado complexas máquinas CNC. Da mesma forma, o compartilhamento de eixos em diferentes operações pode ser observado em uma célula com dois CNCs e em robô para carga e descarga de peças servindo às duas máquinas. O propósito do estudo citado aqui é averiguar se tal abordagem pode ser aplicável a um sistema muito mais complexo, fazendo com que, por exemplo 100 eixos possam ser controlados de maneira coerente para agir como uma única máquina. O problema potencial da idéia de uma máquina complexa com muitos eixos inteligentes é que em um dado momento pode haver um grande número de combinações de eixos possíveis para a execução de uma determinada tarefa, embora na prática esse número possa diminuir devido às limitações físicas e mecânicas para que alguns eixos possam ser selecionados.

Em Mathews (1995) podemos ver outras vantagens na adoção dos conceitos holônicos: na arquitetura convencional, com coordenação centralizada, a unidade de processamento se torna cada vez maior e mais complexo com o aumento no número de sensores e atuadores, bem como o cabeamento se torna mais complicado, devido ao aumento no número de conexões por fios. No lugar de um único processador centralizado, poderíamos ter controladores

locais autônomos distribuídos na estrutura mecânica. Um robô poderia ser holônico se equiparmos os controladores da garra e juntas com capacidade de pré processamento, que poderiam analisar sinais provenientes dos respectivos sensores e ajustar sua própria atividade, liberando o processador central para tarefas mais nobres do que verificar coordenadas de posicionamento ou se a garra fechou adequadamente. O processador principal agora coordena o conjunto, recebendo apenas parâmetros funcionais dos controladores distribuídos, e não mais recebe dados brutos (sem tratamento). Isto simplifica a comunicação, que pode ser feita em uma linha universal entre os controladores, e não mais um canal para cada sensor e/ou atuador. Tal arquitetura permite uma abordagem modular para desenvolvimento e configuração, facilitando a evolução do manipulador e diminuindo tempos de preparação, além de permitir que cada processador tenha algoritmos próprios para otimização de suas tarefas.

5. Conclusão

Apresentamos os principais conceitos envolvidos no paradigma de sistemas holônicos, e alguns aspectos relacionados à sua aplicação em sistemas de manufatura. A seguir foram dados alguns exemplos disponíveis na literatura de como as características de um sistema holônico podem ser abordados em máquinas ferramenta CNC.

Um sistema holônico técnico não necessita apresentar todas as características de um OHS, mas deve apresentar as básicas, como autonomia e cooperação. As propriedades completas de OHS não são livres de contradições e assim apenas parcialmente adequadas para estruturas organizacionais técnica. A transferência desses conceitos para o chão de fábrica significa a instalação de canais de comunicação lateral ou horizontais entre entidades de produção e máquinas individuais para possibilitar decisões autônomas dentro de uma faixa pré estabelecida. Como a teoria é derivada do campo social, os humanos são considerados parceiros complementares da rede. Para maximizar os benefícios de flexibilidade e agilidade da aplicação desse paradigma, as características holônicas devem ser estendidas a todos os elementos do sistema de manufatura, incluindo as estações de trabalho, seus equipamentos e operadores. Porém, é preciso ressaltar a importância da necessidade de arquiteturas abertas para implementação dessas características.

A descentralização do controle de sistemas complexos é possibilitada por microprocessadores, embutindo cada vez mais inteligência nos sensores e elementos periféricos. A eficiência obtida através da implementação de um controle distribuído, através da distribuição de tarefas de decisão ou processamento pode ter sua contrapartida no aumento das necessidades de comunicação.

Algumas questões permanecem em aberto, como a identificação correta de cada tipo de holon necessário em diferentes contextos, qual a arquitetura apropriada, mecanismos efetivos de cooperação para uma boa performance global, e não apenas localizada. Além disso, é difícil calcular qual o impacto na performance geral de mudanças feitas localmente por holons através de cooperação. Para a holarquia como um todo, comportamentos imprevisíveis podem se manifestar frente à perturbações, ou seja, não é muito fácil antecipar qual o comportamento resultante de uma negociação entre vários holons quando surge um evento inesperado. Mas nos parece que os conceitos de sistemas holônicos vieram para ficar, e serão uma tendência dominante na manufatura, seja qual for o nome que venha a receber.

6. Referências

- Bengoa, A., Gluch, S., Jacobs, H.J., 1996, "Approach to holonic components in control of machine tools", CIRP Annals - Manufacturing Technology, Vol. 45 i1, pp. 437-440.
- Bongaert, Luc, 1998, "Integration of scheduling and control in holonic manufacturing systems", Phd Thesis, PMA KULeuven, Belgium.
- Gou, L., Hasegawa, T., Luh, P. B., 1994, "Holonic Planning and Scheduling for a Robotic Assembly Testbed", Proc of 4th Int. Conf. on CIM and Automation, Troy, Ny, Oct, pp. 142-149.
- Hoche, O., Boomhead, P., Grieve, R. J., 1996, "Developing an object oriented framework for the control of small manufacturing cells", Comp Int Manuf Systems, vol.9, n.4, pp. 217-229.
- Hopf M., Knudsen J.K.H. et al, 1994. Holonic Manufacturing Systems (HMS) The basic concept and a report of IMS Test Case 5, Advances in Design Manufacturing Volume 5, *Sharing CIM Solutions Linking Innovation with Growth*, IOS Press Ohmsha the Netherlands ESPRIT CIM-Europe, pp. 84-93.
- Hurriyet, H., Agrawal, R. K., 1999, "An Organic approach to the Evolution of Manufacturing Technology", in Proceedings of PICMET'99, Portland, pp195.
- Koestler, A., 1967, *The ghost in the machine*, Arkana Books, London.
- Markus, A., Vancza, T. K., Monostori, L., 1996, "Market approach to holonic manufacturing", CIRP Annals - Manufacturing Technology, v45 i1 p433-436.
- Mathews, J., 1995, "Organizational foundations of intelligent manufacturing systems - the holonic viewpoint", Comp Integ. Manuf. Syst., Vol. 8, No. 4, pp.237-243.
- Overmars, A.H., Toncich, D.J., 1996, "Hybrid FMS Control Architectures Based on Holonic Principles", Int J. of Flex Manuf. Sys, Vol 8, pp. 263-278.
- Tanaya, P. I., Detand, J., Kruth, J.P., Valckenaers, P., 1998, "An Object-Oriented Execution Model for a machine Controller Holon", European Journal of Control, v4, no4, pp345-361.
- Thompson, D., Hughes, D. R., 1998, "Holonic modelling", Manufacturing Engineer, vol. 77 i3 pp. 116-119.
- Toh, K.T.K., Newman, S.T., Bell, S., 1998, "An information systems architecture for small metal-working companies", Proc Instn Mech Engrs, Vol 212 Part B, n B2, pp 87-103.

- Valckenaers P., Van Brussel, H., Wyns, J., Bongaerts, L., Peeters, P., 1998, "Designing Holonic manufacturing systems", Robotics and Comp.-Integ. Manuf., Vol 14, Iss 5-6, pp 455-464.
- Van Brussel, H., 1994, "Holonic Manufacturing Systems, the vision matching the problem", Proc of 1st European Conf on Holonic Manufacturing Systems, Hannover.
- Wyns, J., Van Brussel, H. Valckenaers, P., Bongaerts, L., 1996, "Workstation Architecture in Holonic Manufacturing Systems", Proc of 28th Int Seminar on Manuf. Syst., Johannesburg, South Africa, Ed Z Katz, Rand Afrikaans Univ, pp. 220-231.

The Holonic Systems approach and its adoption to machine tools

Prof. MEng. Carlos Norberto V

Department of Computer Science CCT/UDESC, Joinville-SC, CP 631, CEP 89.223-100 Brazil
dcc2cnvj@joinville.udesc.br

Prof. Dr. Geraldo Nonato Telles

Department of Materials Engineering FEM/UNICAMP, Campinas-SP, CP 6122, CEP 13.083-970 Brazil
geraldo1@fem.unicamp.br

Abstract. *Since the beginning of the nineties there are some researches that have tried to apply the concepts of holonic systems proposed by Arthur Koestler in manufacturing systems, but only recently some proposals of architectures and control systems have become reality. The holonic approach proposes to divide a system in several elements called holons, which interact with each other by means of a structure called holarchy, to execute its tasks and achieve common goals. Among several aspects that can result from this approach, we can highlight the stability and agility to deal with unexpected changes or disturbances, both in internal and external environment. This is due to the features that are present in holonic systems: autonomy, cooperation and evolution. To achieve the expected results, the approach has to be applied not only in the high levels, like production planning and control, but in the machine tools level as well. Here we review the foundations of holonic systems, how they can be used in the manufacturing environment, and discuss how these concepts can or have to be applied to machine tools*

Keywords. HMS, HMUt, holonic, CNC.

THE INFLUENCE OF SPECIFIC CUTTING FORCE ON END MILLING MODELS

Anna Carla Araujo

PEM/COPPE/UFRJ - P.O. Box 68503 – 21945-970 – Rio de Janeiro, RJ, Brazil.
anna@ufrj.br

José Luís Silveira

PEM/COPPE/UFRJ - P.O. Box 68503 – 21945-970 – Rio de Janeiro, RJ, Brazil.
jluis@ufrj.br

Abstract. *In order to predict machining forces it is necessary to know the chip volume and calculate the specific cutting force of the process, the prediction force problem is concerned on the right formulation of this last parameter that most models considers constant. This paper analyzes the behavior of the specific cutting pressures on end milling by calculating, from experimental data force, the pressure on each moment of cut. This procedure involves an approach which do not considers the force on each cutting edge piece but a function of area and height of cutting. After the cutting pressure analysis, some comparisons with previously published experiments are done and it can be seen that for the prediction of end milling cutting forces, the variation in time of the specific cutting force should be considered.*

Keywords: *specific cutting force, end milling, machining modelling*

1. Introduction

The end milling process is one of the most widely used and efficient means of machining materials. In this process there is a periodically varying chip section during the material removal and the cutting force also varies during this process. Accurate modelling of the cutting forces is required to predict the cutting forces, vibration, surface quality, and stability of machining processes.

A number of different methods to predict cutting forces have been developed over the last years. These models can be classified into three major categories: empirical, analytical, and mechanistic methods. In the empirical methods, a number of machining experiments are performed and performance measures such as cutting forces, tool life, and tool wear are measured (Armarego and Brown, 1969). These responses are then correlated to the cutting conditions using empirical functions and require a lot of experimentation. Analytical approaches, (Armarego and Brown, 1969) and (Altintas, 2000) model the physical mechanisms that occur during cutting. This include complex mechanisms such as high strain rates, high temperature gradients and combined elastic and plastic deformations and it's not yet completely solved. Mechanistic models (Tlustý and MacNeil, 1975; Kline *et al.*, 1982; Altintas and Spence, 1991; Yun and Cho, 2001 and Kapoor *et al.*, 2001) predict the cutting forces based on a method that assumed cutting force to be proportional to the chip cross-sectional area.

The constants of proportionality are called the specific cutting pressures and depend on the cutter geometry, cutting conditions, insert grade and workpiece material properties. This paper questions the behavior in time of specific cutting pressures for cutting force models for end milling process, estimating the specific cutting pressures directly from cutting force data previously published.

2. Cutting force modelling of end-milling operations

Instantaneous differential force modelling for one single flute is normally written by Martelotti formula (Araujo and Silveira, 1999)

$$d\vec{F}_i = \vec{K} dA = \vec{K} t db \quad (1)$$

where \vec{K} is a vector called specific cutting force and the instantaneous force is the sum of differential parts calculated on small cutting tool pieces (db) multiplied by the specific force and the uncut chip thickness (t) that for end milling can be written as:

$$t = s_t \sin \phi \quad (2)$$

where ϕ is the angle of the cutting piece measured in relation of the normal direction of the feed per tooth s_t ,

$$s_t = \frac{v}{\omega N_f} \quad (3)$$

from known v , ω and N_f as the feed velocity, rotation velocity and the number of flutes.

The cutting tool pieces can be calculated by

$$db = \frac{d}{2 \tan \lambda} d\phi \tag{4}$$

where d is the tool diameter and λ is the helix angle. (Fig. (1))

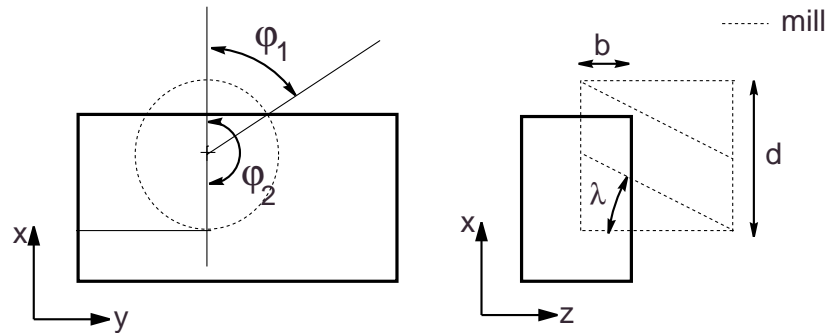


Figure 1. Milling geometry.

The angle δ is calculated by

$$\delta = \frac{2 b \tan \lambda}{d} \tag{5}$$

where b is the the depth of cut.

The angle δ is used to classify the cutting geometry as *Type I* or *Type II* (Tab. (1)), where φ_1 and φ_2 are the entry and exit angles, respectively (Fig. (1)), which were enlightened on (Tlustý and MacNeil, 1975) and (Araujo and Silveira, 1999).

Table 1. Classification as *Type I* or *Type II*.

| <i>Type I</i> | <i>Type II</i> |
|-------------------------------------|----------------------------------|
| $\delta \leq \varphi_2 - \varphi_1$ | $\delta > \varphi_2 - \varphi_1$ |

The force become:

$$\vec{F}_i = \int \vec{K} dA = \int \vec{K} t db = \int \vec{K} \frac{d s_t \sin \phi}{2 \tan \lambda} d\phi \tag{6}$$

So, the total force of cut, considering the N_f flutes of the mill, are calculated by the sum:

$$\vec{F} = \sum_{i=1}^{N_f} \vec{F}_i \tag{7}$$

In this approach, all force contributions are calculated at the same time because all differential parts of the force are calculated for each cutting piece.

3. Force as a function of time

The milling force vector ($\vec{F}(t)$) is written as the multiplication of two parcels: one relative to the specific force, written as a vector function ($\vec{K}(t)$), and other relative to the cutting area, an scalar function ($\mathbf{A}(t)$). This form is called from now on by *Function of area variation approach*.

$$\vec{F}(t) = \vec{K}(t)\mathbf{A}(t) \tag{8}$$

The time variable t can be substituted by the angle of rotation θ of a fixed point \mathbf{P} in a peripheral tool and the tool velocity rotation ω : (Fig. (2))

$$\vec{F}(t) = \tilde{\mathbf{F}}\left(\frac{\theta}{\omega}\right) = \vec{F}(\theta) \tag{9a}$$

$$\vec{F}(\theta) = \vec{K}(\theta) A(\theta) \tag{9b}$$

The function $A(\theta)$ will be calculated separately in the following section.

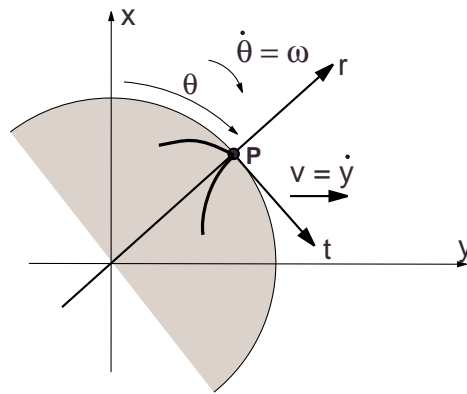


Figure 2. Milling Tool Referential.

4. The Cross-sectional Area Variation

Let take the area parcel separately to construct the area function $A(\theta)$.

In Fig. (3) can be observed the chip cross-sectional area (A_1) of the first flute at milling angle θ , for a cutting geometry having $\varphi_1 = 0$ and $\varphi_2 = \pi$.

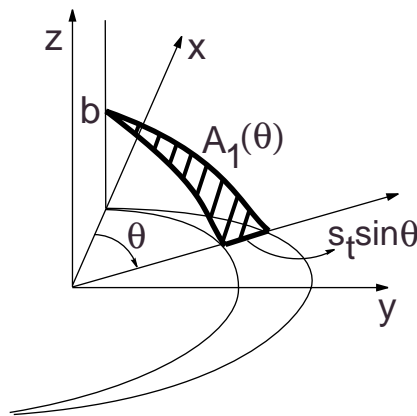


Figure 3. Chip Cross-sectional Area.

The chip area can be calculated by:

$$A_1(\theta) = \int_{L_1(\theta)}^{L_2(\theta)} \frac{s_t d}{2 \sin \lambda} \sin \phi d\phi \tag{10}$$

where the limits L_1 and L_2 are functions of θ and are calculated differently for each cutting phase of θ as can be observed on Tab. (2).

Table 2. Integration limits for each phase.

| Phase | Type I | | Type II | |
|---------------------------------------|-------------------|---------------|-------------------|---------------|
| | $L_1(\theta)$ | $L_2(\theta)$ | $L_1(\theta)$ | $L_2(\theta)$ |
| For $e_1 < \theta \leq e_2$ - Phase A | e_1 | θ | e_1 | θ |
| For $e_2 < \theta \leq e_3$ - Phase B | $\theta - \delta$ | θ | e_1 | e_2 |
| For $e_3 < \theta \leq e_4$ - Phase C | $\theta - \delta$ | e_3 | $\theta - \delta$ | e_2 |

The values of e_1 , e_2 , e_3 and e_4 can be extracted from Tab. (3).

Table 3. Variables values.

| | Type I | Type II |
|-------|----------------------|----------------------|
| e_1 | φ_1 | φ_1 |
| e_2 | $\varphi_1 + \delta$ | φ_2 |
| e_3 | φ_2 | $\varphi_1 + \delta$ |
| e_4 | $\varphi_2 + \delta$ | $\varphi_2 + \delta$ |

For a single flute and *Type I* cutting geometry, the chip cross-sectional area function is presented on Fig. (4).

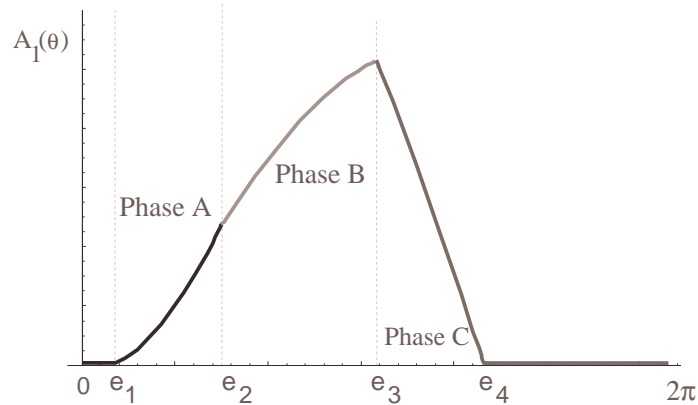


Figure 4. Area Function for one Single Flute.

In order to add the contributions of all flutes, the chip cross-sectional area function for any flute (n) is written by:

$$A_n(\theta) = \int_{L_1(\theta+\xi(n-1))}^{L_2(\theta+\xi(n-1))} \frac{s_t d}{2 \sin \lambda} \sin \varepsilon d\varepsilon \tag{11}$$

Note that the functions L_1 and L_2 are now not only a function of θ but also a function of n , where ξ is the angle between the flutes.

The total area is calculated by:

$$A(\theta) = \sum_{n=1}^{N_f} A_n(\theta) \tag{12}$$

and the Fig. (5) shows the chip cross-sectional area function $A(\theta)$ for a milling with four flutes ($\xi = 90^\circ$) and in bold the function of the first flute $A_1(\theta)$, of a cut having *Type I* geometry.

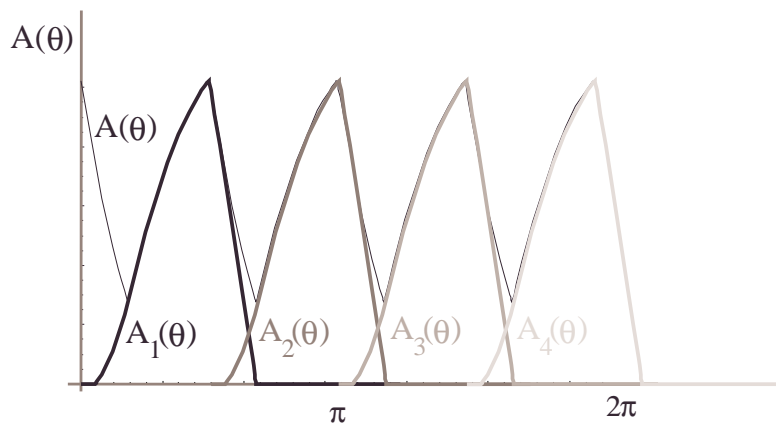


Figure 5. End Milling Area Function.

5. Rotated Area Function

In order to compare the present model with experimental data, the force components should be decomposed in x , y and z directions as they are usually recorded in machining tests.

$$\vec{F}(\theta) = \begin{bmatrix} F_x(\theta) \\ F_y(\theta) \\ F_z(\theta) \end{bmatrix} = A(\theta) \begin{bmatrix} K_x(\theta) \\ K_y(\theta) \\ K_z(\theta) \end{bmatrix} \quad (13)$$

But it's not convenient to write the specific cutting force in the fixed referential x, y, z . To rewrite it on the more appropriate tool referential t, r, z (tangential, radial and axial directions), another function $A_R(\theta)$ has to be introduced:

$$\begin{bmatrix} F_x(\theta) \\ F_y(\theta) \\ F_z(\theta) \end{bmatrix} = A_R(\theta) \begin{bmatrix} K_t(\theta) \\ K_r(\theta) \\ K_z(\theta) \end{bmatrix} \quad (14)$$

In fact, the function $A_R(\theta)$ is the rotation matrix $\mathbf{R}(\theta)$ multiplied by the area.

$$\mathbf{R}(\theta) = \begin{pmatrix} \cos(\theta) & \sin(\theta) & 0 \\ \sin(\theta) & -\cos(\theta) & 0 \\ 0 & 0 & 1 \end{pmatrix} \quad (15)$$

The rotation matrix $\mathbf{R}_n(\theta)$ have to be written for each flute:

$$\mathbf{R}_n(\theta) = \begin{pmatrix} \cos(\theta + \xi(n-1)) & \sin(\theta + \xi(n-1)) & 0 \\ \sin(\theta + \xi(n-1)) & -\cos(\theta + \xi(n-1)) & 0 \\ 0 & 0 & 1 \end{pmatrix} \quad (16)$$

Then, for all flutes, the rotated area function becomes:

$$A_R(\theta) = \sum_{n=1}^{N_f} \mathbf{R}_n(\theta) A_n(\theta) \quad (17)$$

To simplify the following calculations, $C_1(\theta)$ and $C_2(\theta)$ are defined:

$$C_1(\theta) = \sum_{n=1}^{N_f} A_n(\theta) \cos(\theta + \xi(n-1)) \quad (18a)$$

$$C_2(\theta) = \sum_{n=1}^{N_f} A_n(\theta) \sin(\theta + \xi(n-1)) \quad (18b)$$

$$A(\theta) = \sum_{n=1}^{N_f} A_n(\theta) \quad (18c)$$

Rewriting the Eq. (14), the force can be expressed by:

$$\begin{bmatrix} F_x(\theta) \\ F_y(\theta) \\ F_z(\theta) \end{bmatrix} = A_R(\theta) \begin{bmatrix} K_t(\theta) \\ K_r(\theta) \\ K_z(\theta) \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} C_1(\theta) & C_2(\theta) & 0 \\ C_2(\theta) & -C_1(\theta) & 0 \\ 0 & 0 & A(\theta) \end{bmatrix} \begin{bmatrix} K_t(\theta) \\ K_r(\theta) \\ K_z(\theta) \end{bmatrix} \quad (19)$$

Multiplying the matrix $A_R(\theta)$ by a fictitious specific cutting force, e.g. $K_t(\theta) = K_r(\theta) = K_z(\theta) = 1N/mm^2$, can be analyzed the contribution only from the area, with constant specific force. (Fig. (6))

$$\begin{bmatrix} f_x(\theta) \\ f_y(\theta) \\ f_z(\theta) \end{bmatrix} = A_R(\theta) \begin{bmatrix} 1 \\ 1 \\ 1 \end{bmatrix} \quad (20)$$

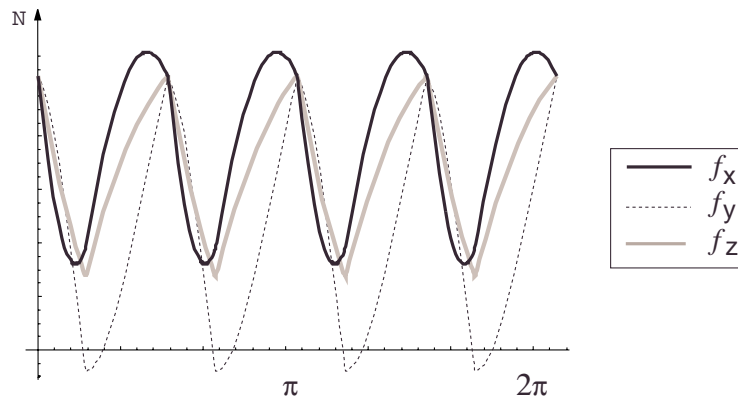


Figure 6. Cutting force for fictitious constant specific force ($K_t(\theta) = K_r(\theta) = K_z(\theta) = 1 \text{ N/mm}^2$).

Note that the matrix $A_R(\theta)$ is the Jacobian of the \mathbf{F} components in relation to the specific cutting force coefficients:

$$A_R(\theta) = \begin{bmatrix} \frac{\partial F_x}{\partial K_t} & \frac{\partial F_x}{\partial K_r} & \frac{\partial F_x}{\partial K_z} \\ \frac{\partial F_y}{\partial K_t} & \frac{\partial F_y}{\partial K_r} & \frac{\partial F_y}{\partial K_z} \\ \frac{\partial F_z}{\partial K_t} & \frac{\partial F_z}{\partial K_r} & \frac{\partial F_z}{\partial K_z} \end{bmatrix} \quad (21)$$

6. Specific Force Analysis

The problem is concentrated on the specific cutting force analysis. The Eq. (19) can be easily calculated if the specific pressure is constant in time (θ).

Empirical works, (Tlustý and MacNeil, 1975) and (Ber *et al*, 1988), considered the specific force as one single value for each pair of tool-workpiece and relate the components by coefficients of proportionality; these researchers considers that the specific force is time constant.

Analytical approaches (Altintas, 2000) calculate the specific cutting forces as a function of cutting parameters.

Orthogonal and Oblique are the most important models and the specific cutting forces are presented on Tab. (4), where ϕ is the shear angle, α the rake angle, β the friction angle, η the chip flow angle, and the “lower index” n means the normal component of the angles.

Table 4. Analytical Specific Force.

| | Orthogonal Model | Oblique Model |
|-------|---|---|
| K_t | $\frac{\tau_s \cos(\beta-\alpha)}{\sin \phi \cos(\phi+\beta-\alpha)}$ | $\frac{\tau_s}{\sin \phi_n} \frac{(\cos(\beta_n-\alpha_n)+\tan \lambda \tan \eta \sin \beta_n)}{\sqrt{\cos^2(\phi_n+\beta_n-\alpha_n)+\tan^2 \eta \sin^2 \beta_n}}$ |
| K_r | $\frac{\tau_s \sin(\beta-\alpha)}{\sin \phi \cos(\phi+\beta-\alpha)}$ | $\frac{\tau_s}{\sin \phi_n} \frac{(\cos(\beta_n-\alpha_n) \tan \lambda - \tan \eta \sin \beta_n)}{\sqrt{\cos^2(\phi_n+\beta_n-\alpha_n)+\tan^2 \eta \sin^2 \beta_n}}$ |
| K_z | 0 | $\frac{\tau_s}{\sin \phi_n \cos \lambda} \frac{(\sin(\beta_n-\alpha_n))}{\sqrt{\cos^2(\phi_n+\beta_n-\alpha_n)+\tan^2 \eta \sin^2 \beta_n}}$ |

If these parameters are time constant, the specific cutting force will not change in time. To analyze this behavior, for each point of θ , the Eq. (22)

$$\mathbf{K}(\theta) = \mathbf{A}_R^{-1}(\theta)\mathbf{F}(\theta) \quad (22)$$

can be applied to any experimental data from milling process, then if the specific cutting force is constant, the result must have the same value.

The graphic from Fig. (7) was taken from (Altintas and Lee, 1996). This experiment used the following parameters:

$$d = 18.1mm, \quad \lambda = 30.0, \quad N_f = 4, \quad b = 5.08, \quad \varphi_1 = 0, \quad \varphi_2 = \frac{\pi}{2}, \quad v = 30 \frac{m}{min}, \quad s_t = 0.05.$$

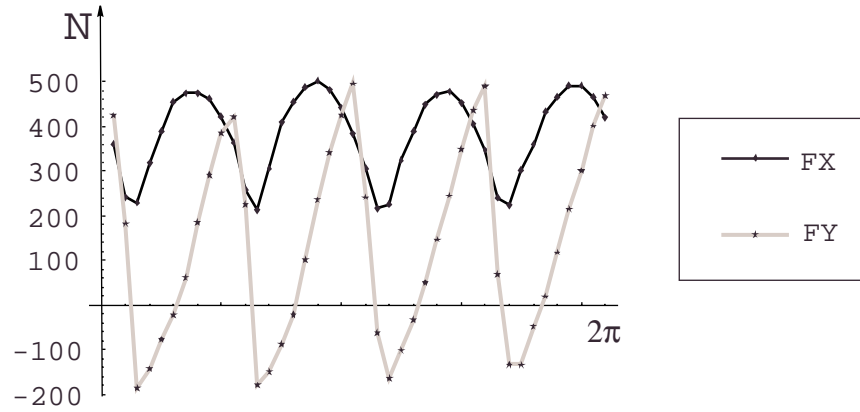


Figure 7. Experimental data from Altintas and Lee (1996).

Taking each point of the curve (Fig. (7)) and calculating the proposed Eq. (22), results in behavior shown in the Fig. (8), that is $K(\theta)$ is not constant:

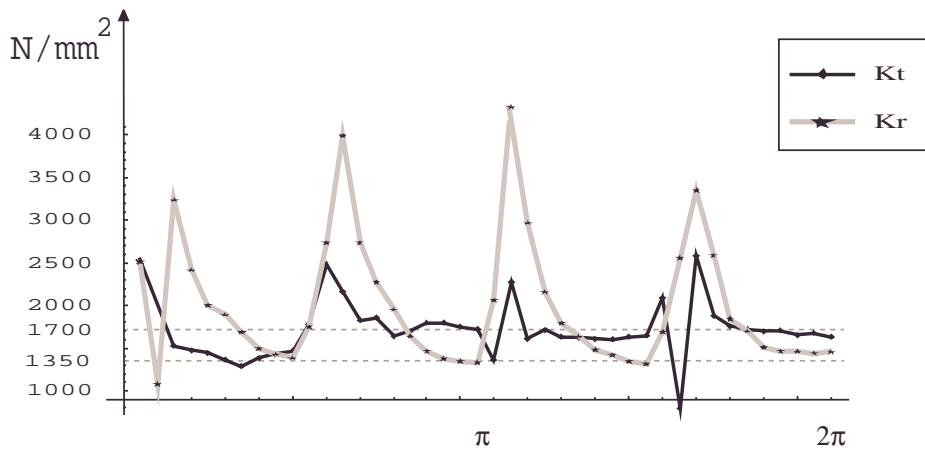


Figure 8. $A_R^{-1} \vec{F}$ Graphic.

Analyzing these points, with the aim to get the best proposal for the specific cutting force, the Eq. (19) is recalculated and compared with the experimental data.

The first test is concerned on a constant value: the mean of the function presented in Fig. (8):

$$K_{tmedio} = \frac{1}{p} \sum_{i=1}^p K_t(\theta) \tag{23a}$$

$$K_{rmedio} = \frac{1}{p} \sum_{i=1}^p K_r(\theta) \tag{23b}$$

where p is the number of points.

Those values, applied on Eq. (19) produces the forces presented and compared with the experimental data in Fig. (10).

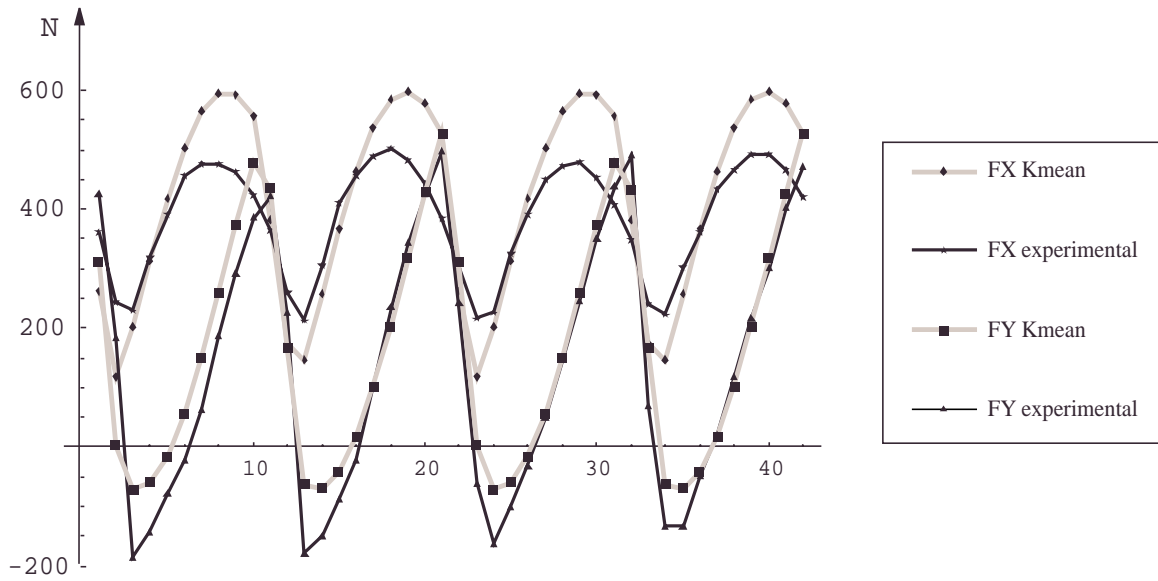


Figure 10. Comparison between experimental force and the force calculated from the mean specific force.

To improve the value of the constant specific force, those who minimize the difference between the theoretical and experimental forces are the asymptotic values: (Fig. (8))

$$K_{tconstant} = 1700 \text{ N/mm}^2 \quad K_{rconstant} = 1350 \text{ N/mm}^2 \tag{24}$$

Applied on Eq. (19) results the comparison presented in Fig. (11):

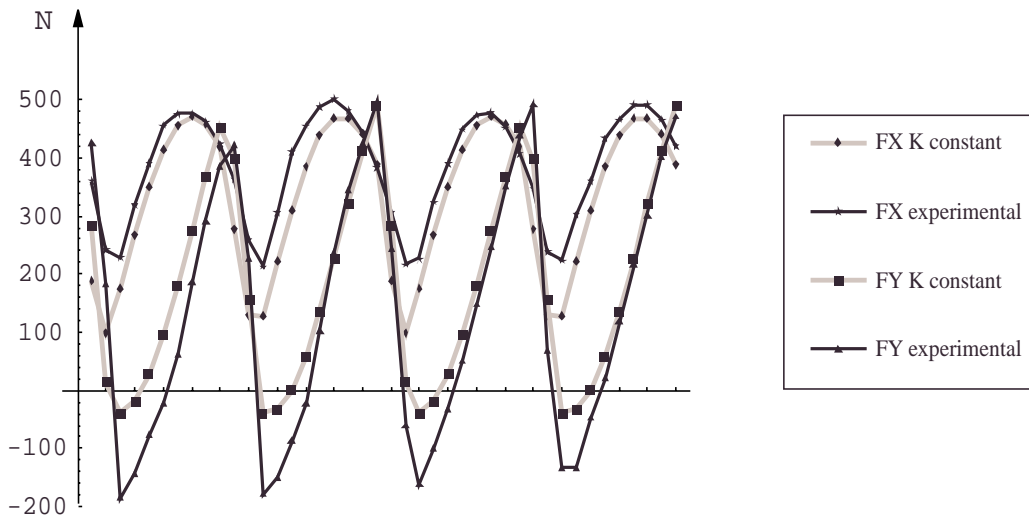


Figure 11. Comparison between experimental force and the force calculated from a constant specific force.

So, constant values for the specific force do not produces good agreement with the experiment.

In a mechanistic approach, one proposal is modelling the radial specific force as a function of the cross-sectional area, because it varies with θ .

Here, the proposed function for the radial specific cutting force is:

$$K_{rvariable} = k_{r1} A(\theta)^{-1} + k_{r2} \tag{25}$$

where $k_{r1} = 240 \text{ N/mm}^4$ and $k_{r2} = 500 \text{ N/mm}^2$. (Fig. (12))

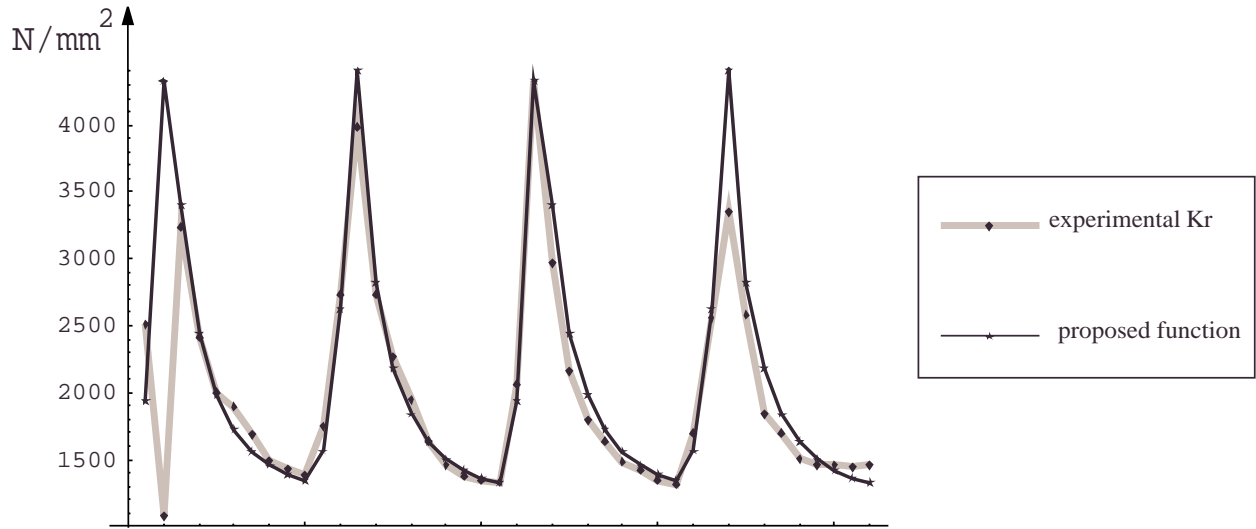


Figure 12. Proposed function for radial specific cutting force.

Using this proposal for the radial specific force and the tangential asymptotic value ($K_t = 1700 \text{ N/mm}^2$) and applying on Eq. (19):

$$\begin{bmatrix} F_x(\theta) \\ F_y(\theta) \\ F_z(\theta) \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} C_1(\theta) & C_2(\theta) & 0 \\ C_2(\theta) & -C_1(\theta) & 0 \\ 0 & 0 & A(\theta) \end{bmatrix} \begin{bmatrix} K_t \\ k_{r1} A(\theta)^{-1} + k_{r2} \\ K_z \end{bmatrix} \quad (26)$$

The Fig. (13) presents the comparison of the result of the Eq. (26) with the experiment. For this case, can be observed that the cutting force model with time variable cutting pressure is more precise then the constant specific force.

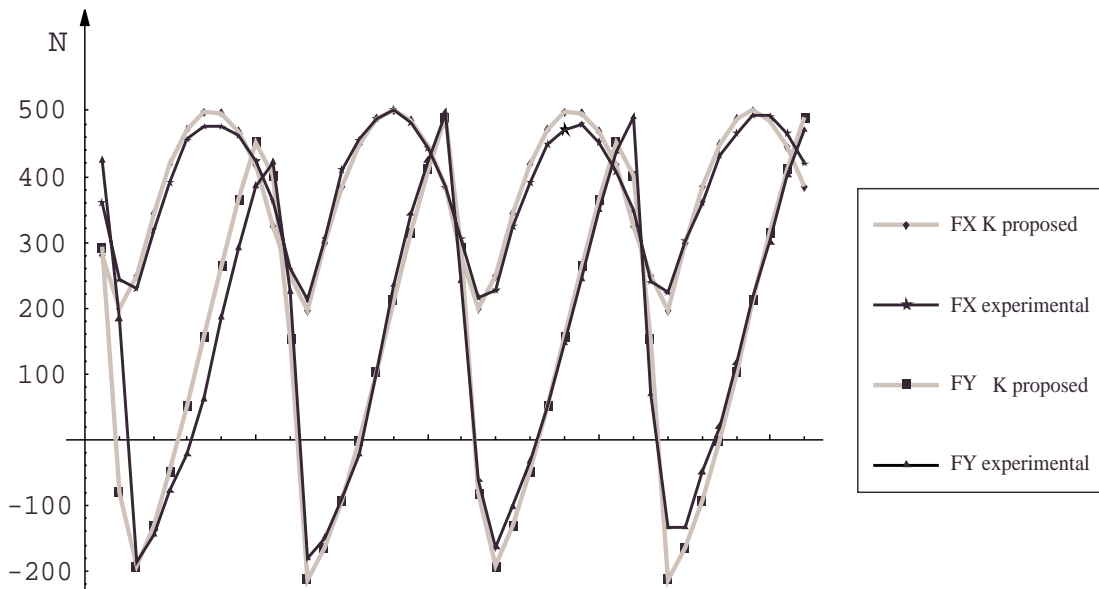


Figure 13. Comparison between experimental and calculated force from proposed specific force function.

Applying on Eq. (19) and rewriting, the Eq. (28) becomes:

$$\begin{bmatrix} F_x(\theta) \\ F_y(\theta) \\ F_z(\theta) \end{bmatrix} = A_R(\theta) \begin{bmatrix} K_t \\ k_{r2} \\ K_z \end{bmatrix} + k_{r1} \begin{bmatrix} C_2(\theta) A(\theta)^{-1} \\ -C_1(\theta) A(\theta)^{-1} \\ 0 \end{bmatrix} \quad (27)$$

and shows that, for this case, the problem is engaged.

7. Conclusions

This paper analyzes the behavior of the specific cutting pressures from experimental cutting force data. A procedure to estimate the specific cutting forces from data is developed using the function of area variation approach. The developed method is validated by recalculation of the cutting force and compared with the experiment published by (Altintas and Lee, 1996). From the results, it can be seen that the prediction of end milling forces should consider the variation on time of the specific cutting force.

8. Acknowledgements

This research was partially supported by FUJB (Fundação Universitária José Bonifácio) under project 8451-4.

9. References

- Altintas, U., 2000, "Manufacturing Automation", Cambridge University Press, 1st edition.
- Altintas, U. and Lee, P., 1996, "A General Mechanics and Dynamics Model for Helical End Mills", *Annals of CIRP*, Vol.45/1, pp. 59-64.
- Altintas, U. and Spence, A., 1991, "End Milling force algorithm for CAD Systems", *Annals of CIRP*, Vol.40/1, pp. 31-34.
- Araujo, A.C. and Silveira, J.L., 1999, "Models for the Prediction of Instantaneous Cutting Forces in End Milling", *Annals of 15th COBEM*, CDROM.
- Armarego, E. and Brown, J., 1969, "The Machining of Metals", Prentice-Hall, New Jersey.
- Ber, A., Rotberg, J. and Zombach, 1988, "A Method for Cutting Forces in End Milling", *Annals of CIRP*, Vol. 37/1, pp. 37-40.
- Jayaram, S., Kapoor, S. and DeVor, R., 2001, "Estimation of the Specific Cutting Pressures for Mechanistic Cutting Force Models", *Int. J. Mach. Tool. Man.*, Vol.41, pp. 265-281.
- Kline, W., DeVor, R. and Lindberg, J., 1982, "The Prediction of Cutting Forces in End Milling", *Int. J. Mach. Tool. Des. Res.*, Vol.22/1, pp. 7-22.
- Thusty, J. and MacNeil, P., 1975, "Dynamics of Cutting in End Milling", *Annals of the CIRP*, Vol.24/1, pp. 213-221.
- Yun, W.S., Cho, D.W., 2001, "Accurate 3-D cutting force prediction using cutting condition independent coefficients in end milling", *Int. J. Mach. Tool. Man.*, Vol.41, pp. 463-478.

SIMULAÇÃO NUMÉRICA DA TRANSFERÊNCIA DE CALOR NO PROCESSO DE HOMOGENEIZAÇÃO DE COMPOSTOS DE BORRACHA

Maurício dos Santos Cruz

Departamento de Engenharia Mecânica/COCPG - CEFET/RJ
20271-110, Rio de Janeiro, RJ – Brasil
E-Mail: mauricio.cruz@michelin.com.br

Pedro Manuel Calas Lopes Pacheco

Departamento de Engenharia Mecânica/COCPG - CEFET/RJ
20271-110, Rio de Janeiro, RJ
E-Mail: calas@cefet-rj.br

Resumo: A confecção dos compostos de borracha requer um processo específico de fabricação no qual são necessárias várias etapas, até se obter o produto vulcanizado e acabado. Em função do processo depender do acoplamento de diversos fenômenos físicos e, portanto, envolvendo diversas áreas do conhecimento, os estudos disponíveis são, na sua grande maioria, de caráter experimental, englobando apenas partes bastante específicas do processo. Uma das etapas mais importantes do processo ocorre durante a homogeneização em misturadores internos e externos nos quais o composto passa por um processo de laminação entre pares de cilindros rotativos. Neste trabalho desenvolveu-se um modelo numérico, baseado no método de elementos finitos, que permite simular o processo de troca de calor entre os cilindros do misturador e a borracha. Através da simulação, foi possível identificar os parâmetros relevantes do processo e estudar o desempenho de duas configurações. A otimização da troca de calor nesse equipamento é um fator bastante relevante na redução do tempo de fabricação da borracha, pois resulta em ganhos diretos de produtividade e redução de custo.

Palavras chaves: Compostos de borrachas, Modelagem, Simulação Numérica, Método de Elementos Finitos, Transferência de Calor.

1. Introdução

Os compostos de borracha caracterizam-se pela mistura de borracha natural ou sintética, ou mesmo de ambas com diferentes ingredientes, podendo ser encontrados em diversas formulações (Billmeyer, 1984; Walker e Rader, 1988; Babitt, 1990; White, 1995). A fabricação é complexa e difícil, devido aos requisitos necessários para obter uma boa homogeneização e viscosidade. Antes da vulcanização, processo que reconstitui as ligações moleculares quebradas ao longo da preparação, são realizados vários outros processos como: homogeneização, extrusão, calandragem e montagem (Blow, 1975; Freakley, 1987; Babitt, 1990; White, 1995).

Durante as diversas fases do processo de fabricação, como no caso da mistura dos compostos em misturadores externos, existe um aumento da temperatura do material em função da geração de calor promovida pela quebra das cadeias moleculares. Este aumento de temperatura deve ser controlado, pois pode vir a induzir a vulcanização prematura do composto, o que acarretaria a perda do produto, ou no aumento do tempo necessário para a obtenção do produto final. Normalmente o calor gerado é removido do composto através do sistema de refrigeração dos equipamentos empregados. Desta forma, o funcionamento adequado do processo de fabricação depende de uma troca térmica eficiente. Acredita-se que uma contribuição importante para a otimização desta etapa do processo consiste numa análise mais detalhada e precisa do processo de troca de calor entre o composto e os cilindros.

Em função do processo depender do acoplamento de diversos fenômenos físicos e, portanto, envolvendo diversas áreas do conhecimento (Vinogradov e Malkin, 1980; Billmeyer, 1984; Kern, 1984, Walker e Rader, 1988; Liu *et al.*, 1995; Ricco e Pegoretti, 2000; Cruz, 2000), os estudos disponíveis são, na sua grande maioria, de caráter experimental, englobando apenas partes bastante específicas do processo.

Neste trabalho desenvolveu-se um modelo numérico, baseado no método de elementos finitos, que permite simular o processo de troca de calor entre os cilindros de um misturador e o composto de borracha. O modelo desenvolvido foi utilizado para estudar o desempenho de um misturador externo utilizado na fabricação de pneus. Através da simulação, foi possível identificar os parâmetros relevantes do processo e, dessa forma, propor configurações mais eficientes para o equipamento. A otimização da troca de calor nesse equipamento é um fator bastante relevante na redução do tempo de fabricação do composto, pois resulta em ganhos diretos de produtividade e redução de custo. A análise desenvolvida foi dividida em duas fases. Em uma primeira fase analisou-se o desempenho do modelo proposto, comparando-se a sua resposta com dados experimentais levantados para uma configuração, denominada original. Em seguida, foi simulada uma outra configuração, com o objetivo de estimar a influência da vazão do fluido refrigerante na redução do tempo do processo estudado.

2. Descrição do Processo

A tecnologia de fabricação de compostos de borrachas é baseada em vários processos e operações e está em constante evolução. A cadeia de processos unitários e operações formam um sistema complexo (Blow, 1975; Freakley, 1987; Babitt, 1990; White, 1995). Nos sistemas convencionais de fabricação, os compostos passam por fases típicas de processamento que definem as características e qualidade do produto final, entre as quais:

- **Preparação dos componentes dos compostos e sua homogeneização:** a preparação é a primeira fase do processo de fabricação dos compostos de borracha. Uma vez concluída esta fase, os componentes (borracha sintética ou natural, cargas reforçantes, produtos químicos, óleos, etc) são introduzidos em um misturador interno.

- **Resfriamento parcial do composto e transporte para as fases seguintes:** o resfriamento do composto ocorre em misturador externo ou em uma máquina similar, com o propósito de resfriar ao máximo a temperatura do composto e transformar o bloco com forma geométrica heterogênea em uma banda transportável.

- **Homogeneização final e obtenção da viscosidade:** ao chegar no misturador externo, a banda transportada similar à fase anterior, inicia um processo de homogeneização final. Nesta fase normalmente introduz-se os elementos de vulcanização que permanecerão em trabalho com o composto original até que ocorra a homogeneização da mistura. À medida que ocorre a redução de temperatura e o aumento do trabalho mecânico o composto apresenta uma redução de viscosidade. No momento que conclui-se a homogeneização e obtém-se a viscosidade desejada, o composto é considerado como acabado.

- **Geometria do produto:** realizam-se operações como uma extrusão ou calandragem, de forma a obter a geometria desejada.

- **Vulcanização:** vulcanização é o processo final do sistema de confecção de um composto de borracha. Este processo aumenta a resistência mecânica e confere uma maior estabilidade ao composto.

3. Modelagem

Foi desenvolvido um modelo baseado no método de elementos finitos que permite simular a evolução da temperatura no cilindro dianteiro de um misturador externo. O estudo tem como objetivo analisar diferentes situações de modo a definir os parâmetros relevantes do processo, bem como identificar configurações mais eficientes para o sistema.

A Figura (1a) mostra o circuito de trabalho considerado para o composto estudado. Este circuito é utilizado na fabricação de compostos de borracha a serem utilizados em diversas áreas como na fabricação de pneus. A Figura (1b) apresenta um detalhe dos cilindros nos quais o composto é trabalhado. Na Fig. (1), o ponto *A* representa a entrada do composto e o ponto *B*, a saída. Neste trabalho, o cilindro da direita do misturador externo foi o objeto da modelagem, uma vez que ele é, entre os dois cilindros, o que contribui mais efetivamente para a remoção do calor gerado.

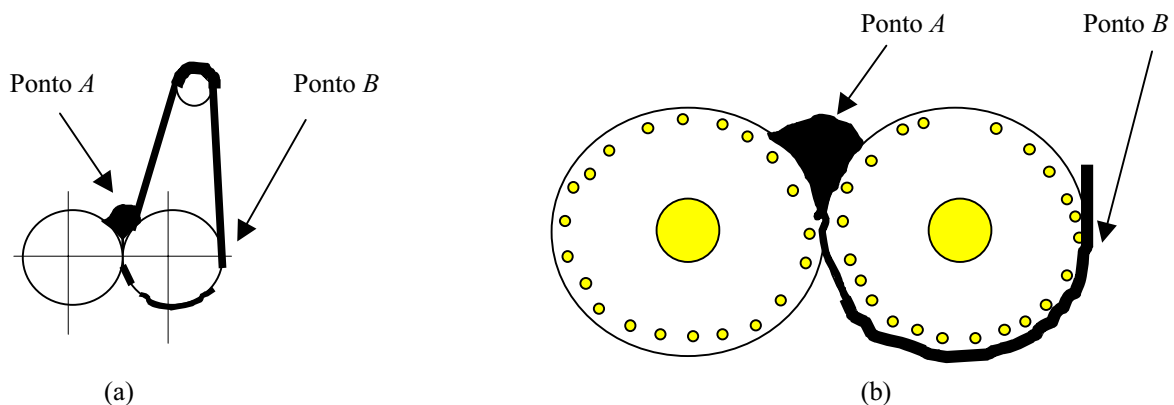


Figura 1. Composto de borracha em circuito fechado em um misturador do tipo *Stock Blander*. Configuração convencional (a) e corte transversal dos cilindros de misturador (b).

3.1. Descrição do Modelo

O problema a ser estudado apresenta um elevado grau de complexidade devido à variação contínua da geometria, associada à rotação dos cilindros e à passagem de parte do composto sobre os cilindros. Uma vez que a modelagem completa deste comportamento através do método de elementos finitos, ou de outro método numérico, envolve custos computacionais bastante consideráveis, neste trabalho utiliza-se um modelo simplificado. Esse modelo é composto por um cilindro estacionário rodeado de uma anel externo dividido em diversas regiões, cujas propriedades variam com o tempo. Dessa forma, é possível representar a passagem do composto sobre a superfície do cilindro através da variação de propriedades desse anel externo.

Apesar do cilindro apresentar fluxo de calor nas direções radiais, tangenciais e longitudinais, optou-se por um modelo plano, não se considerando o fluxo de calor longitudinal. Esta hipótese é razoável para uma região longe das extremidades do cilindro.

A Figura (2) apresenta uma seqüência da simulação que ilustra como o modelo concebido representa o processo transiente da passagem do composto sobre o cilindro do misturador externo. No modelo proposto, as propriedades termomecânicas da anel externo são alteradas durante a simulação, de modo a representar a região onde o composto está presente, indicada pela região roxa da Fig. (2). A outra região do anel externo, indicada pela região azul da Fig. (2), não contém nenhum material. No entanto, adotou-se para esta região as propriedades do cilindro. Esta consideração foi baseada na hipótese de que, em função da reduzida espessura, esta simplificação não altera significativamente a distribuição da temperatura do cilindro.

Em seguida, apresenta-se uma descrição da simulação do processo. A Figura (2) apresenta a passagem de um setor do composto pelo cilindro estacionário, enquanto o composto percorre a superfície de contato com o cilindro que, para a situação estudada equivale a um setor de 180°. Considera-se que o cilindro roda no sentido anti-horário. Apesar de terem sido utilizados 20 setores nas simulações desenvolvidas, a figura apresenta um caso com 8 setores, de modo a simplificar a explanação.

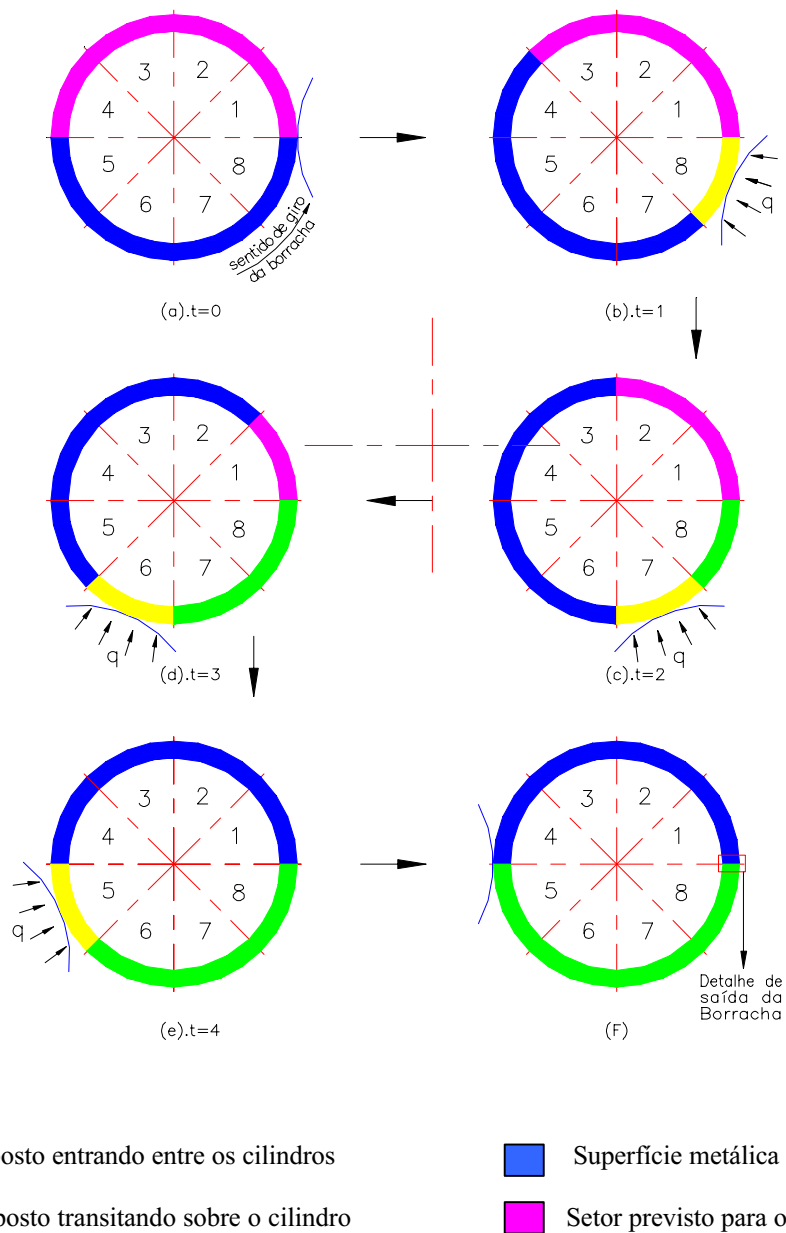


Figura 2. Seqüência desenvolvida para modelar a passagem do composto entre os cilindros.

Na Figura (2a), o setor de 180° em roxo representa o composto de borracha sobre o cilindro no instante inicial. A parte em azul representa a superfície metálica sobre a qual o composto de borracha irá passar. Na Figura (2b), o setor 8, em amarelo, representa a passagem do primeiro setor do composto entre os cilindros. O setor oposto ao 8, isto é, o 4, deixa de ser de borracha e assume as características do material do cilindro. Isto se repete até o setor 5 passar entre os cilindros (Fig. (2e)) e finalmente o composto sobre o setor 8 deixar o contato com o cilindro (Fig. (2f)).

As simulações numéricas foram desenvolvidas utilizando o pacote computacional de elementos finitos ANSYS, versão 5.6 (ANSYS, 1999). A Figura (3) apresenta a malha utilizada nas simulações, sendo obtida mediante um estudo de convergência. Durante as simulações numéricas adotou-se uma temperatura inicial para todos os nós igual à temperatura ambiente. Prescreveram-se condições de convecção na superfície externa do cilindro, associadas à troca de calor do cilindro e do composto com o meio ambiente e na superfície interna dos furos, associadas à troca de calor do cilindro com o fluido de refrigeração. Utilizou-se o elemento *PLANE 77* (ANSYS, 1999) que é um elemento plano de 8 nós. O modelo foi concebido usando a linguagem de programação paramétrica do pacote computacional ANSYS (*ADPL*). Dessa forma, estabeleceu-se um modelo totalmente parametrizado.

A simulação foi desenvolvida em duas etapas. A primeira etapa representa o processo de partida do sistema, onde o cilindro partindo de uma distribuição de temperatura homogênea, igual à do meio ambiente, atinge uma configuração de equilíbrio após o sistema de refrigeração ser ativado. Nessa primeira etapa o composto não entra em contato com o cilindro e o objetivo é estabelecer uma condição inicial para o cilindro. A segunda etapa contempla todo o processo de passagem do composto sobre o cilindro. Em ambas as etapas foi necessário resolver um problema transiente. Na segunda etapa, cada passo de solução representa o avanço de um setor. Assim o passo é igual à velocidade de rotação dividida pelo número de setores.

Cabe ressaltar que o processo de geração de calor resultante do trabalho do composto entre os cilindros não foi modelado. A geração de calor foi considerada prescrevendo-se a temperatura no setor do composto que ocupa a posição entre os cilindros. Os valores das temperaturas prescritas foram obtidos de dados experimentais. No entanto, a modelagem da geração de calor pode vir a ser incorporada ao modelo mediante um estudo do acoplamento termomecânico associado ao processo (Pacheco, 1994).

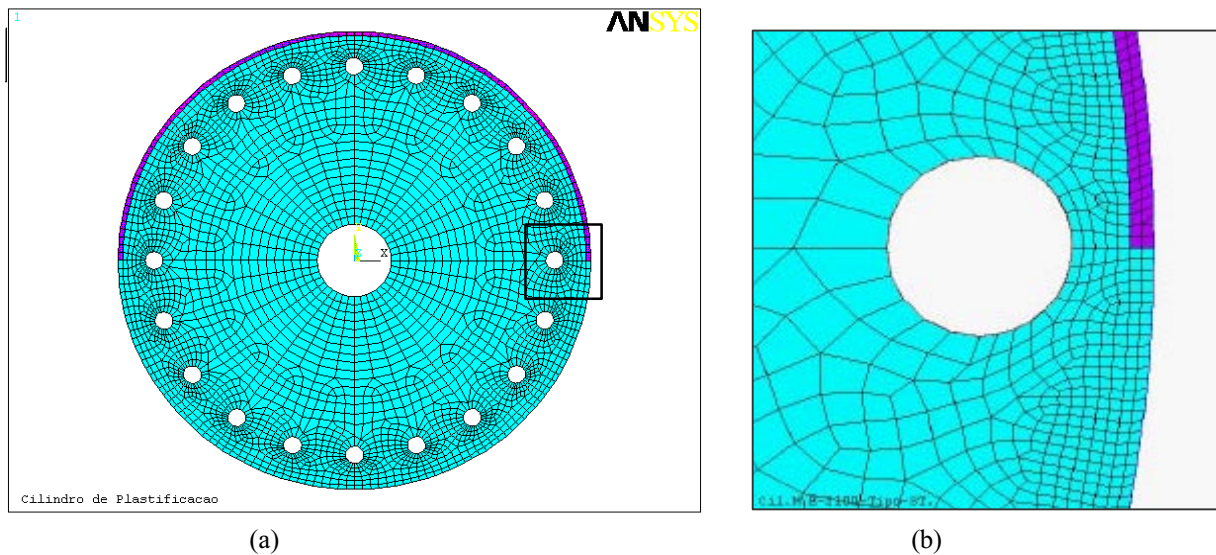


Figura 3. Discretização da seção transversal mostrando o posicionamento dos dois materiais considerados (a). Detalhe da discretização da seção transversal (b).

4. Dados Experimentais

Com o objetivo de fornecer valores que permitam avaliar a resposta produzida pelo modelo proposto, foram realizadas medidas experimentais da temperatura e da viscosidade de um composto de borracha ao longo de um processo de confecção típico, utilizando um equipamento *Stok Blander* – St-2300 usado na fabricação de pneus. A configuração associada ao experimento é denominada configuração original e as características estão listadas na Tab. (1).

Tabela 1. Parâmetros da configuração original.

| PARÂMETROS | |
|---|------|
| Diâmetro externo dos cilindro (mm) | 630 |
| Diâmetro central do cilindro (mm) | 150 |
| Diâmetro interno dos furos (mm) | 34 |
| Temperatura ambiente (°C) | 30 |
| Temperatura de entrada do fluido de refrigeração (°C) | 6 |
| Vazão do fluido de refrigeração (m ³ /h) | 15 |
| Fluido de refrigeração | água |
| Velocidade de rotação do cilindro (rpm) | 18 |

A Tabela (2) apresenta os valores medidos no experimento para a configuração original. A temperatura T_E foi medida na entrada do composto entre os cilindros, ponto *A* da Fig. (1), e a temperatura T_S foi medida na saída do composto do cilindro, ponto *B* da Fig. (1). A viscosidade foi medida utilizando um viscosímetro capilar. Conforme já foi exposto, a temperatura medida na entrada do composto entre os cilindros foi usada como dado de entrada da simulação, através da prescrição da temperatura no setor do modelo correspondente à entrada do composto.

Tabela 2. Medidas experimentais da temperatura e da viscosidade do composto ao longo do processo.

| Tempo (min) | 1 | 2 | 3 | 4 | 5 ⁽¹⁾ | 6 | 7 | 8 | 9 | 10 ⁽²⁾ | 11 | 12 | 13 | 14 |
|-----------------------|-----|-----|-----|-----|------------------|-----|-----|-----|-----|-------------------|-----|-----|-----|-----|
| T_E (°C) | 124 | 114 | 111 | 107 | 99 | 95 | 88 | 85 | 80 | 77 | 75 | 69 | 65 | 63 |
| T_S (°C) | 112 | 108 | 105 | 95 | 90 | 85 | 80 | 75 | 70 | 70 | 65 | 60 | 60 | 60 |
| Viscosidade (0,01 mm) | 110 | 110 | 120 | 125 | 130 | 130 | 135 | 140 | 145 | 150 | 160 | 165 | 168 | 170 |

(1)- Momento da introdução dos elementos vulcanizantes.

(2)- Momento onde a homogeneização é completada.

5. Simulação Numérica

A partir do modelo proposto foram desenvolvidas duas simulações. A primeira simulação tem como objetivo aferir o modelo, comparando valores de temperaturas obtidas nas simulações numéricas com valores experimentais. Para esta simulação utilizou-se a configuração denominada original. Já a segunda simulação estuda o efeito da variação da vazão do líquido refrigerante, no caso água. Esta simulação é denominada configuração com alteração da vazão. Além dos parâmetros listados na Tab. (1), nas simulações numéricas apresentadas utilizou-se um número de setores igual a 20 e as propriedades listadas na Tab. (3). Para estabelecer a condição inicial de equilíbrio associada à primeira etapa da simulação, considerou-se um período de 600 s (10 minutos).

Tabela 3. Parâmetros da simulação numérica.

| PROPRIEDADES | |
|--|------|
| Coeficiente de condutibilidade térmica do cilindro (W/m °C) | 25 |
| Calor específico do cilindro (J/kg °C) | 474 |
| Massa específica do cilindro (kg/m ³) | 7800 |
| Coeficiente de condutibilidade térmica do composto (W/m °C) | 0,2 |
| Calor específico do composto (J/kg °C) | 1400 |
| Massa específica do composto (kg/m ³) | 1076 |
| Coeficiente de convecção nos furos (W/m ² °C) | 1300 |
| Coeficiente de convecção na superfície do cilindro (W/m ² °C) | 100 |
| Coeficiente de convecção na superfície do composto (W/m ² °C) | 200 |

5.1. Configuração Original

Neste caso são utilizados os parâmetros listados na Tab. (1) e Tab. (3). A Figura (4) mostra a distribuição de temperatura no cilindro do misturador para a condição inicial de equilíbrio, ou seja, 600 s após o sistema de refrigeração ter sido acionado, sem o composto sobre os cilindros. Os três valores numéricos mostrados na Fig. (4b) representam a temperatura na superfície externa do cilindro após a solução da primeira etapa. Esta superfície externa do cilindro entrará em contato com o composto durante o processo. Dessa forma, estes valores são parâmetros importantes que influenciam o desempenho do sistema de refrigeração.

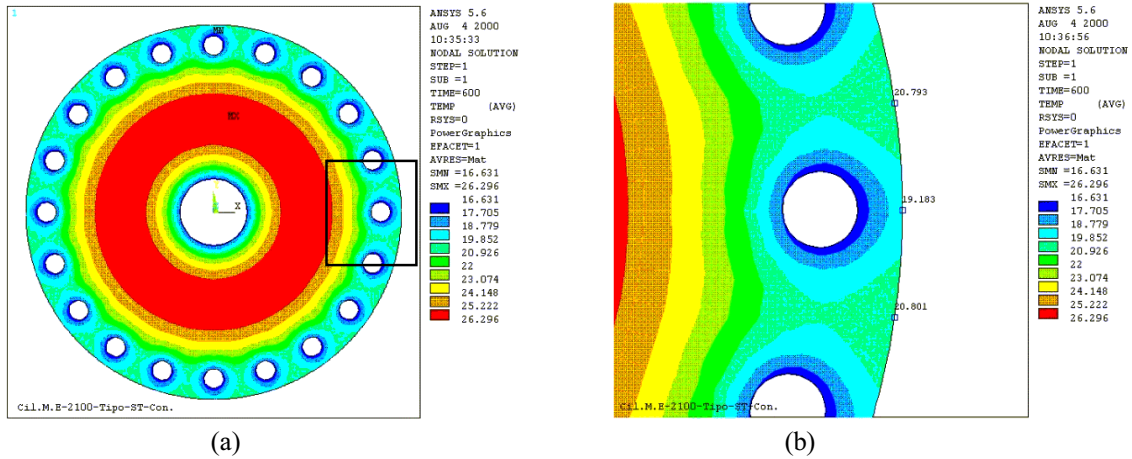


Figura 4 - Distribuição de temperatura referente à condição inicial resultante da primeira etapa (a) e detalhe na região dos furos periféricos (b) - Configuração original.

Em seguida, considera-se o estudo do problema transiente associado à passagem do composto pelo cilindro. De acordo com a Tab. (2), foram desenvolvidas quatro simulações considerando-se a temperatura de entrada do composto entre os cilindros (T_E) nos seguintes momentos: 1 min ($T_E=124^\circ\text{C}$), 5 min ($T_E=99^\circ\text{C}$), 10 min ($T_E=77^\circ\text{C}$) e 14 min ($T_E=63^\circ\text{C}$). Assim é possível fazer uma comparação direta entre as temperaturas de saída (T_S) estimadas pelo modelo e medidas experimentalmente. A Figura (5) apresenta a resposta da simulação desenvolvida considerando uma temperatura de entrada T_E de 124°C , associada ao instante $t = 1$ min. Observa-se na Fig. (5b) uma temperatura média de saída do composto, T_S , de 115°C .

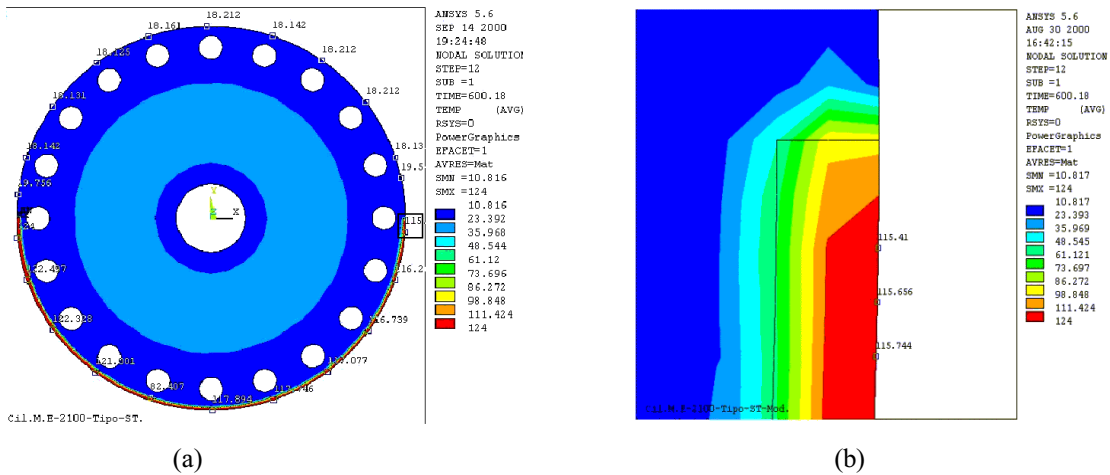


Figura 5- Distribuição da temperatura no instante $t=1$ min ($T_E=124^\circ\text{C}$) (a) e detalhe (b). Configuração original.

A Figura (6) mostra a curva de resfriamento prevista com o modelo, além das curvas associadas às temperaturas de entrada e saída medidas experimentalmente. As curvas experimental e numérica, para a temperatura de saída, apresentam uma diferença inferior a 2°C , o que corresponde a menos de 2%. A concordância entre os resultados indica que o modelo captura adequadamente o processo, mostrando que pode ser usado como uma ferramenta para a análise proposta.

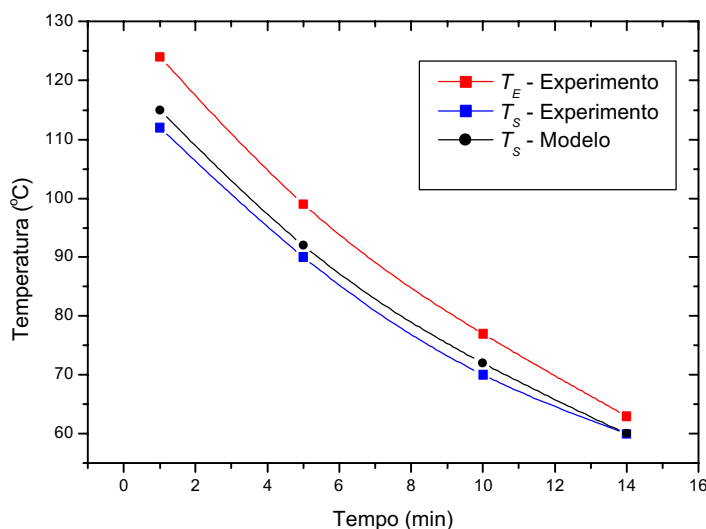


Figura 6 – Curva de resfriamento prevista pelo modelo e curvas associadas às temperaturas de entrada e saída medidas experimentalmente.

5.2- Alteração de vazão

Nesta simulação a geometria do equipamento é preservada e estuda-se a influência da variação da vazão do fluido refrigerante. Desta forma é possível estimar os ganhos ou perdas no tempo de produção resultante de variações da vazão, uma vez que esta influencia diretamente a troca térmica. Na simulação apresentada optou-se por dobrar a vazão do fluido refrigerante para 30 m³/h. O único parâmetro diferente dos listados na Tab. (3) é o coeficiente de convecção nos furos, cujo valor passa a ser de 3000 W/m² C°.

A Figura (7) mostra a distribuição de temperatura no cilindro do misturador para a condição inicial de equilíbrio, ou seja, 600 s após o sistema de refrigeração ter sido acionado, sem o composto sobre os cilindros. Os três valores numéricos mostrados na Fig. (7b) representam a temperatura na superfície externa do cilindro após a solução desta primeira etapa. Esta superfície externa do cilindro entrará em contato com o composto durante o processo. Dessa forma, estes valores são parâmetros importantes relacionados como o desempenho do sistema de refrigeração.

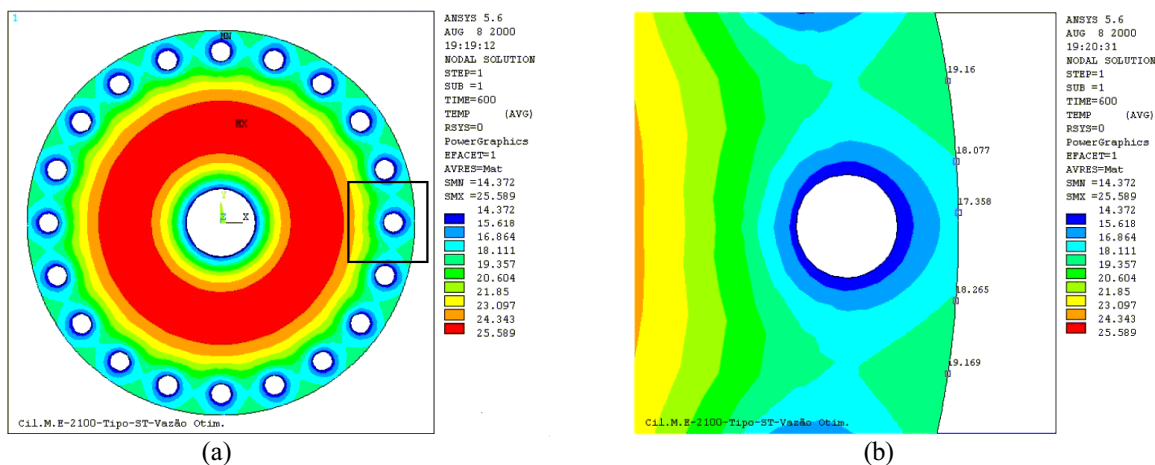


Figura 7 - Distribuição de temperatura referente à condição inicial resultante da primeira etapa (a) e detalhe na região dos furos periféricos (b) - Configuração com alteração da vazão.

Segundo os resultados obtidos na simulação, esta configuração, quando comparada com a configuração original, apresenta um ganho de cerca de 9,5 % na redução da temperatura na superfície do cilindro para a primeira etapa. Conforme já foi citado, esta condição inicial é importante para o desempenho do sistema de refrigeração.

Ao contrário do caso estudado na seção anterior, na qual foram levantados dados experimentais, para esta situação os valores das temperaturas de entrada e saída ao longo do processo não são conhecidos. Dessa forma, desenvolveu-se uma simulação envolvendo seis passagens entre os cilindros, o que representa um funcionamento contínuo de um

minuto de trabalho do composto no misturador externo. Para representar o efeito do trabalho realizado pelos cilindros no composto, considerou-se que o trabalho desenvolvido incrementa a temperatura do composto em 3°C na região da entrada. Este valor é adotado como a temperatura de entrada do composto na próxima passagem sobre o cilindro. O incremento resulta de observações experimentais realizadas durante as tomadas de temperatura do composto em fabricação e deve-se à quebra das cadeias.

A Figura (8) apresenta a distribuição da temperatura na região da saída do composto para seis instantes da simulação desenvolvida, associados às passagens do composto sobre o cilindro.

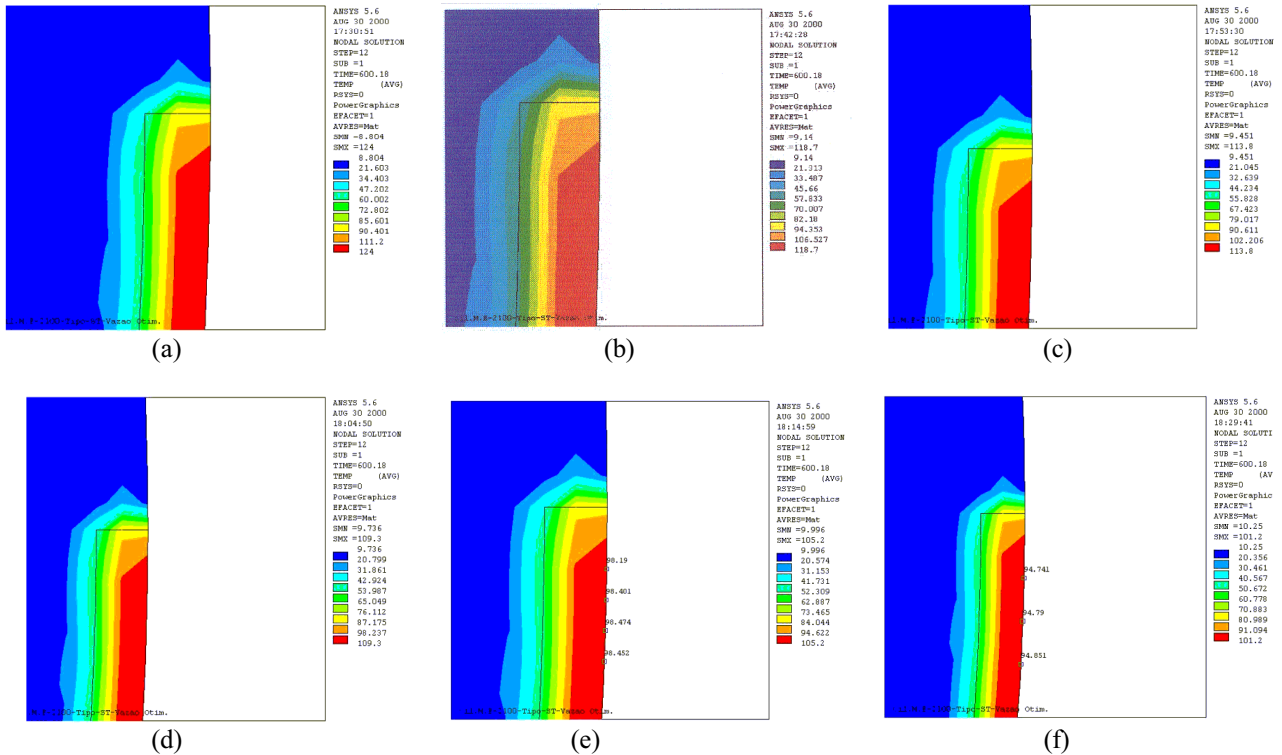


Figura 8 – Detalhe da distribuição da temperatura na região de saída. $t = 1$ min (a). $t = 1,16$ min (b). $t = 1,32$ min (c). $t = 1,5$ min (d). $t = 1,66$ min (e). $t = 1,84$ min (f). - Configuração com alteração da vazão.

Com os valores da temperatura de saída obtidos após cada passagem, é possível estabelecer uma estimativa para a curva da temperatura de saída. A Figura (9) mostra as curvas de resfriamento previstas pelo modelo para as duas configurações estudadas: original e com alteração da vazão.

De acordo com os dados experimentais listados na Tab. (2), no fim do processo de homogeneização a temperatura de saída é igual a 60°C e a viscosidade igual a 170 mm. Uma vez que o modelo desenvolvido enfoca o processo de transferência de calor, neste estudo considerou-se que o valor da temperatura de saída caracteriza completamente o estado da homogeneização do composto.

Para a simulação da alteração da vazão foram determinadas as temperaturas de saída após as 6 primeiras passagens do composto, conforme mostrado na Fig. (8). Estabeleceu-se uma extrapolação dos dados obtidos nesta simulação para o intervalo $1 \text{ min} \leq t \leq 1,84 \text{ min}$, de modo a permitir uma comparação destes resultados com os obtidos para o caso original. Baseado nessa extrapolação, observa-se que o aumento de vazão representa um ganho no tempo do processo de aproximadamente 10 minutos. Enquanto que para a configuração original são necessários 14 minutos para que a temperatura de saída atinja o valor de 60°C, para a configuração com alteração da vazão a mesma temperatura de saída é obtida em aproximadamente 4 minutos. Isto representa uma redução no tempo do processo da ordem de 70%. É importante ressaltar que a extrapolação foi baseada nos dados obtidos em um intervalo pequeno associado ao início do processo. Portanto, esta estimativa deve ser vista apenas como uma tendência. Para o determinação de valores quantitativos a serem usados efetivamente no projeto de um equipamento, é necessário desenvolver um programa de simulações contemplando um número maior de passagens do composto pelos cilindros. Além disso, um outro ponto importante envolve a incorporação à modelagem de uma variável que represente a viscosidade do composto, de modo a que possam ser verificados os requisitos de viscosidade. De qualquer forma, a análise simplificada desenvolvida neste trabalho, mostrou que o aumento da vazão é capaz de reduzir significativamente o tempo do processo, acelerando a retirada do calor gerado durante o processo de fabricação de um composto de borracha.

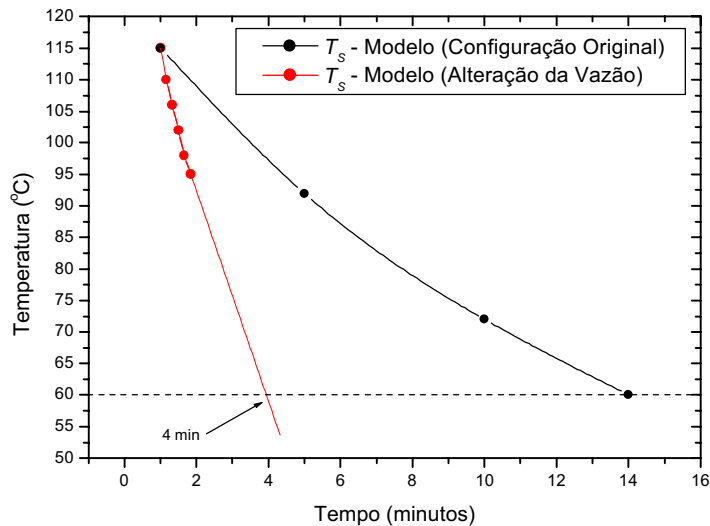


Figura 9 - Curva de resfriamento comparativa entre os valores obtidos do modelo para a configuração original e a simulação da alteração da vazão.

6. Conclusões

Um modelo numérico baseado no método de elementos finitos foi desenvolvido para simular o processo de troca de calor entre os cilindros de um misturador externo e o composto de borracha. Um modelo simples com geometria estacionária para os cilindros foi capaz de captar adequadamente o processo de troca térmica durante o regime transiente. A comparação com resultados experimentais mostrou que o modelo apresenta uma resposta coerente e que pode ser usado como ferramenta para avaliar a influência dos parâmetros relevantes ao processo. A metodologia desenvolvida tornou-se uma eficiente ferramenta de análise, em função de ter sido estabelecida através de uma forma parametrizada.

Neste trabalho estudou-se o efeito da variação da vazão do fluido de refrigeração no tempo necessário para completar uma etapa de um processo de fabricação de compostos de borracha. A redução do tempo de produção obtida através da configuração proposta apresentou vantagens econômicas. De acordo com os resultados obtidos, o aumento da vazão permitiu obter uma redução significativa no tempo de confecção do composto, resultando em um ganho direto no tempo de confecção de cerca de 70 % e justificando o interesse econômico da proposta. A configuração sugerida mantém todas as características originais do equipamento, a menos do sistema de refrigeração que necessita de pequenas modificações, como a adequação da bomba à vazão correspondente. No entanto, a precisão das estimativas obtidas com o modelo numérico proposto pode ser melhorada incorporando ao modelo novas capacidades como a modelagem do processo de geração de calor. Outro ponto importante envolve a viscosidade do composto que deve ser considerada na análise, já que é um parâmetro importante para caracterizar o estado do composto de borracha.

7. Referências

- Anslys, (1999), "Reference Manual", v.5.6.
- Babitt, R. (1990), "The Vanderbilt Rubber Handbook", 13th edition, RT Vanderbilt.
- Billmeyer, F. W. (1984), "Textbook of Polymer Science", 3rd edition, John Wiley & Sons.
- Blow, C.M. (1975), "Rubber Tecnology and Manufacture", 2nd edition, Newnes Butterworths.
- Cruz, M.S. (2000), "Otimização do Processo de Transferência de Calor na Fabricação de Compostos de Borracha", Dissertação de Mestrado, Departamento de Engenharia Mecânica, CEFET/RJ.
- Freakley, P.K. (1987), "Rubber Processing and Production Organization", Plenum Press.
- Kern, D. (1984), "Process Heat Transfer", McGraw-Hill.
- Liu, C.H., Hofstetter, G. e Mang, H.A. (1995), "3D Finite Element Analysis of Rubber-Like Materials at Finite Strains", *Engineering Computations (Swansea, Wales)*, Vol.11, No.2, pp. 111-128.
- Pacheco, P.M.C.L. (1994), "Análise do Acoplamento Termomecânico em Materiais Elasto-viscoplásticos", Tese de Doutorado, Departamento de Engenharia Mecânica, PUC-Rio.
- Ricco, T. e Pegoretti, A. (2000), "Nonlinear Dynamic Behavior of Rubber Compounds: Construction of Dynamic Moduli Generalized Master Curves", *Polymer Engineering and Science*, Vol.40, No.10, pp.2227-2231.
- Vinogradov, G.V. e Malkin, A.Y. (1980), "Rheology of Polymers", Mir Pub.
- Walker, B.M. e Rader, C.P. (1988), "Handbook of Thermoplastic Elastomers", 2nd edition, Van Nostrand Reinhold.
- White, J.L. (1995), "Rubber Processing: Technology, Materials, Principles", Hanser Gardner Pub.

NUMERICAL SIMULATION OF THE HEAT TRANSFER IN THE HOMOGENIZATION PROCESS OF RUBBER COMPOUNDS

Maurício dos Santos Cruz

Departamento de Engenharia Mecânica/COCPG - CEFET/RJ
20271-110, Rio de Janeiro, RJ - Brazil
E-Mail: mauricio.cruz@michelin.com.br

Pedro Manuel Calas Lopes Pacheco

Mechanical Engineering Departement/COCPG - CEFET/RJ
20271-110, Rio de Janeiro, RJ - Brazil
E-Mail: calas@cefet-rj.br

***Abstract:** Rubber compounds require a specific process of production in which several stages are necessary, to obtain the finished vulcanized product. The process involves the coupling of several physical phenomenon and, therefore, involving several areas of knowledge. Indeed, the available studies are, in its great majority, of experimental character, just including quite specific parts of the process. One of the most important stages of the process happens during the homogenization of the rubber compound that is obtained in internal and external mixers composed by pairs of cylinders among which the compound works generating heat that must be removed. In this work a numeric model based on the method of finite elements, was developed. The model allows to simulate the transient process of heat transfer between the external mixer cylinders and the rubber. Through the simulation, it was possible to identify the important parameters of the process and, in that way, to study optimal configurations for the equipment. The optimization of the of heat transfer in that equipment is a quite important factor because it promotes the reduction of the production time and results in direct productivity gains and cost reduction.*

***Keywords:** Rubber compounds, Modeling, Numerical Simulation, Finite Element Method, Heat Transfer*

FUSÃO DOS SINAIS DE POTÊNCIA E EMISSÃO ACÚSTICA PARA O CONTROLE DA OPERAÇÃO DE REBARBAÇÃO ROBÓTICA

Carlos Magno O. Valente

Universidade de São Paulo, Departamento de Engenharia Mecânica
Av. Trabalhador Saocarlense, 400 – CEP: 13566-590 – São Carlos – SP
cmov@sc.usp.br

João Fernando G. Oliveira

Universidade de São Paulo, Departamento de Engenharia Mecânica
Av. Trabalhador Saocarlense, 400 – CEP: 13566-590 – São Carlos – SP
jfgo@sc.usp.br

Resumo: Este trabalho visa desenvolver um sistema de rebarbação utilizando robôs industriais a partir do monitoramento e controle da trajetória da ferramenta. A aplicação de robôs industriais para rebarbação é uma tarefa extremamente custosa, uma vez que a grande interação entre a ferramenta de rebarbação e peça dificulta uma simples programação de posições (teach-in). As soluções apontam para um maior monitoramento do processo, realimentando o sistema com maiores informações sobre o processo em execução. Neste contexto, surgiram pesquisas na busca de sensores adequados. Porém, cada alternativa apresenta pontos positivos e negativos. Surgiu, então, a necessidade de pesquisar a utilização conjunta de dois ou mais sensores. A fusão de sensores é apontada como a solução definitiva para os problemas da rebarbação robótica. Neste trabalho, propõe-se a utilização conjunta dos sinais de potência consumida pelo motor e emissão acústica do processo. A fusão destes dois sinais resulta em um novo parâmetro, FAP (Fast Abrasive Power), que representa uma modulação do sinal original de potência pela razão entre a emissão acústica instantânea e a emissão acústica média em um determinado tempo. Este novo parâmetro FAP conserva a confiabilidade do sinal original e incorpora a dinâmica do sinal de emissão acústica.

Palavras chave: robótica, rebarbação, monitoramento, fusão de sensores, controle de trajetória.

1. Introdução

A rebarba é definida como a projeção indesejável de material resultante da deformação plástica da borda da peça sob a ação de uma ferramenta de corte (Fig. 1). A rebarba era tratada como um problema secundário dentro do processo de fabricação de uma peça. Porém, a indústria vem reconhecendo cada vez mais a importância da operação de rebarbação, fruto de alguns aspectos que motivaram o seu estudo:

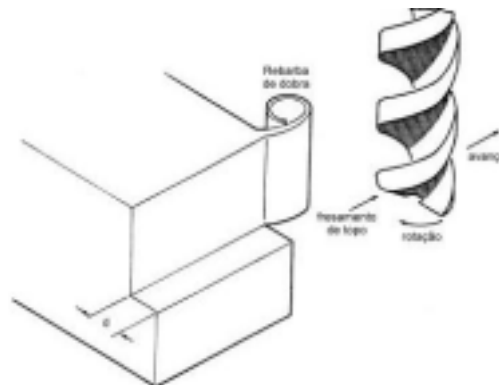


Figura 1. Ilustração de uma rebarba formada pelo processo de fresamento.

- a rebarbação é considerada um dos maiores gargalos da indústria de manufatura (Balasubramaniam et al, 1998);
- a rebarbação pode introduzir erros dimensionais quando mal conduzida (Dornfeld e Lisiewicz, 1992);
- a presença de rebarbas dificulta posteriores operações de manipulação e montagem das peças;
- a remoção da rebarba previne eventuais acidentes;
- a remoção da rebarba em contornos retos, com a geração de raios de borda, pode reduzir substancialmente o processo de fadiga térmica e mecânica em peças sujeitas a grande tensão;
- A remoção das rebarbas pode aprimorar os raios de contorno ao longo de superfícies por onde fluem gases ou líquidos, reduzindo a turbulência e as perdas;
- a presença de rebarba dificulta também operações de pintura e revestimento, podendo esconder algumas áreas, além de causar uma má impressão visual do produto.

O primeiro passo para implementar um eficiente sistema de rebarbação é simplificar o processo e tentar minimizar a formação de rebarbas, o que também facilita posteriores soluções mecanizadas ou automatizadas. Olvera e Barrow (1995) apontam que a base para qualquer estratégia que visa à redução ou à prevenção da rebarba é um claro entendimento do seu mecanismo formação, bem como sua relação com os parâmetros envolvidos durante as operações de usinagem (material e geometria da peça, geometria da ferramenta e condições de corte). Ko e Dornfeld (1991) acrescentam que o entendimento do mecanismo de formação da rebarba torna possível uma previsão dos resultados da operação, podendo assim indicar os parâmetros de corte mais adequados.

Partindo-se deste princípio, deve-se inicialmente avaliar o processo de produção para verificar qual rebarba pode ser minimizada ou mesmo evitada. Chu (1999) estabelece quatro níveis de integração entre projeto e manufatura visando à minimização da rebarba (Fig. 2). No nível de integração I, é possível estabelecer parâmetros de projeto a fim de minimizar a formação de rebarba. Neste nível, o projetista pode se basear em modelos e gráficos que permitem uma previsão da configuração final da rebarba. No nível II, o projeto já foi estabelecido, porém existe uma grande flexibilidade para estabelecer o planejamento macro do processo, envolvendo a seqüência de operações de usinagem. No caso das operações de fresamento, o caminho da ferramenta pode ser livremente estabelecido e otimizado. No nível III, é possível realizar ajustes finos nos processo de usinagem. Desta forma, uma seleção correta da ferramenta de corte e dos parâmetros de usinagem resultará em uma redução dos esforços posteriores de rebarbação. Finalmente, no nível mais baixo de integração (nível IV), a única ação possível é o planejamento da operação de rebarbação a fim de reduzir os custos desta.

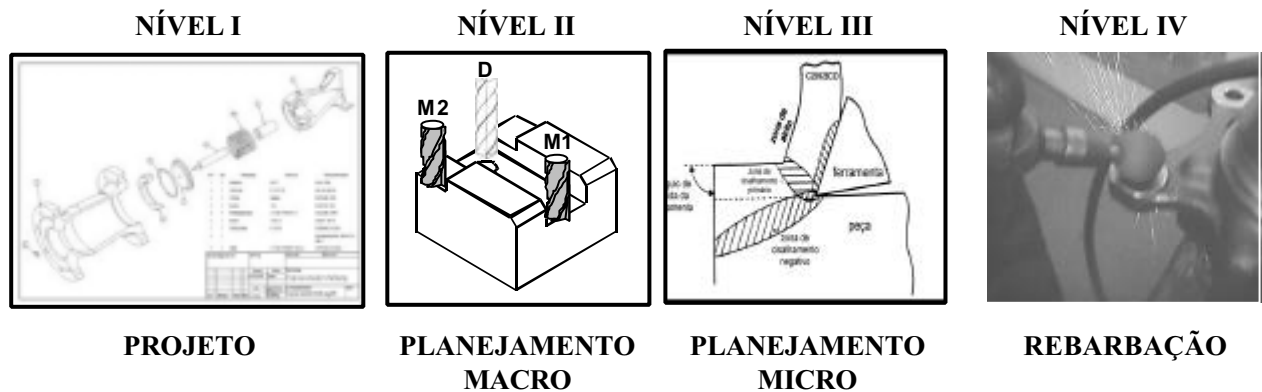


Figura 2. Quatro níveis de integração entre projeto e manufatura visando à minimização da rebarba.

Neste trabalho, serão apresentadas soluções de automação da rebarbação, a serem aplicadas no nível IV. Soluções para os níveis I e II poderem ser encontradas em Chu (1999). Soluções para o nível III são encontradas em: Nakayama e Arai (1987), Olvera e Barrow (1996), Chern e Dornfeld (1996), Narayanaswami e Dornfeld (1997), Min (1999).

Este trabalho está organizado da seguinte forma: a Seção 2 descreve a operação de rebarbação robótica e diversos sistemas de controle da operação. A Seção 3 descreve a metodologia de fusão de sensores proposta neste trabalho. Por fim, os procedimentos experimentais e os resultados do sistema de rebarbação proposto são apresentados respectivamente nas Seções 4 e 5.

2. Rebarbação robótica

Apesar de ser uma operação extremamente insegura e antiergonômica, as indústrias de manufatura ainda utilizam amplamente o trabalho de rebarbação manual. Os resultados deste trabalho dependem do operador e estão sujeitos a flutuações significantes de qualidade (Sickle e Flores, 1997). O processo requer constante atenção do operador, que está sujeito a ruídos, poluição e vibrações. Tudo isto torna a operação perigosa, lenta, difícil, custosa e bastante susceptível a erros, que são muito caros porque podem danificar uma peça em fase final de produção.

As desvantagens da operação manual sugerem uma automação do processo. Este é o nicho ideal para a aplicação de robôs, aproveitando toda a flexibilidade de operação dos mesmos. Os robôs conseguem operar todos os lados da peça, sem a necessidade de alterar a fixação, além de alcançarem regiões impossíveis para outros métodos, tais como inserções e furos. Porém, apesar de todas as vantagens descritas acima, a utilização comercial de robôs em operações de rebarbação ainda está aquém do esperado. A grande interação robô e peça, aliada à grande inconsistência da operação (é impossível prever com exatidão a ocorrência e o tamanho da rebarba), representa um desafio para a programação e controle da operação. As soluções comerciais hoje existentes buscam solucionar este problema através do aumento da elasticidade do sistema, adicionando elementos passivos (molas) entre a ferramenta e o punho do robô (Warnecke e Abele, 1983). Esta elasticidade adicional permite que o sistema se adapte às imperfeições da superfície, porém não permite o controle do contato entre a ferramenta e a peça, o que pode resultar em superfícies desalinhadas e irregulares. Estes sistemas são ainda extremamente complicados de programar e requerem uma grande experiência do operador. A trajetória programada pode ainda se tornar instável caso o sistema seja aplicado para remoção de rebarbas grandes.

A solução definitiva deste problema aponta para um maior monitoramento do processo, realimentando o sistema com maiores informações sobre a tarefa em execução (Craig, 1986). Neste contexto, surgiram pesquisas na busca de sensores adequados. Foram propostos sensores de força, sensores visuais, sensores óticos (infravermelho), sensores de emissão acústica, entre outros.

Her e Kazerooni (1991) propuseram um controle ativo da força de contato. Este sistema consegue solucionar o problema de desalinhamento das superfícies e manter a força de contato quase constante. Porém, a implementação isolada deste controle pode gerar outros problemas. A grande irregularidade na formação das rebarbas pode causar a não remoção das rebarbas maiores ou mesmo a indesejável remoção de muito material da peça.

Assim, Bone et al (1991) alerta que existem limitações do controle de força quando este atua de forma isolada. A formação de força é bastante dependente da posição do sensor. Considerando a montagem do sensor entre a ferramenta e o punho do robô, tem-se a influência da massa da ferramenta, submetida à aceleração do robô, sob a força medida. Outra desvantagem da aplicação isolada de sensores de força é que eles exigem uma remoção suficiente de material para geração de uma força de contato mensurável. Portanto, outras abordagens para realimentação do sistema foram propostas em adição ao controle de força. Estas incluem ferramentas especializadas para ajudar a seguir o contorno da peça ou a aplicação de outros sensores para aprimorar o monitoramento da rebarbação.

Uma destas informações adicionais pode ser o sinal de emissão acústica (EA) gerada no processo. Dornfeld e Erickson (1989) propuseram um sistema de rebarbação realimentado pelo nível acústico, porém este apresentava algumas limitações como operar apenas em pequenas profundidades. Oliveira e Felipe Jr. (1998) acrescentam que a EA apresenta uma baixa repetibilidade do valor RMS (*Root Mean Square*) do sinal, que apresenta um comportamento randômico e extremamente influenciado por pequenas alterações na montagem do sensor, na fixação da peça, na topologia da ferramenta e da peça, entre outras. Desta forma, o monitoramento isolado do nível acústico não fornece informações suficientes para correção da trajetória da ferramenta. Contudo, a grande aplicação do sinal acústico está na avaliação da existência de contato entre superfícies móveis, com uma velocidade de resposta bastante alta. Numa operação de rebarbação por robôs, a EA pode ser utilizada em conjunto com outros sinais, tendo a função de detectar a presença de rebarbas e alterar a velocidade de avanço da ferramenta.

Outra informação de grande valia para o processo de rebarbação é a potência consumida pelos motores. Esta informação pode ser obtida através da tensão e da corrente consumida por motores elétricos ou através da variação da rotação dos motores pneumáticos e hidráulicos. A razão entre a potência e a rotação do motor nos fornece o torque aplicado, que está diretamente relacionado ao estado de conservação da ferramenta. O baixo torque dos motores indica que a ferramenta está afiada.

Por fim, outras informações adicionais ao monitoramento do processo são ainda pesquisadas, como é o caso da informação visual. Os sensores de visão podem ser utilizados para localizar e medir as rebarbas, como também para avaliar a profundidade do chanfro durante a rebarbação. Seliger e Hsieh (1991) implementaram um sistema de rastreamento a laser para medir o perfil da rebarba e planejar *off-line* a trajetória do robô. Bone e Elbestawi (1994) acrescentam que a combinação das informações visuais e de força permite um maior controle, sensibilidade e segurança da operação. O sensor de força pode monitorar *on-line* o contato ferramenta-peça, enquanto o sensor de visão torna-se responsável pela avaliação do desempenho da operação.

Porém, cada alternativa apresenta pontos positivos e negativos. Surgiu, então, a necessidade de pesquisar a utilização conjunta de dois ou mais sensores. A fusão de sensores é apontada como uma solução promissora para os problemas da rebarbação robótica.

3. Fusão de sensores (emissão acústica e potência)

Este trabalho propõe um sistema de controle da trajetória da ferramenta baseado na combinação do nível de emissão acústica (EA) da operação e da potência consumida no processo. A emissão acústica e a potência são hoje os parâmetros mais utilizados no monitoramento e controle de processos abrasivos.

A EA é extremamente rápida e adequada para detectar o contato entre as superfícies. Contudo, o nível acústico não apresenta um comportamento homogêneo durante todo o processo, podendo ser influenciado por diversos outros parâmetros (geometria da peça, distância do sensor, etc) que independem da interação ferramenta-peça. Já o nível de potência oferece uma informação bastante confiável sobre a energia consumida no processo, sendo proporcional à quantidade de material removido pela ferramenta abrasiva. O lado negativo deste sinal é a sua lentidão de resposta, diretamente relacionada à inércia do motor, o que induz um certo amortecimento o sistema. Assim, a fim de melhor aproveitar o conteúdo destas informações, foi proposta uma fusão dos sinais através da seguinte equação:

$$FAP = K \cdot \frac{EA}{EA_n} \cdot (P - P_0) \quad (1)$$

sendo: FAP = *Fast Abrasive Power*
 K = ganho do sinal
 P = potência instantânea

 P₀ = potência em vazio
 EA = emissão acústica instantânea
 EA_n = emissão acústica média dos últimos *n* pontos

O sinal resultante, FAP (*Fast Abrasive Power*), representa uma modulação do sinal original de potência pela razão entre a emissão acústica instantânea e a emissão acústica média calculada a partir de uma janela dos últimos n pontos. Esta razão busca anular o comportamento variante da emissão acústica durante a borda da peça, conservando apenas o ganho relativo do sinal. O grau de influência da emissão acústica sobre o sinal resultante pode ser ajustado a partir de variações no tamanho n da janela de pontos. Utilizando esta metodologia, o novo sinal FAP conserva a confiabilidade do sinal original de potência e incorpora a dinâmica do sinal de emissão acústica.

A Fig. 3 exemplifica as vantagens de aplicação do parâmetro FAP. Foi utilizada uma chapa de aço, à qual foi fixado um sensor de EA. Foi ainda utilizado um cabeçote de rebarbação, ao qual foi acoplado um disco abrasivo utilizado como ferramenta. Este ensaio preliminar consistiu da aplicação de pulsos de carga ao cabeçote de rebarbação, mediante avanços manuais da chapa de aço contra o disco abrasivo em rotação. Foram adquiridos os sinais de EA e potência consumida por um motor elétrico do cabeçote de rebarbação.

Analisando os gráficos abaixo, nota-se que os instantes de início e fim de cada pulso são bem retratados a partir do sinal de EA. Contudo, a intensidade do sinal de EA não variou de pulso para pulso, embora estes tenham sido realizados com cargas diferentes. Já o sinal de potência retrata bem esta diferença de carga, sendo a intensidade do sinal proporcional à carga aplicada. Porém, a potência apresenta uma grande atraso de resposta tanto no início quanto no final do pulso. Na Fig. 3, destaca-se o início do contato (instante T1). Analisando a EA, a detecção do contato é praticamente instantânea. Analisando o sinal de potência, nota-se um atraso de resposta de aproximadamente 0.3s, que corresponde ao intervalo decorrido entre o início do contato e o instante em que o sinal de potência começou a aumentar. Analisando agora o final do primeiro pulso (instante T2), nota-se novamente uma detecção praticamente imediata por parte da EA. O sinal de potência novamente apresenta um grande atraso de resposta, e quando este estava caindo para o valor nominal (nenhuma carga no motor), o segundo pulso já havia iniciado (instante T3). Analisando agora o sinal FAP, nota-se que este apresenta o mesmo tempo de resposta do sinal de EA. A partir deste parâmetro, foi então possível detectar o início e o final de todos os pulsos, com tempo de resposta praticamente instantâneo. Nota-se ainda que, uma vez detectado o pulso, o parâmetro FAP tende a acompanhar a evolução do sinal de potência até o final deste pulso. Cessado o pulso, o nível FAP caiu rapidamente para zero. Sendo assim, o parâmetro FAP apresenta rapidez na detecção tanto do início quanto do final do pulso de carga e mantém um nível proporcional à carga aplicada ao motor.

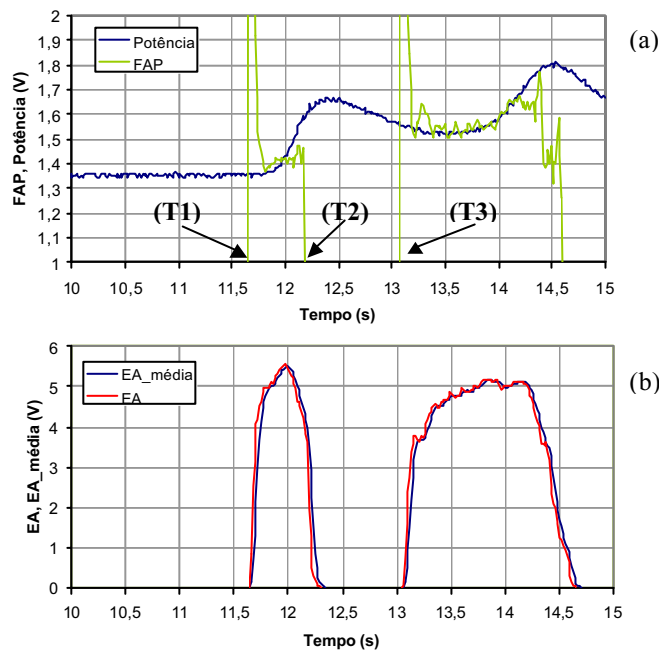


Figura 3. Comportamento dos sinais durante a aplicação de pulsos de carga contra o disco abrasivo em rotação: (a) gráficos de FAP e potência; (b) gráficos de EA e EA média calculada a partir de $n = 5$ pontos.

4. Procedimento experimental

O sistema de monitoramento proposto é apresentado na Fig. 4. Um cabeçote elétrico de rebarbação (25.000 rpm) foi acoplado ao punho do robô, utilizando um disco abrasivo flexível como ferramenta. A corrente consumida pelo cabeçote é monitorada através de um sensor de efeito Hall. Ao corpo de prova, foi acoplado o sensor de emissão acústica. Após condicionamento, os sinais de EA e corrente são conectados ao microcomputador através de uma placa de aquisição de dados. Utilizando o *software* LabView 5.1 da National Instruments, estas informações são capturadas, processadas e apresentadas na tela.

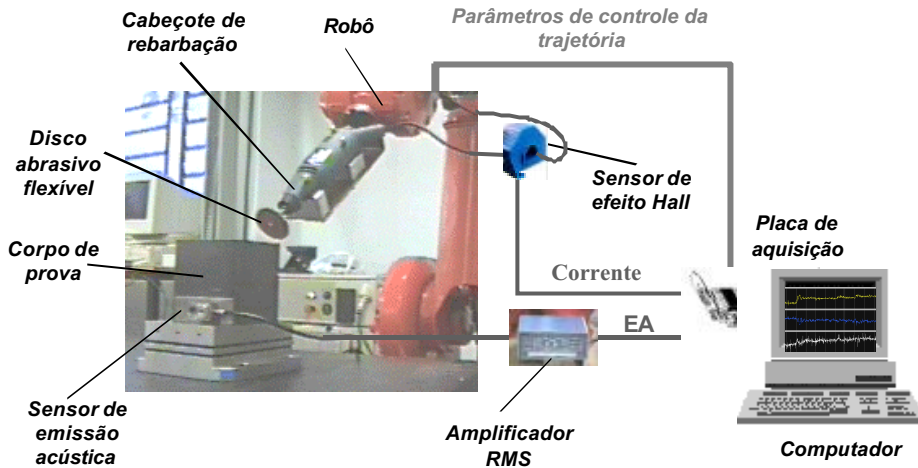


Figura 4. Sistema de monitoramento da operação de rebarbação robótica.

5. Resultados

5.1. Calibração do nível FAP em função da dimensão do chanfro

Inicialmente, tornou-se necessário conhecer a relação entre o nível do novo parâmetro FAP e a quantidade de material removida da peça. Para tal, foi proposto o ensaio apresentado na Fig. 5. Neste ensaio, diversos corpos de prova foram chanfrados com dimensões conhecidas. Durante o ensaio, foram adquiridos os sinais de EA e potência, que foram posteriormente processados para cálculo do parâmetro FAP. Utilizando diferentes dimensões de chanfro, tornou-se possível correlacioná-las com o nível FAP calculado.

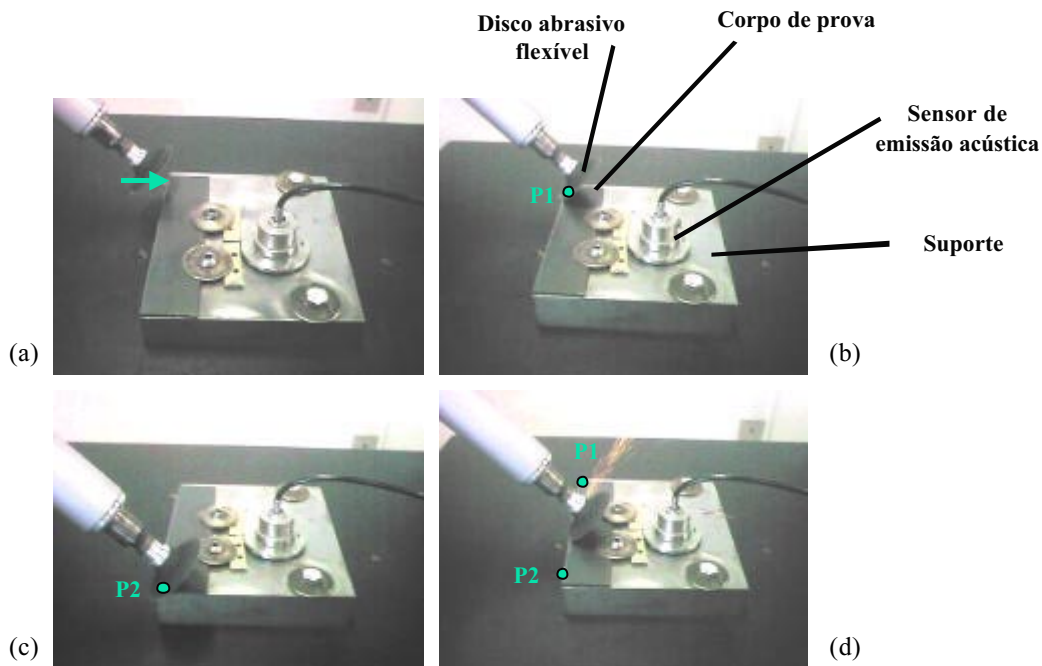


Figura 5. Ensaio para calibração do nível FAP em função da dimensão do chanfro: (a) aproximação do robô; (b) detecção do ponto P1 da borda da peça; (c) detecção do ponto P2 da borda da peça; (d) geração do chanfro, mediante um movimento retilíneo do ponto P1 + x1 até o ponto P2 + x2.

Como corpos de prova, foram utilizadas chapas de aço de dimensão 150 x 50 x 3 mm. Foram chanfradas todas as bordas de largura 150 mm e que apresentavam o canto vivo. Inicialmente, era necessário identificar dois pontos da borda a ser chanfrada, a fim de garantir o alinhamento da mesma. Este procedimento foi realizado avançando a ferramenta de rebarbação contra as duas extremidades da borda (Fig. 5a). Considerava-se como ponto da borda a posição do disco abrasivo quando o nível FAP alcançava um limite estipulado ($FAP > 0,3 \text{ V}$). Uma vez identificados os pontos P1 e P2 (Fig. 5b e 5c), o robô poderia gerar um chanfro homogêneo durante toda a borda. A dimensão deste chanfro era controlada a partir dos parâmetros x_1 e x_2 , que representavam as distâncias (perpendicular à borda da peça) que o robô avançava além dos pontos P1 e P2 respectivamente. Assim, o robô traçava uma reta a partir do ponto

P1 + x1 até o ponto P2 + x2. O ensaio foi realizado variando-se as distâncias x1 e x2 e a velocidade do robô, sempre considerando uma nova borda da peça, para que o chanfro fosse gerando sobre um canto vivo.

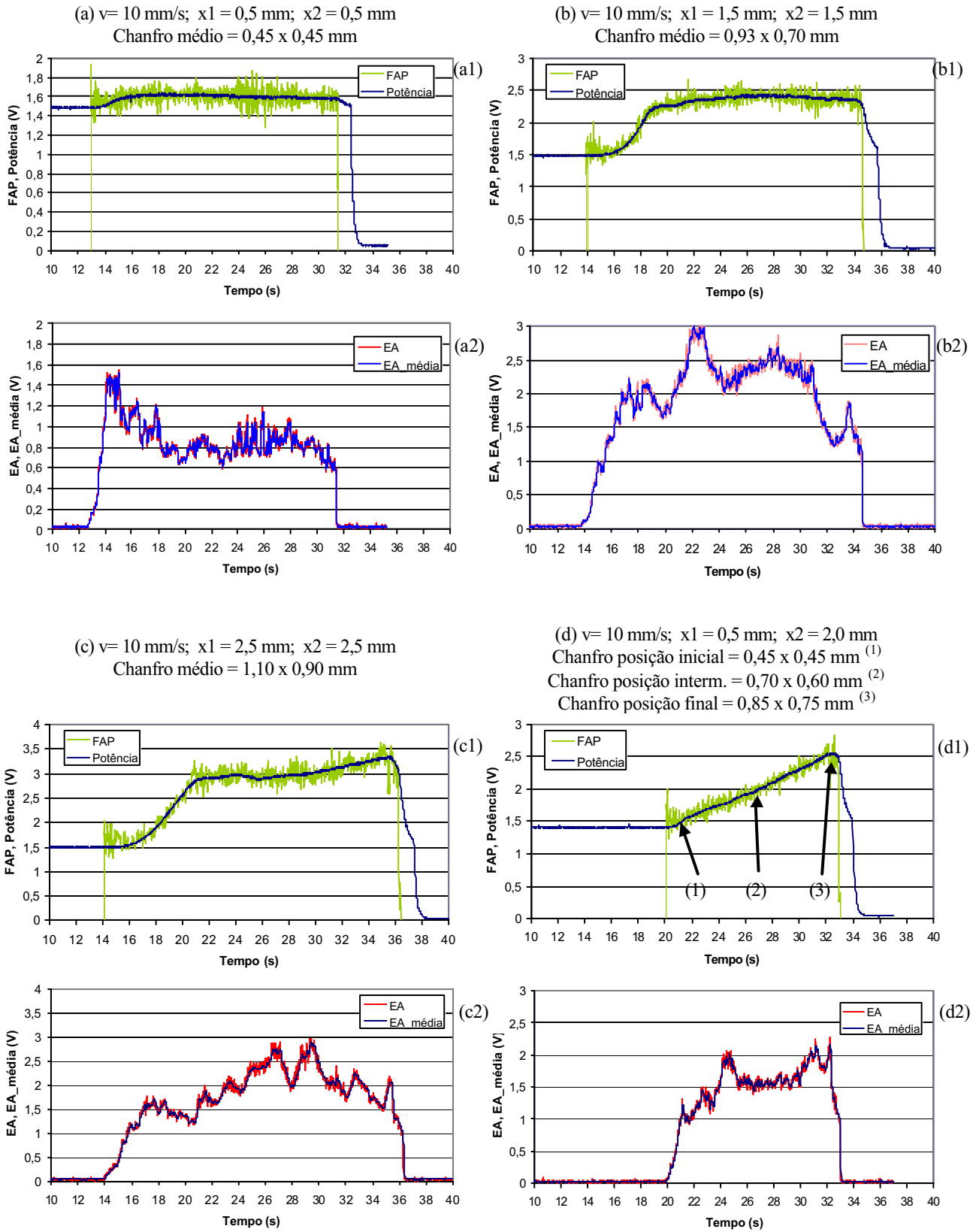


Figura 6. Ensaios para calibração do nível FAP em função da dimensão do chanfro, considerando diferentes condições de chanframento: (a1, b1, c1 e d1) gráficos de FAP e potência para as condições indicadas; (a2, b2, c2 e d2) gráficos de EA e EA média para as condições indicadas.

A Fig. 6 apresenta os resultados de quatro ensaios diferentes. Para cada caso, são apresentadas as condições do ensaio (velocidade do robô e distâncias x_1 e x_2), além das dimensões do chanfro usinado, medidas através de um microscópio. Nota-se, novamente, que o parâmetro FAP detecta o contato quase imediatamente após a sua ocorrência. Nota-se ainda que logo após o contato, o nível FAP tende a acompanhar o nível de potência consumida na operação. Desta forma, pode-se estabelecer uma correlação entre o nível FAP e a dimensão do chanfro para a velocidade em questão ($v = 10 \text{ mm/s}$). Esta correlação será utilizada no ensaio seguinte para o controle da trajetória do robô a fim de se gerar um chanfro desejado na borda peça. Nos três primeiros ensaios, foram utilizados valores idênticos para as distâncias x_1 e x_2 , o que levou à geração de um chanfro praticamente homogêneo. Por fim, no quarto ensaio, foram utilizados diferentes valores de distância x_1 e x_2 , o que determinou uma trajetória da ferramenta entrando progressivamente na peça. Este comportamento foi bem retratado pelo parâmetro FAP, que apresentou uma tendência de crescimento linear, proporcional ao chanfro gerado.

5.2. Controle de trajetória a partir do sinal de FAP

A partir do parâmetro FAP, foi implementada toda a estratégia de controle da trajetória do robô. Esta estratégia está baseada na definição de dois limites para o sinal FAP (Fig. 7): L1 e L2. Estes limites são utilizados para informar ao robô o *status* do contato ferramenta-peça. Através destes limites, é possível controlar a dimensão do chanfro a ser gerado na peça, utilizando os resultados da calibração apresentados na seção 5.1. Assim, um nível FAP superior à L2 indica um contato muito intenso entre a ferramenta e peça. Neste caso, um sinal de 24Vdc é enviado para o canal 2 do módulo de interface digital do robô. Já o canal 1 recebe 24 Vdc quando FAP for inferior à L1, o que indica um contato fraco. Utilizando esta configuração elétrica, a seguinte estratégia de controle de trajetória foi adotada.

- A ferramenta é avançada em direção à peça (Fig. 7a). O ponto de contato P_c é determinado quando FAP excede o Limite 1. A partir deste ponto, a ferramenta avança na direção na borda da peça. Esta direção é indicada através de uma programação *off-line*, a partir do desenho da peça. Assim, uma vez definido P_c , o robô segue um movimento linear em direção ao ponto P1. Durante este movimento, uma correção da trajetória da ferramenta poderá ser realizada conforme apresentado a seguir.
- A ferramenta segue o movimento linear em direção ao ponto P1 enquanto o nível de emissão acústica estiver entre os Limites 1 e 2. Isto indica um contato adequado entre a ferramenta e a peça (Fig. 7b).
- Contudo, se o nível de emissão acústica estiver abaixo do Limite 1, a ferramenta está perdendo contato com a peça e deve ser avançada em sua direção até que a emissão acústica retorne ao nível adequado. Isto é conseguido através de um deslocamento do ponto alvo P1 para P1' (localizado dentro da peça).
- Por fim, se o nível de emissão acústica estiver acima do Limite 2, o contato excedeu as condições adequadas, o que pode danificar a ferramenta e a peça. A ferramenta deve então ser afastada da peça até que o nível acústico retorne à faixa de trabalho. Isto é conseguido através de uma reorientação do movimento linear para P1' (localizado fora da peça).

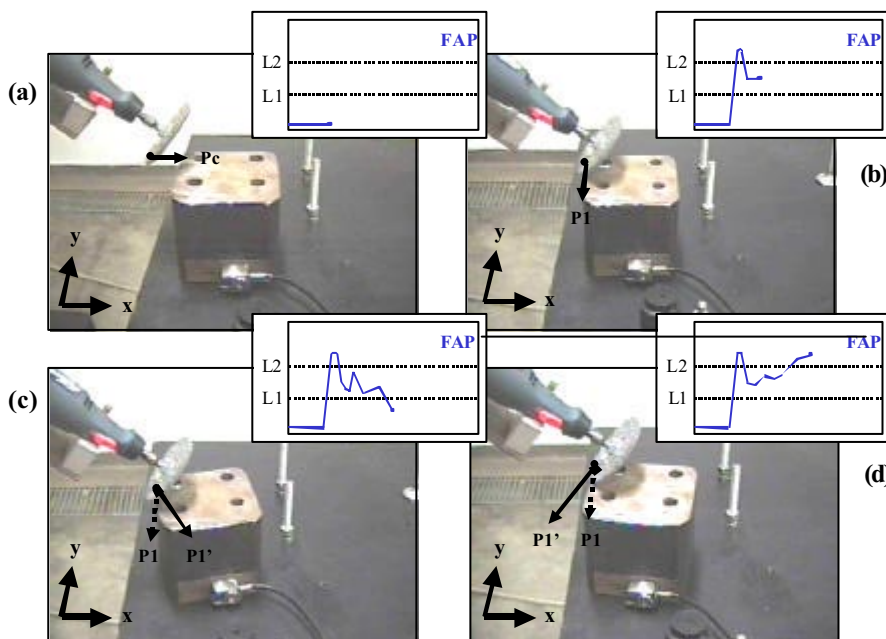


Figura 7. Estratégia de controle da trajetória da ferramenta de rebarbação: (a) estabelecimento do ponto de contato inicial P_c entre a ferramenta e a peça; (b) a ferramenta segue o movimento linear em direção a P_1 ; (c) nível FAP abaixo do limite mínimo L1; (d) nível FAP acima do limite máximo L2.

Utilizando o sistema de monitoramento apresentado na Fig. 4 e a estratégia de correção da trajetória da ferramenta apresentada na Fig. 7, foram propostos alguns ensaios visando analisar a capacidade de controle do processo de rebarbação a partir de informações de diversos sensores.

A Fig. 8 apresenta os resultados de um destes ensaios. No ensaio em questão, foi proposto testar o desempenho de um sistema de controle da trajetória da ferramenta baseada apenas no parâmetro FAP. Este controle buscava manter o nível FAP dentro de uma faixa estabelecida pelos limites $L1 = 1,5V$ e $L2 = 1,8V$. O gráfico apresenta o comportamento dos sinais de corrente consumida pelo motor (linha preta), nível FAP (linha verde), bem como os níveis de EA (linha vermelha) e EA média calculada nos últimos $n = 10$ pontos (linha azul). Nota-se que a estratégia de controle obteve sucesso em manter o sinal FAP dentro dos limites estabelecidos, o que resultou em um chanfro com dimensão média de $0,55 \times 0,45$ mm.

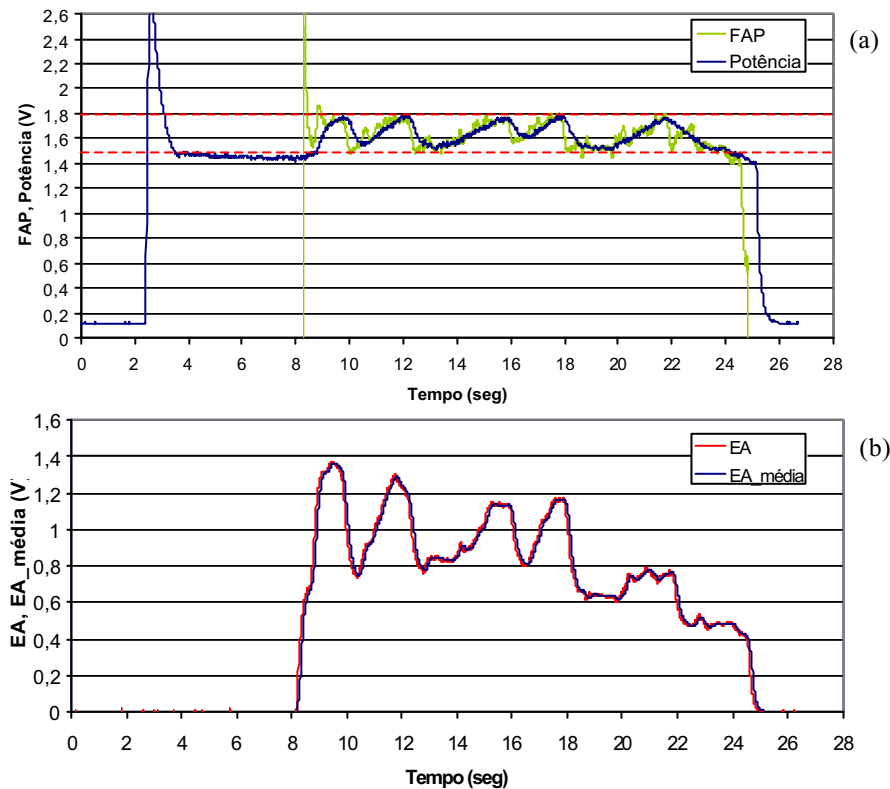


Figura 8. Controle de trajetória da ferramenta de rebarbação utilizando o sinal FAP: (a) gráfico da FAP e potência consumida durante a operação de rebarbação. O sinal FAP é mantido dentro da faixa de trabalho; (b) gráfico dos sinais de emissão acústica e emissão acústica média.

6. Conclusão

Neste trabalho, foi proposta uma nova metodologia para monitoramento e controle da operação de rebarbação robótica, baseada na utilização conjunta dos sinais de potência consumida pelo motor do cabeçote de rebarbação e do nível acústico do processo. A fusão destes sinais deu origem a um novo sinal, *Fast Abrasive Power (FAP)*, que mantém as características do sinal de potência e incorpora a rapidez de resposta do sinal de emissão acústica. Os resultados comprovam que é possível estabelecer uma relação entre o nível FAP e a quantidade de material removida da peça, e utilizar esta relação para manter o contato ferramenta-peça dentro de padrões adequados.

Esta nova metodologia, baseada na fusão de sinais de fácil aquisição, sensores de baixo custo e baixa intrusividade, aponta um novo caminho para a complexa missão de automatizar a operação de rebarbação.

7. Agradecimentos

Esta pesquisa é financiada pela Fundação de Amparo à Pesquisa do Estado de São Paulo, FAPESP, e tem apoio da DaimlerChrysler do Brasil, 3M Abrasivos e Sensis Automação.

8. Referências

- Balasubramaniam, R., Krishnan, J., Ramakrishnan, N., 1998, "Investigation of AJM for deburring", Journal of Materials Processing Technology, Vol. 79, pp. 52-58.
- Bone, G.M., Elbestawi, M.A., Lingarkar, R., Liu, L., 1991, "Force control for robotic deburring", Journal of Dynamic Systems, Meas. and Control, Vol. 113, pp. 395-400.
- Bone, G.M., Elbestawi, M.A., 1994, "Sensing and control for automated robotic edge deburring", IEEE Transactions on Industrial Electronics, Vol. 41, No. 2, pp. 137-146.
- Chern, G.; Dornfeld, D.A., 1996, "Burr/breakout model development and experimental verification", Journal of Engineering Materials and Technology, Vol.118, pp.201-206.
- Chu, C.H; Dornfeld, D.A., 1999, "A framework for burr minimization in a CAD/CAM integrated Environment", LMA Report, Berkeley.
- Craig, J.J., 1986, "Introduction to robotics, mechanics and control", Ed. J.Wiley, New York.
- Dornfeld, D.A., Erickson, E., 1989, "Robotic Deburring with real time acoustic emission feedback control", PED ASME, Vol. 38, pp. 13-25.
- Dornfeld, D.A., Lisiewicz, V., 1992, "Acoustic emission feedback for precision deburring", Annals of the CIRP, Vol. 41, No. 1, pp. 93-96.
- Her, M.G., Kazerooni, H., 1991, "Automated robotic deburring of parts using compliance control", Journal of Dynamic Systems, Measurement and Control, Vol. 113, pp. 60-66.
- Min, S.; Dornfeld, D.A., 1999, "Mesh Separation Criteria in Finite Element Simulation for Drilling Burr Formation", LMA Report, Berkeley.
- Ko, S.L.; Dornfeld, D.A., 1991, "A study on burr formation mechanism", Journal of Engineering materials and technology, Vol.111, pp.75-87.
- Nakayama, K.; Arai, M., 1987, "Burr formation in metal cutting", Annals of the CIRP, Vol.36, No.1, pp.33-36.
- Narayanaswami, R.; Dornfeld, D.A., 1997, "Burr minimization in face milling; a geometrical approach", Journal of Manufacturing Science and Engineering, Vol.119, pp.170-177.
- Oliveira, J.F.G., Felipe Jr., J., 1998, "Intelligent Grinding Systems (IGS): High reliability and automation level in precision grinding", Abrasives Magazine, pp. 11-22.
- Olvera, O.; Barrow, G., 1996, "An experimental study of burr formation in square shoulder face milling", International Journal of Machining Tools and Manufacturing, Vol.36, No.9, pp.1005-1020.
- Seliger, G., Hsieh, H.L., 1991, "Sensor-aided programming and movement adaptation for robot-guided deburring of castings", Annals of the CIRP, Vol. 40, No. 1, pp. 487-490.
- Sickle, C. V., Flores, G., 1997, "How to pick the right deburring process", Manufacturing Engineering, pp .56-62.
- Warnecke, H.J., Abele, E., 1983, "Fettling of castings with industrial robots", Annals of the CIRP, Vol. 32, No. 1, pp. 405-409.

POWER AND ACOUSTIC EMISSION FEEDBACK FOR THE ROBOTIC DEBURRING CONTROL

Carlos Magno O. Valente

University of São Paulo, Department of Mechanical Engineering
 Av. Trabalhador Saocarlense, 400 – CEP: 13566-590 – São Carlos – SP
 cmov@sc.usp.br

João Fernando G. Oliveira

University of São Paulo, Department of Mechanical Engineering
 Av. Trabalhador Saocarlense, 400 – CEP: 13566-590 – São Carlos – SP
 jfgo@sc.usp.br

Abstract: *This paper describes an innovative method able to monitor and control a robotic deburring system based on multiple sensor feedback. The use of industrial robots for the deburring operation is very difficult due to the great contact between the deburring tool and the part edge, which results on an inefficient and slow robot programming (teach-in). The solution is a real time control system to evaluate the contact between the tool and the part. These systems use different sensor-based approaches. However, each strategy has positive and negative aspects. Advances in monitoring technology in the last few years have focused on the use of multiple sensors to enhance process control. In this paper, a new real time deburring control is introduced, based on power and acoustic emission feedback. This information is match together on a new parameter, Fast Abrasive Power, which incorporates AE dynamics to the power signal. The power level is modularized by the ratio between instantaneous AE and average AE over the last n points.*

Keywords: robotic, deburring, monitoring, multiple sensor feedback, path control.

METODOLOGIA VIA REDES NEURAIIS PARA A ESTIMATIVA DO DESGASTE DE FERRAMENTAS DE CORTE NO FRESAMENTO FRONTAL

André Luis Beloni dos Santos

Universidade Federal de Uberlândia, FEMEC, Campus Sta Mônica, Uberlândia-MG, Brasil, CEP 38400-902
albeloni@mecânica.ufu.br

Marcus Antônio Viana Duarte

Universidade Federal de Uberlândia, FEMEC, Campus Sta Mônica, Uberlândia-MG, Brasil, CEP 38400-902
mvduarte@mecanica.ufu.br

Carlos Roberto Ribeiro

Universidade Federal de Uberlândia, FEMEC, Campus Sta Mônica, Uberlândia-MG, Brasil, CEP 38400-902
cribeiro@mecanica.ufu.br

Resumo. No processo de fresamento, devido a descontinuidade do corte e ao grande número de variáveis envolvidas, torna-se muito difícil estabelecer um modelo que relacione o desgaste das ferramentas de corte com a variação dos parâmetros de usinagem. Para contornar este problema, este trabalho apresenta um procedimento baseado em redes neurais com o objetivo de determinar uma relação experimental entre o desgaste das ferramentas (através do desgaste de flanco máximo VB_{Bmax}), com alguns dos principais parâmetros de corte: velocidade de corte, avanço por dente, profundidade de corte, comprimento em balanço da fresa, potência efetiva de corte, rugosidade Ra e o nível de vibração (medida no mancal inferior do eixo porta fresas e na mesa de trabalho da fresadora). A escolha do procedimento de redes neurais foi motivada por ser uma técnica que vem sendo utilizada com sucesso na modelagem de sistemas altamente não lineares e com um grande número de variáveis não correlacionadas. Para a realização e certificação da metodologia proposta, o trabalho experimental envolveu o fresamento frontal de barras de aço ABNT 1045, com ferramentas revestidas de metal duro, em 12 ensaios de fim de vida na máquina fresadora. Os valores obtidos foram utilizados no treinamento da rede neural para determinação do modelo. Os resultados mostraram que a metodologia de redes neurais utilizada proporcionou a estimativa de valores de desgaste das ferramentas no processo de fresamento frontal com elevada confiabilidade e baixo erro, a partir de um número de ensaios relativamente pequeno.

Palavras chave: modelamento, redes neurais, desgaste de ferramentas, fresamento frontal.

1. Introdução

Com o processo de globalização vivido nos últimos anos, as empresas do setor produtivo têm sido submetidas a uma competição quase sem limites pelo mercado consumidor. Como consequência disto, a concentração de esforços na busca de maior produtividade e qualidade dos produtos, a custos reduzidos, tem imposto às empresas uma necessidade constante na busca pelo modelamento e otimização do processo produtivo.

De posse de um modelo confiável para o fim de vida da ferramenta é possível otimizar os parâmetros de usinagem (da Silva, 1994), minimizar estoques, paradas de máquinas e reduzir o risco de falhas das ferramentas, que muitas vezes pode comprometer e até inutilizar o trabalho realizado.

Neste contexto, o setor de usinagem dos metais tem observado uma grande evolução. Entretanto, devido à complexidade e principalmente ao grande número de variáveis envolvidas no processo, pode-se afirmar que ainda não existe um modelo matemático confiável que possa equacionar de forma completa este problema, pelo menos a nível de aplicação industrial.

As primeiras pesquisas neste sentido se baseavam no estudo de modelos analíticos que dependiam de uma grande quantidade de dados experimentais. O grande número de variáveis envolvidas e a complexidade dos processos de usinagem, geravam dificuldades que comprometiam a confiabilidade de tais modelos.

Com o aperfeiçoamento das técnicas de pesquisa, e principalmente em processos de corte contínuos, como por exemplo no torneamento e na furação, já é possível estimar o fim de vida, assim como a rugosidade de uma superfície usinada com razoável confiabilidade. Vários são os trabalhos que estabelecem um modelo de comportamento do desgaste de ferramentas em relação aos principais parâmetros de corte para esses processos de usinagem.

Em processos de corte descontínuos, no entanto, em razão das características inerentes ao processo, torna-se particularmente mais difícil estabelecer um modelo similar. Em processos de fresamento, erros da ordem de até 40% na previsão da vida da ferramenta têm sido observados utilizando-se o modelo de Taylor (dos Santos, 1996; Lourenço, 1996 e Vieira, 1997).

Com o advento dos discriminadores inteligentes (Rangwala et alli, 1987; Dornfeld, 1990 e Monostori, 1993), um grande número de pesquisadores passou a obter excelentes resultados com a utilização de técnicas de inteligência artificial para o monitoramento e modelamento de sistemas altamente não lineares, como é o caso dos processos de corte, de difícil solução em computadores digitais.

Sendo assim, face as dificuldades de obtenção na literatura de um modelo que relacionasse o desgaste das ferramentas de corte com as variáveis do processo, este trabalho utiliza uma metodologia via redes neurais para o estabelecimento de uma relação entre alguns dos principais parâmetros de corte e sua influência no desgaste das ferramentas de corte. Os parâmetros estudados neste trabalho foram: velocidade de corte " v_c ", avanço por dente " f_z ", profundidade de corte " a_p ", comprimento em balanço do eixo porta fresa " z ", potência efetiva de corte " P_{ot} " e vibração " V_{ib} ", adquirida por acelerômetros instalados no mancal inferior do eixo principal da máquina ferramenta e na parte anterior da mesa de trabalho da fresadora. A escolha dos pontos de fixação dos acelerômetros foi feita em função de uma análise de sensibilidade realizada por Sousa (1998).

Pode-se relacionar uma quantidade muito grande de fatores que afetam de alguma forma o acabamento e o desgaste da ferramenta durante uma operação de fresamento. A escolha dos parâmetros e variáveis de corte considerados neste trabalho teve como critério o fato de serem esses, na visão do autor, os principais responsáveis a influenciar e por fazer acelerar os mecanismos de desgaste das ferramentas.

A escolha da potência de corte, especificamente, como um dos parâmetros de estudo foi motivada por estabelecer um comportamento já conhecido em relação à sua variação e as consequências para o desgaste da ferramenta.

2. Procedimento Experimental

A partir de um programa de otimização denominado INIT (dos Santos, 1996), foram geradas e ensaiadas até o fim de vida 12 condições de corte, que são mostradas na Tab. (1).

Tabela 1. Condições de corte geradas.

| Condições de corte geradas por INIT | v_c (m/min.) | f_z (mm/rev.) | a_p (mm) |
|-------------------------------------|------------------|-------------------|--------------|
| 1 | 156,99 | 0,2311 | 1,523 |
| 2 | 329,45 | 0,1110 | 2,206 |
| 3 | 325,18 | 0,1304 | 1,784 |
| 4 | 215,00 | 0,1464 | 1,974 |
| 5 | 333,12 | 0,1625 | 1,820 |
| 6 | 323,54 | 0,2150 | 2,197 |
| 7 | 285,72 | 0,1826 | 2,211 |
| 8 | 244,81 | 0,2456 | 1,691 |
| 9 | 348,01 | 0,2285 | 1,422 |
| 10 | 269,12 | 0,1760 | 2,463 |
| 11 | 339,01 | 0,2380 | 2,150 |
| 12 | 239,91 | 0,2080 | 2,095 |

Todos os ensaios experimentais de corte foram realizados com pastilhas de metal duro, triplamente revestidas (TiN, TiC, TiN), de geometria ISO R245-12 T3 M-PM e classe P25. Como porta ferramentas foi utilizada uma fresa frontal, código R260.22-080-15, diâmetro igual a 80 mm e capacidade para seis insertos. Como material de trabalho foram utilizadas barras de seção quadrada de aço ABNT 1045 com bitola de 101.60 mm e dureza média de 192 HB. As barras foram cortadas por serra mecânica alternativa em tarugos de 550 mm de comprimento. Para a execução dos ensaios experimentais de fresamento foi utilizada uma máquina fresadora CNC, marca Romi, modelo Interact 4, com potência máxima de 16 kW e variação contínua de velocidade de corte e avanço, capacidade máxima de rotação do eixo árvore de 4000 rpm e avanço rápido até 4800 mm/min, disponível no Laboratório de Ensino e Pesquisa em Usinagem da UFU (LEPU).

Para a medição e leitura dos valores de desgaste das ferramentas de corte, utilizou-se um microscópio ferramenteiro desenvolvido no próprio LEPU (da Silva, 1994). As medições de desgaste das ferramentas foram efetuadas ao final de um percurso de avanço correspondente a um passe da ferramenta (550 mm), ou então entre intervalos de passes maiores, quando as condições de corte eram pouco severas e as variações de desgaste eram muito pequenas entre dois passes consecutivos. Os desgastes foram monitorados em todas as seis pastilhas de corte, até que o critério de fim de vida adotado fosse alcançado em pelo menos uma delas. Neste momento o teste era encerrado e as seis arestas de corte substituídas por novas para a realização de um novo teste com uma nova condição de corte. Como critério de fim de vida das ferramentas de corte adotou-se o desgaste de flanco máximo $VB_{B_{max}} = 0,7$ mm.

Os sinais de vibração foram adquiridos, simultaneamente, pelos acelerômetros instalados no mancal inferior do eixo porta fresas e na parte anterior da mesa de trabalho. Após uma análise dos sinais adquiridos pelos acelerômetros

nos dois pontos de monitoramento, verificou-se que ambos apresentavam o mesmo comportamento vibracional. Dessa maneira, por ser um ponto tradicional de medição de valores para controle em manutenção e também menos sensível à influência de fatores externos como o peso da peça, optou-se por utilizar os sinais de vibração monitorados pelo acelerômetro instalado no mancal inferior do eixo porta fresas.

Os valores assumidos para a potência de corte foram os relativos à média das medições realizadas durante um pequeno intervalo de tempo, em 5 posições ao longo do comprimento fresado. Todos os ensaios foram realizados sem a presença de fluido de corte.

Para cada passe realizado, em cada uma das doze condições de corte ensaiadas até o fim de vida, os valores correspondentes monitorados de: desgaste de flanco máximo da ferramenta $VB_{B_{max}}$, rugosidade da superfície fresada R_a , vibração RMS do conjunto ferramenta/máquina/peça e potência de corte, foram anotados, resultando em um arquivo de dados com 238 séries de medições.

3. Treinamento da rede neural

O procedimento adotado para o modelamento do desgaste $VB_{B_{max}}$ foi o seguinte. Foram geradas inicialmente, a partir do programa de otimização INIT (dos Santos, 1996), as quatro primeiras condições de corte apresentadas na Tab. (1). Essas quatro condições de corte foram ensaiadas até o fim de vida, dando origem a um arquivo de dados inicial. Uma quinta condição de corte (condição de corte número 12 da Tab. (1), também foi ensaiada, dando origem a um arquivo de dados “particular” e que foi utilizado para a validação dos valores de $VB_{B_{max}}$ estimados pela rede neural em todos os procedimentos de treinamento realizados neste trabalho.

Os dados referentes às quatro primeiras condições foram então utilizados para o treinamento de uma rede neural, sendo os dados relativos ao ensaio da condição de corte número 12 da Tab. (1), utilizados para a certificação do parâmetro de saída ($VB_{B_{max}}$). Nesse momento o erro incorrido era calculado (diferença entre os valores estimados e experimentais do parâmetro de saída). À medida que o erro se apresentasse elevado, ou seja, que o procedimento de ajuste não se apresentasse satisfatório, uma nova condição de corte era gerada e ensaiada. Os dados monitorados decorrentes desse novo ensaio eram acrescentados ao arquivo de dados utilizado no treinamento anterior e novamente submetidos à rede neural.

Utilizando-se o mesmo arquivo de dados para validação do novo treinamento, o erro incorrido era mais uma vez calculado. Esse procedimento foi realizado sucessivamente até que os valores de erro obtidos na estimativa do desgaste $VB_{B_{max}}$ fossem considerados satisfatórios.

4. Estimativa dos valores de desgaste das ferramentas “ $VB_{B_{max}}$ ”

Para o modelamento do desgaste $VB_{B_{max}}$ (parâmetro de saída desejado), os parâmetros de entrada utilizados na fase de treinamento da rede neural foram: velocidade de corte “ v_c ”, avanço por dente “ f_z ”, profundidade de corte “ a_p ”, comprimento da fresa em balanço “ z ”, potência de corte “Pot”, vibração “Vib” (amplitude dos sinais de vibração em bandas de 1/3 de oitava), tempo de corte ativo “T”, e rugosidade “ R_a ”.

Foi utilizada uma rede neural multicamadas, com controle de erro por *back-propagation*, composta por uma camada de entrada, uma camada de saída com um neurônio e uma camada intermediária, composta por quatro neurônios.

Com relação às funções de ativação, foram utilizadas quatro funções do tipo “tansig” na camada oculta e uma função também “tansig” na camada de saída.

Todos os dados utilizados nos procedimentos de treinamento das redes foram normalizados entre os valores zero e um.

A Figura (1) representa a estrutura da rede neural proposta para a estimativa do desgaste $VB_{B_{max}}$ em função dos parâmetros considerados acima.

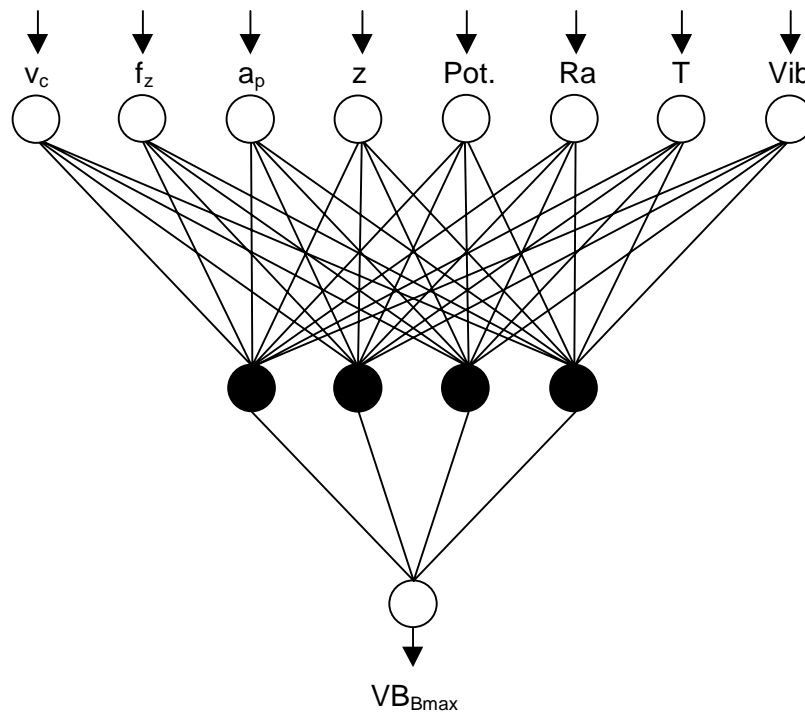


Figura 1. Estrutura da rede neural utilizada para a estimativa de VB_{Bmax} .

As Figuras 2 a 9 mostram, respectivamente, a evolução do ajuste proporcionado pela rede neural para a estimativa dos valores de desgaste das ferramentas VB_{Bmax} , a partir do treinamento realizado com os arquivos de dados gerados conforme procedimento descrito no item 1.

A Figura 2 mostra o ajuste proporcionado pela rede neural para a estimativa dos valores de desgaste da ferramenta VB_{Bmax} , quando treinada a partir do arquivo de dados originado pelas quatro primeiras condições de corte da Tab. (1). O conjunto de dados para treinamento neste caso consistiu de 96 medições normalizadas. O erro calculado “ ϵ ” (erro médio quadrático entre os valores de VB_{Bmax} estimados pela rede e os valores experimentais medidos), foi de 854,05 %.



Figura 2. Ajuste dos valores de VB_{Bmax} realizado a partir do arquivo de dados originado pelas quatro primeiras condições de corte da Tab. (1).

A Figura 3 mostra o ajuste dos valores de desgaste da ferramenta VB_{Bmax} proporcionado pela rede neural, quando treinada a partir do arquivo de dados originado pelas cinco primeiras condições de corte da Tab. (1). O conjunto de dados para treinamento neste caso consistiu de 119 medições normalizadas. O erro calculado “ ϵ ” foi de 184,49 %.



Figura 3. Ajuste dos valores de VB_{Bmax} realizado a partir do arquivo de dados originado pelas cinco primeiras condições de corte da Tab. (1).

A Figura 4 mostra o ajuste dos valores de desgaste da ferramenta VB_{Bmax} proporcionado pela rede neural, quando treinada a partir do arquivo de dados originado pelas seis primeiras condições de corte da Tab. (1). O conjunto de dados para treinamento neste caso consistiu de 135 medições normalizadas. O erro calculado “ ϵ ” foi de 19,31 %.



Figura 4. Ajuste dos valores de VB_{Bmax} realizado a partir do arquivo de dados originado pelas seis primeiras condições de corte da Tab. (1).

A Figura (5) mostra o ajuste dos valores de desgaste da ferramenta VB_{Bmax} proporcionado pela rede neural, quando treinada a partir do arquivo de dados originado pelas sete primeiras condições de corte da Tab. (1). O conjunto de dados para treinamento neste caso consistiu de 155 medições normalizadas. O erro calculado “ ϵ ” foi de 28.03 %.



Figura 5. Ajuste dos valores de VB_{Bmax} realizado a partir do arquivo de dados originado pelas sete primeiras condições de corte da Tab. (1).

A Figura (6) mostra o ajuste dos valores de desgaste da ferramenta VB_{Bmax} proporcionado pela rede neural, quando treinada a partir do arquivo de dados originado pelas oito primeiras condições de corte da Tab. (1). O conjunto de dados para treinamento neste caso consistiu de 170 medições normalizadas. O erro calculado “ ϵ ” foi de 13.44 %.

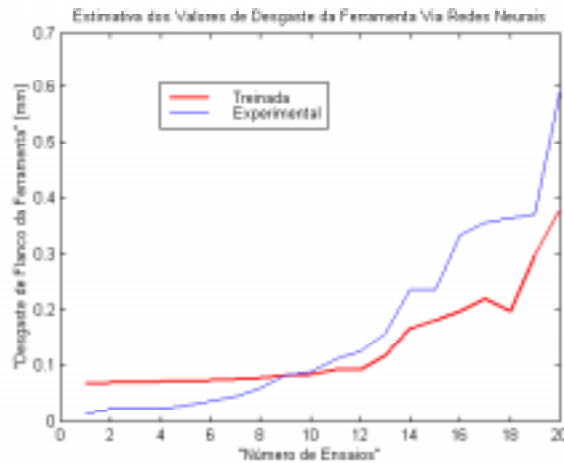


Figura 6. Ajuste dos valores de VB_{Bmax} realizado a partir do arquivo de dados originado pelas oito primeiras condições de corte da Tab. (1).

A Figura (7) mostra o ajuste dos valores de desgaste da ferramenta VB_{Bmax} proporcionado pela rede neural, quando treinada a partir do arquivo de dados originado pelas nove primeiras condições de corte da Tab. (1). O conjunto de dados para treinamento neste caso consistiu de 188 medições normalizadas. O erro calculado “ ϵ ” foi de 15.56 %.



Figura 7. Ajuste dos valores de VB_{Bmax} realizado a partir do arquivo de dados originado pelas nove primeiras condições de corte da Tab. (1).

A Figura (8) mostra o ajuste dos valores de desgaste da ferramenta VB_{Bmax} proporcionado pela rede neural, quando treinada a partir do arquivo de dados originado pelas dez primeiras condições de corte da Tab. (1). O conjunto de dados para treinamento neste caso consistiu de 205 medições normalizadas. O erro calculado “ ϵ ” foi de 7,78 %.

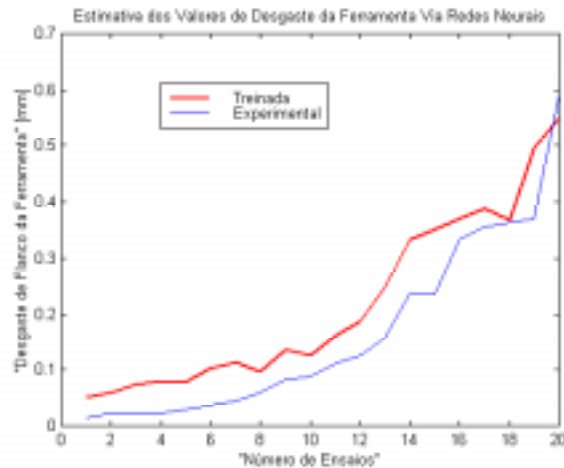


Figura 8. Ajuste dos valores de VB_{Bmax} realizado a partir do arquivo de dados originado pelas dez primeiras condições de corte da Tab. (1).

A Figura (9) mostra o ajuste dos valores de desgaste da ferramenta VB_{Bmax} proporcionado pela rede neural, quando treinada a partir do arquivo de dados originado pelas onze primeiras condições de corte da Tab. (1). O conjunto de dados para treinamento neste caso consistiu de 218 medições normalizadas. O erro calculado “ ϵ ” foi de 4.03 %.

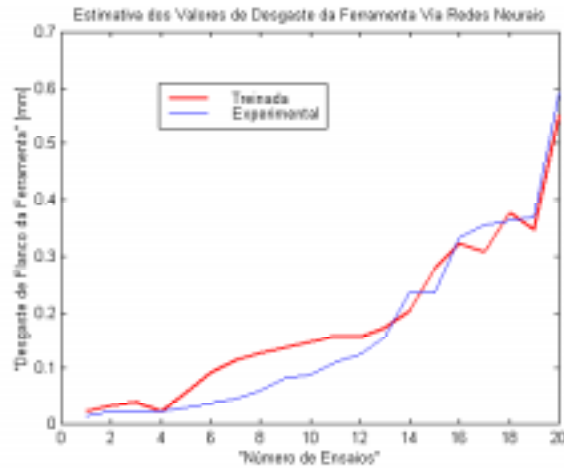


Figura 9. Ajuste dos valores de VB_{Bmax} realizado a partir do arquivo de dados originado pelas onze primeiras condições de corte da Tab. (1).

A Tabela (2) apresenta o resumo da evolução do erro obtido no ajuste dos valores de desgaste VB_{Bmax} , mostrados nas Figs. (2) a (9).

Tabela 2. Resumo da evolução do erro obtido no ajuste dos valores de desgaste VB_{Bmax} .

| Nº de Condições de Corte Ensaçadas | Nº de Dados Acumulados do Arquivo de Treinamento | Erro “ ϵ ” (%) |
|------------------------------------|--|-------------------------|
| 4 | 96 | 854,05 |
| 5 | 119 | 184,49 |
| 6 | 135 | 19,31 |
| 7 | 155 | 28,03 |
| 8 | 170 | 13,44 |
| 9 | 188 | 15,56 |
| 10 | 205 | 7,78 |
| 11 | 218 | 4,03 |

Observa-se no universo de onze condições de corte ensaiadas da Tab. (1), uma tendência acentuada de convergência dos valores de erro obtidos.

A evolução do erro apresentado indica que o procedimento de redes neurais tem uma grande capacidade de estimação dos valores de desgaste das ferramentas de corte, a partir de um número razoavelmente reduzido de ensaios experimentais. Isto se torna importante no sentido de se poder reduzir ao máximo o número de ensaios de vida das ferramentas para a determinação de um modelo que estime com confiabilidade o desgaste das arestas cortantes.

O modelo via redes neurais apresentado evita a realização de um grande número de ensaios, sem perda da confiabilidade nos resultados obtidos. Desse modo, evita-se um grande desperdício de material, ferramental de corte, hora-homem e tempo, com a realização de ensaios desnecessários. Impede, da mesma forma, a aquisição de resultados não confiáveis devido a um número de testes insuficientes.

Existem inúmeras metodologias que são utilizadas para a estimativa do desgaste de ferramentas de corte. Dos Santos (1996), por exemplo, utilizando um procedimento de experimento ótimo, conseguiu estimar valores de desgaste da ferramenta, em um processo de fresamento análogo ao realizado neste trabalho, com erros da ordem de 40%. Motta (1994), utilizando a equação expandida de Taylor, obteve erros na estimativa do desgaste de ferramentas da ordem de 30%.

Dos Santos et alli (2001), realizou uma comparação, utilizando as técnicas de análise dimensional, otimização de ensaios e redes neurais, para a estimativa do desgaste de ferramentas de corte em um processo de fresamento de topo de um aço para fabricação de moldes. Os resultados mostraram que as técnicas de otimização de ensaios e análise dimensional são muito mais sensíveis a erros de leitura dos valores experimentais, apresentando erros significativamente maiores na estimativa dos valores de desgaste, do que o procedimento de redes neurais.

Pode-se dizer, que o procedimento de redes neurais mostrou ser uma técnica bastante poderosa e robusta para a estimativa do desgaste de ferramentas de corte em processos de fresamento frontal. Também mostrou-se consideravelmente rápida e simples.

5. Conclusões

A capacidade e a qualidade do modelamento do desgaste das ferramentas de corte no processo de fresamento frontal, utilizando-se o procedimento de redes neurais, é fortemente dependente da qualidade do conjunto de dados experimentais.

A técnica de redes neurais empregada mostrou ser possível estabelecer um procedimento de monitoramento *on-line* do processo de fresamento frontal, e a partir dos valores obtidos estimar em tempo real o desgaste de flanco máximo das ferramentas de corte.

Baixo custo de determinação do modelo experimental. A técnica de redes neurais utilizada permitiu estabelecer a modelagem do desgaste das ferramentas e da rugosidade a partir de um número relativamente pequeno de ensaios na máquina fresadora.

O procedimento de redes neurais utilizado mostrou ser uma ferramenta robusta e pouco sensível a possíveis erros de medição, uma vez que apresentou uma grande capacidade de recuperar a tendência de convergência do erro em virtude de alguma discrepância observada.

6. Bibliografia

- da Silva, A.D., 1994, "Uma Metodologia para a Otimização Automática de Parâmetros de Usinagem", Tese de Doutorado, UFSC, Florianópolis, SC.
- Dornfeld, D.A., 1990; "Neural Network Sensor Fusion for Tool Condition Monitoring", Ann. CIRP, 39(1), pp. 101-105.
- dos Santos, A.L.B., Milan, J.C.G., da Silva, M.B., Santos, S.C. e Cunha Jr, S.S., 2001, "Comparação das Técnicas de Análise Dimensional, Otimização de Ensaios e Redes Neurais para Determinação da Equação de Taylor Expandida no Processo de Fresamento de Topo", 1º COBEF, Curitiba-PR, Abril de 2001.
- dos Santos, A.L.B, 1996, "Otimização de Ensaios Utilizados na Determinação dos Coeficientes da Equação de Taylor Expandida", Dissertação de Mestrado, UFU, Uberlândia, MG.
- Lourenço, C.J., 1996, "A Usinabilidade do Aço Inoxidável Austenítico ABNT 304", Dissertação de Mestrado, UFU, Uberlândia, MG.
- Monostori, L., 1993, "A Step Towards Intelligent Manufacturing: Modelling and Monitoring of Manufacturing Process Through Artificial Neural Networks", Ann. CIRP, 42/1, 485.
- Motta, M.F., 1994, "Estudo da Influência de Fluidos de Corte no Torneamento do Aço ABNT 8640", Dissertação de Mestrado, UFU, Uberlândia, MG.
- Rangwala, S. and Dornfeld, D., 1987, "Integration of Sensors Via Neural Networks for Detection of Tool Wear States", Proc. Symp. on Integrated and Intelligent Manufacturing Analysis and Synthesis, ASME, pp. 109-120.
- Sousa, M.M., 1998, "Utilizando a Vibração Mecânica para Monitorar o Desgaste das Ferramentas de Corte e o Acabamento Superficial no Processo de Fresamento", Tese de Doutorado, UFU, Uberlândia, MG.
- Vieira, J.M., 1997, "Influência de Fluidos de Corte no Fresamento do Aço NB 8640", Dissertação de Mestrado, UFU, Uberlândia, MG.

7. Copyright Notice

The author is the only responsible for the printed material included in his paper.

NEURAL NETWORK METHODOLOGY FOR ESTIMATION OF TOOL WEAR IN THE FACE MILLING PROCESS

André Luis Beloni dos Santos

albeloni@mecânica.ufu.br

Marcus Antônio Viana Duarte

mvduarte@mecanica.ufu.br

Carlos Roberto Ribeiro

cribeiro@mecanica.ufu.br

***Abstract.** In milling processes due to the discontinuity of the cutting operation and the large amount of variables involved, it becomes very difficult to establish a model correlating tool wear to some of the main machining parameters. The present work proposes a neural network based procedure aiming the determination of an experimental relationship between tool wear (through the maximum flank wear VB_{Bmax}), with some of the main cutting parameters: cutting speed, feed per tooth, depth of cut, hanging length of the cutter, power consumption, roughness Ra and vibration level (measured both at the inferior bearing of the tool holder axis and at the work table of the machine). The choice of the neural network procedure was motivated by the satisfactory results showed by this technique when estimating and modeling nonlinear systems with many non-correlated variables. For the application and validation of the proposed methodology, face milling tests with ABNT 1045 steel bars and coated cemented carbide were carried out. The tests were used to train a neural network to the determination of the model. The results showed that neural network is a promising technique to estimate the tool wear in face milling process.*

Keywords: Modeling, artificial neural networks, tool wear, face milling process.

SISTEMA DE GERENCIAMENTO DE FERRAMENTAS: ASTOM

Jefferson Luiz Nogueira

Departamento de Engenharia de Materiais – FAENQUIL
Caixa Postal 116 – CEP 12.600-000 - Lorena / SP
cipo@ppgem.fauenquil.br

Ciro Takayuki Watanabe

Departamento de Engenharia de Materiais – FAENQUIL
Caixa Postal 116 – CEP 12.600-000 - Lorena / SP
ciro@ppgem.fauenquil.br

Marcos Valério Ribeiro

Departamento de Engenharia de Materiais – FAENQUIL
Caixa Postal 116 – CEP 12.600-000 - Lorena / SP
mvalerio@demar.fauenquil.br

Resumo. Este trabalho tem por objetivo apresentar um sistema baseado em banco de dados elaborado através do Access e desenvolvido em Visual Basic, capaz de promover meios para que as informações referentes à ferramenta de corte possam ser recuperadas com facilidade. O gerenciamento das informações na manufatura integrada deve ser de especial atenção, pois este tem ingerência sobre a eficiência dos processos de fabricação. Atualmente, é cada vez mais comum a presença de máquinas CNC nas empresas, como consequência, o número de possíveis de montagens de ferramentas aumenta, e seus novos materiais e geometria fazem com que aumente a quantidade de informações a ser manipulada pelo planejamento de processo. As empresas que produzem peças usinadas e os fabricantes de ferramentas que desenvolvem processos, são grandes geradoras de informações e de dados que, na maioria dos casos essas informações são esquecidas ou sub-utilizadas, devido à inexistência de sistemas de armazenamento e manipulação destas informações. Um sistema que gerencia ferramentas é essencialmente uma coleção de programas voltados para o auxílio no controle de banco de dados organizado conforme o sistema de manufatura, e para promover um acesso contínuo, seguro e fácil, através de interfaces adequadas, interagindo com os demais bancos do sistema e auxiliar no planejamento do processo, otimizando as condições de corte.

Palavras chave: usinagem, banco de dados, gerenciamento de ferramentas,

1. Introdução

A escolha da ferramenta adequada para uma determinada operação e a determinação correta das condições de usinagem, representam um papel importante no trabalho com metais, sendo um fator determinante da evolução das máquinas-ferramenta e das ferramentas de corte. Tal fato se acentua na produção seriada, onde divergências na escolha da velocidade de corte e ferramenta podem acarretar variações notáveis nos custos de fabricação, Ferraresi (1989). No caso específico da indústria metal-mecânica, otimizar as condições de produção significa reduzir os tempos de fabricação de peças e os tempos de montagem dos sistemas.

Neste aspecto, cabe ressaltar que há atualmente uma tendência na redução dos tempos de espera e dos tempos de preparação das máquinas-ferramenta, aumentando assim a participação dos tempos em que a peça permanece dentro da máquina (tempos de troca de ferramenta, tempos passivos e tempos de usinagem) no tempo total de fabricação.

Observa-se uma tendência no desenvolvimento de sistemas auxiliados por computador para a automação do planejamento de processos. A eficiência e o grau de automação dos processos de usinagem dependem significativamente da existência de dados de corte detalhados, atualizados, de fácil e rápido acesso.

Foi criado em 1982, na Universidade Federal de Santa Catarina, o CINFUS (Centro de Informação de Usinagem) e seu banco de dados. O CINFUS é um sistema integrado de informações de usinagem disponível às empresas metal-mecânica. Esse sistema torna mais fácil e mais rápido o acesso às informações, Boehs (1985). A UFSC, em parceria com a Universidade Estadual de Campinas (SP), lançou na Internet, a rede mundial de computadores, o CINFUS. O sistema consiste num banco de dados sobre usinagem, com a finalidade de apoiar a indústria, o ensino e a pesquisa na obtenção de informações na área de usinagem, de forma fácil e rápida. Dois softwares foram desenvolvidos para a aplicação na área de usinagem: o GEFER III (Sistema Gerenciador de Ferramentas de Usinagem) e o CEFER (Catálogo Eletrônico de Ferramentas de Usinagem). Com o GEFER III, a empresa pode organizar melhor seu sistema de fabricação e facilitar o trabalho dos processistas, reduzindo o tempo gasto na busca de informações sobre máquinas-ferramenta, fixação de ferramentas nas máquinas. Através do CEFER, a empresa interessada em comprar ferramentas para usinagem pode emitir pedidos para qualquer fabricante.

2. Sistema manual de informações

Um verdadeiro colapso sofrido pelos sistemas tradicionais de manipulação de informações, se deu principalmente pelo desenvolvimento das máquinas ferramenta e dos materiais para ferramenta, que ocasionaram um aumento súbito na quantidade de informações a ser manipulada pelos sistemas de planejamento e controle.

Com o desenvolvimento das máquinas de comando numérico (CNC) houve o que se pode chamar de quebra da relação histórica entre o operador, sua máquina e seu armário de ferramentas, segundo Astrop, citado por Ribeiro (1994), pois com as máquinas CNC veio a necessidade de *kits* de ferramentas serem distribuídos para um operador junto com as peças, listas de controle, folhas de operação e desenhos, incorrendo pois em um aumento significativo no sortimento do inventário de ferramentas, aumentando o interesse no seu gerenciamento, porque a ele caberá a tarefa de reduzir o número total de ferramentas em circulação para um patamar mínimo que ao mesmo tempo garanta que nenhuma máquina irá parar por falta delas.

Segundo Ribeiro (1994), no cenário atual da manufatura a maior parte das empresas são compostas de sistemas de informações, e estas desempenham um papel muito importante. Estes sistemas devem ser integrados por um sistema de gerenciamento dessas informações de manufatura, pois elas têm ingerência direta sobre a eficiência dos processos de fabricação. Ao se apresentar os sistemas de apoio computacional à usinagem, mais uma vez a informação e seu gerenciamento assumiram um papel de destaque, pois estes sistemas (CAD, CAM, CAPP, ES, etc.) necessitam de informações, as mais atualizadas possíveis, para que possam prestar apoio de forma eficiente e justificar os investimentos de instalação destes. Na maioria das vezes estas informações estão armazenadas na forma de banco de dados, que passam assim a fazer parte destes sistemas.

Gerenciamento de ferramenta é um processo resultante da integração do planejamento, execução e controle do fluxo de informações relativas às ferramentas, o objetivo do gerenciamento de ferramenta é assegurar a melhor disposição da ferramenta correta no local correto e no tempo certo, (Eversheim et al. 1991).

Atualmente, segundo Choudhury e El-Baradie (1996), sistemas de bancos de dados de usinabilidade são essenciais para a seleção de condições ótimas de corte durante o planejamento do processo, e estes se constituem em um componente importante na implantação dos sistemas de Manufatura Integrada por Computador (CIM). Ainda, segundo Choudhury e El-Baradie (1996) os sistemas de banco de dados de usinabilidade computadorizados existentes podem ser classificados como :

- Sistemas de armazenamento e recuperação de dados: uma série de velocidades de corte recomendadas, avanços, e outras informações relacionadas é armazenada em arquivos de computador de armazenamento e recuperação de dados, os quais podem ser recuperados através do uso de um programa de interface amigável. Estas informações vêm da experiência de chão de fábrica, experiências de laboratório e manuais de dados de usinagem. A maior desvantagem deste sistema é que ele requer um pessoal altamente experiente para avaliar a entrada de dados e a atualização dos dados nos arquivos.

- Sistemas com equações empíricas generalizadas: utilizam, por exemplo, as equações expandidas da vida da ferramenta de Taylor para calcular os parâmetros de corte. Os sistemas excluem a necessidade de armazenar uma tremenda quantidade de dados para uma ampla combinação de materiais, ferramentas e operações.

- Sistemas com modelos matemáticos: esforçam-se em prever as condições ótimas de corte para uma operação específica usando um algoritmo de usinabilidade de entradas e saídas. Os dados de resposta da usinagem tais como a vida da ferramenta, rugosidade da superfície, força de corte, potência, etc. , são usados como dados primários para uso em um sistema de banco de dados de usinabilidade. Os modelos matemáticos para estas respostas de usinagem são desenvolvidos como uma função das variáveis de usinagem usando um módulo de construção de modelo. Os parâmetros do modelo e outros fatores econômicos relevantes são usados para originar um conjunto ótimo de condições de corte.

Em síntese, segundo Boehs (1989), os bancos de dados dos países como EUA, Japão, França, Alemanha, Bélgica, Suécia, assim como do Brasil, têm como meta reduzir os custos de produção e melhorar a qualidade dos produtos fabricados. Estes dois aspectos são considerados da maior importância na concorrência entre as empresas e seus produtos, seja em nível nacional e principalmente em nível internacional. Eles são os requisitos fundamentais exigidos por qualquer cliente de qualquer produto.

Segundo Eversheim, et al (1991), um aumento da diversidade de variantes, redução na vida efetiva do produto e um nível crescente de complexidade nos produtos em conjunção com a necessidade de tempo de entrega, tudo representa fatores de mercado. As companhias têm que reagir a estes fatores no campo da engenharia de fabricação via métodos e medidas inovadoras. As estratégias da engenharia de fabricação continuam a se concentrar nos processos de fabricação. Em resposta às necessidades de mercado, esforços têm se focado atualmente sobre a melhoria da qualidade da fabricação e aumento da produtividade. E reduzir custos de fabricação significa atuar em três fatores principais, quais sejam: tempos, meios e matéria-prima, conforme a fig. (1).

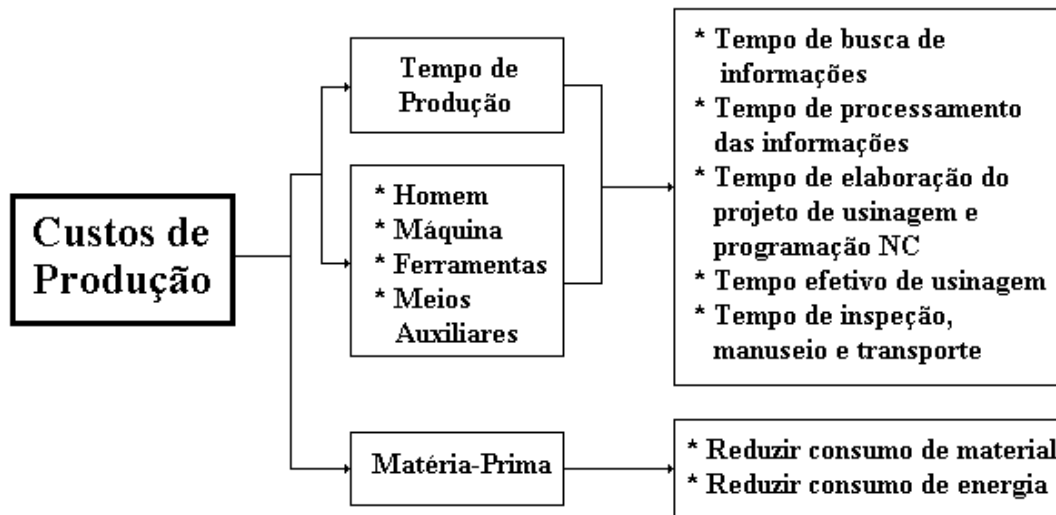


Figura 1 – Fatores que afetam os custos de produção,

Muitos benefícios têm sido apontados devido ao aumento de integração do gerenciamento de ferramentas dentro de sistemas de projeto, planejamento, programação e controle. Os benefícios citados incluem redução nos custos de produção devido à minimização do número e tipos de ferramentas necessárias, aumento da produtividade devido à redução dos estoques e tempo de *set-up*, melhorias na flexibilidade de peças e seus roteiros, e melhores trajetórias e contabilidade de custo de ferramental.

Informação e inovação estão intimamente ligadas, o processo inventivo toma inteiramente uma nova dimensão pela força do suporte de *mídia* eletrônica. O acesso ao conhecimento armazenado em bancos de dados externos, por exemplo, torna isso possível para pesquisa de soluções em uma varredura de amplo alcance e pesquisa realizadas dentro de um curto período de tempo, Niepp (1990).

Vários parâmetros no fluxo integrado de informações estão interrelacionados e, tanto técnica quanto economicamente, exercem uma influência sobre as variantes de soluções a serem otimizadas, Niepp (1990). No desenvolvimento de produto em engenharia mecânica, preços de materiais, custos de projeto e fabricação, tamanho dos lotes e peças repetidas têm um comportamento decisivo na falta de competitividade. Particularmente importantes são as rápidas mudanças tecnológicas advindas dos novos materiais de engenharia, novos processos ou soluções de usinagem assim como novas oportunidades computacionais no fluxo integrado de informações, as quais podem levar a soluções inteiramente novas no projeto e fabricação de produtos.

Existe hoje um enorme sortimento de ferramentas e insertos disponíveis para os operadores. Frequentes adições são feitas aos catálogos dos fornecedores, com o objetivo de acirrar a disputa entre os mesmos, pois cada um deseja se firmar como o fornecedor do melhor produto, para este ou aquele conjunto de condições de corte.

Como resultado da ação dos fornecedores, muitos inventários de ferramentaria têm crescido nos últimos anos. Custos implicados diretos devem ser considerados, pois existe um custo oculto, substancial, associado ao cuidado e administração de um tão grande número de itens.

Em um esforço para alcançar um melhor controle de suas ferramentas, muitas empresas estão agora trabalhando com sistemas de gerenciamento de ferramenta computadorizados. De acordo com Eversheim et al. (1991), o uso de tais sistemas permite que se localize certas falhas relativas ao estoque de ferramentas, favorecendo a eliminação de certos custos referentes:

- ao valor do excesso de inventário necessário de ferramenta, devido a duplicações acumuladas e desnecessárias;
- ao valor do inventário obsoleto;
- ao inventário anual de ferramentas perdidas/reduzidas;
- ao custo excessivo de compras de emergência, por causa da falta de inventário necessário de ferramentas;
- às despesas inadequadas na compra de ferramentas incorretas; e
- à perda de mercado devido a atrasos nas entregas por causa de ferramentas perdidas.

3. Sistema proposto

O Sistema de Gerenciamento de Ferramentas de Corte (*ASTOM*) foi desenvolvido em ambiente Windows para tornar as interfaces mais amigáveis. Foram utilizados, como linguagem básica de programação, o *software Microsoft Visual Basic 6.0* e o *software Microsoft Access*, para a construção dos bancos de dados. O equipamento utilizado é PC de 500MHz, dotado de 64 Mbytes de memória RAM, CD ROM.

Este sistema (*ASTOM*) é estruturado de maneira a pesquisar sistematicamente as informações disponíveis dos ensaios de usinagem bem como os resultados obtidos com estes mesmos ensaios, inclusive as condições de corte

(velocidade ou rotação) otimizadas através de um outro software desenvolvido para realizar a tarefa de otimização dos parâmetros de corte via máxima produção, o programa Assistência Técnica Auxiliada por Computador (CATA) [Ribeiro,1999]. O software CATA registra as informações de chão-de-fábrica em banco de dados. Os itens do sistema ASTOM estão esquematizados na fig. (2).

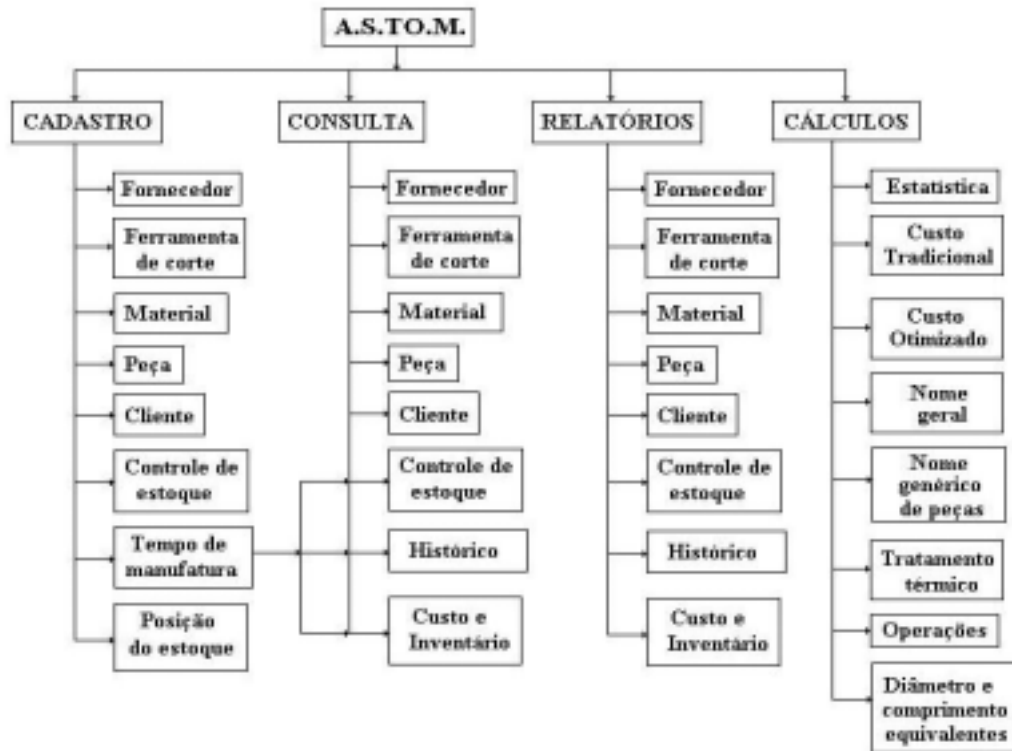


Figura 2 – Diagrama de blocos do sistema de gerenciamento de ferramentas de corte (ASTOM)

4. Sistemas sensoriais e as informações

A idéia de se fazer um sistema amigável ao encontro da psicologia, quanto ao comportamento humano em relação à maneira de que cada pessoa interpreta as informações do meio externo. Segundo Davidoff (1983), nosso organismo é equipado com sistemas especiais de captação de informações que denominamos sentidos ou sistemas sensoriais. Eles nos capacitam a colher dados de maneira a podermos planejar e controlar nosso comportamento e nos movimentarmos. Os cientistas catalogaram onze sentidos humanos bastantes distintos, que são a visão, a audição, o olfato, o paladar, e o que se chamava tato revelou-se composto de cinco sistemas dérmicos (de pele) separados (ou somato-sensoriais): contato físico, pressão profunda, calor, frio e dor, conforme a tabela 1.

Tabela 1. – Os cinco sentidos perceptivos

| Aparelho | Sentidos implicados |
|------------------|--|
| Visual | Visão |
| Auditivo | Audição |
| Somato-sensorial | Tato, pressão profunda, calor, dor(mais combinações como cócegas, comichão e maciez), frio |
| Químico | Paladar, olfato |
| Proprioceptivo | Sentido vestibular, sentido cinestésico |

Psicologicamente, existem três tipos de comportamento que regem a maneira de como os seres humanos captam as informações do ambiente com maior importância. São eles: o comportamento cinestésico de que tem mais necessidade de tocar os objetos, movê-los de lugar, escrever, enfim utilizar os músculos para poder receber e interpretar as informações vindas do meio externo do que ouvir ou ver; o comportamento visual que utilizam mais a visão para captar e interpretar a informação externa do que tato ou a audição; o comportamento auditivo que conseguem, à partir dos sons

vindos do ambiente, captar e interpretar as informações necessárias para representar a realidade, sem ter a necessidade de tocar o ambiente ou mesmo vê-lo.

O mundo da informática trata de uma realidade virtual, onde os sentidos visual, cinestésico e auditivo estão sempre sendo solicitados.

5. Uma visão do sistema ASTOM

Partindo do conhecimento da existência desses três tipos de comportamentos humanos, o sistema ASTOM está sendo desenvolvido de maneira a atender, pelo menos, dois dos três tipos de comportamento, o visual e o cinestésico.

As tarefas a ser realizadas pelo sistema estão inseridas em menus de barra e em botões ilustrados de forma a atender esses dois tipos de comportamento. Normalmente, uma pessoa cinestésica não tem dificuldades nenhuma em trabalhar em um sistema que contém campos e caixas de textos a serem preenchidas com informações oriundas do processo, utilizando o teclado do computador. Ao passo que uma pessoa visual prefere trabalhar em telas onde existam figuras e botões que possam ser acessadas, utilizando apenas a seta do *mouse* e o ato de pressionar seu botão. A tela principal do programa é mostrada na fig. (3).

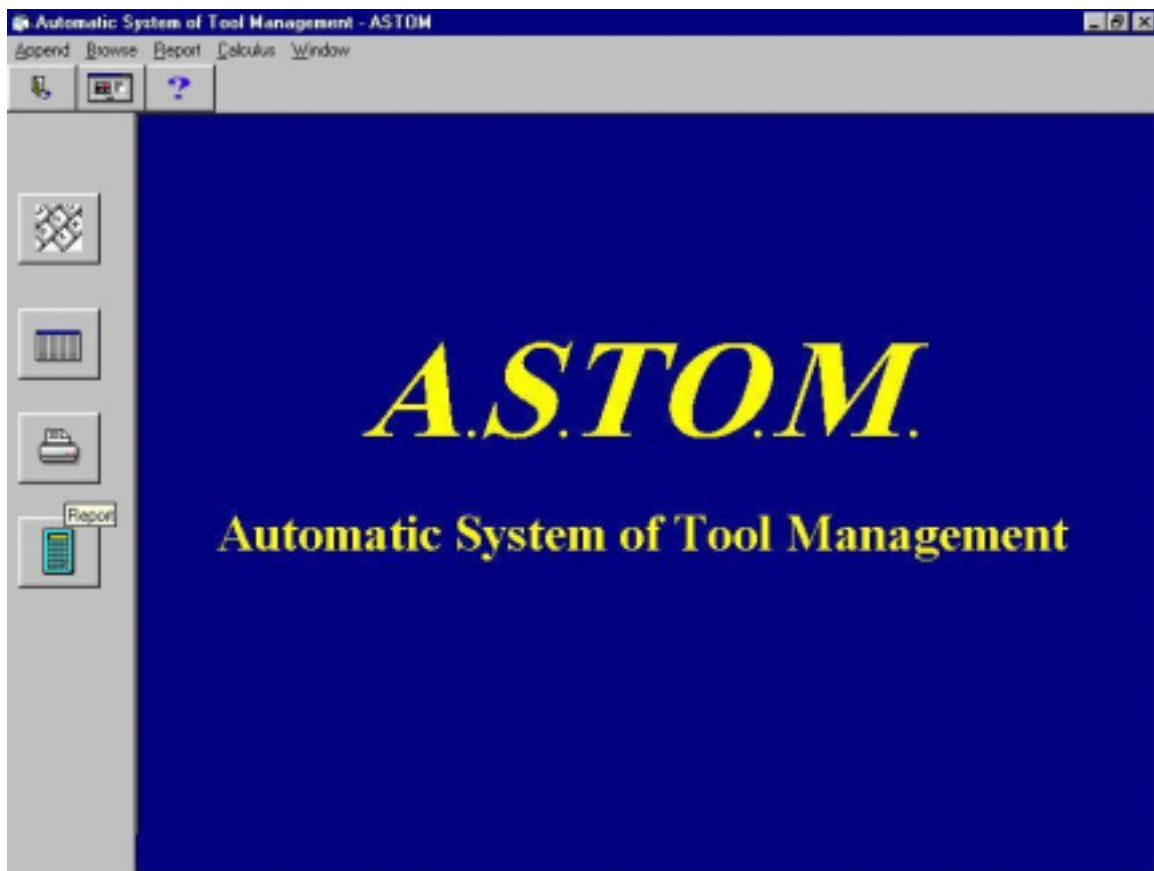


Figura 3 – Tela principal do sistema ASTOM (*Automatic System of Tool Management*)

Pode-se observar as figuras nos botões representando as funções básicas de trabalho existentes, e que são : cadastramento (*append*), consulta (*browse*), relatórios (*report*) e calculos auxiliares (*calculus*). Basta um clique sobre o botão desejado para que a função seja executada. Se o operador/processista, acionar o sistema, verá esta tela, com a característica a satisfazer uma pessoa visual, com os botões à esquerda da tela.

Logo acima existe um menu de barra contendo as mesmas instruções, mas na forma escrita, para as pessoas cinestésicas. Esse tipo de tela diminui a dificuldade da pessoa que estiver acionando o programa em operá-lo.

Para uma pessoa visual, os botões ao lado esquerdo estão vinculados a outras telas com características visuais. A distribuição dos botões nestas telas também tem o propósito de facilitar as operações de cadastro (*append*), consulta (*browse*), impressão (*print*) e cálculos (*calculus*). É apresentada na fig. (4) a distribuição dos botões de cadastramento (*append*) na tela *Append*.

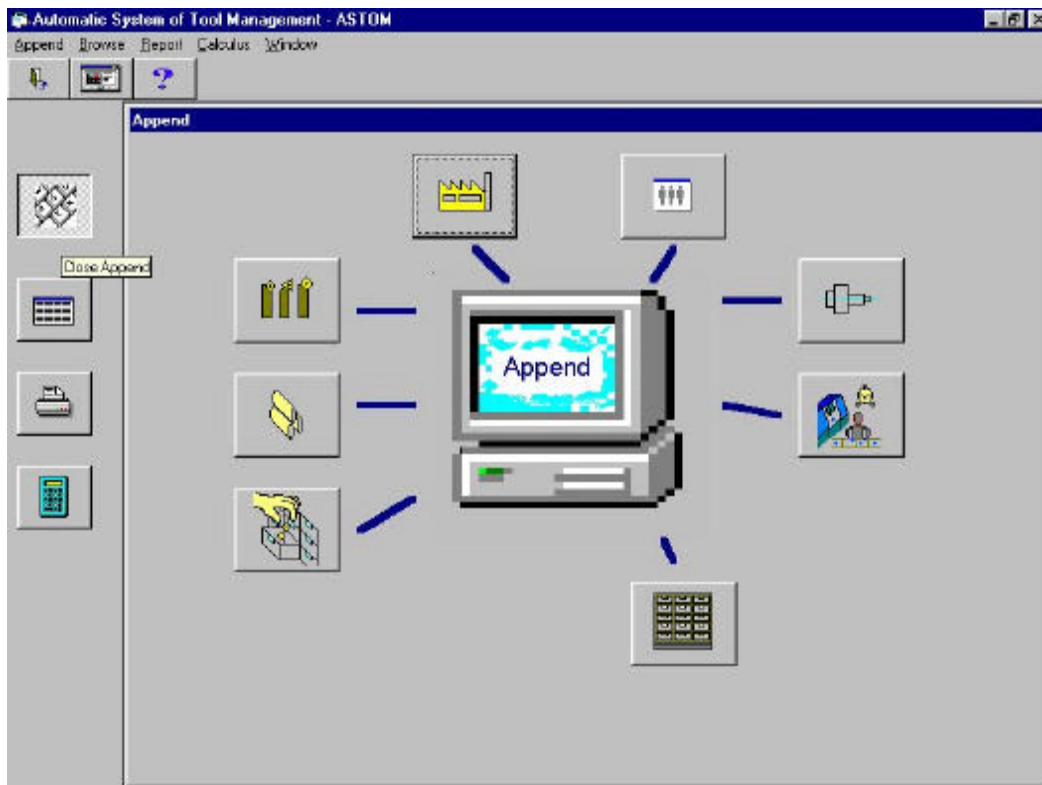


figura 4 – Tela de menu *Append*, na forma de botões.

Existe, no menu de barras, uma opção de disposição simultânea das janelas que estão em operação, simultaneamente. O sistema ASTOM permite que mais de uma tela seja aberta para digitar os dados. Isso facilita o trabalho do operador/processista, no que se refere ao acesso das telas de entrada. Porém, quando se abre mais de uma tela ocorre que a última tela se sobrepõe às outras abertas. Com a opção de disposição de janelas as telas podem se apresentar dispostas na forma de cascata ou lado a lado vertical e horizontal. Na figura 5 é mostrada uma tela exibindo a disposição em cascata.

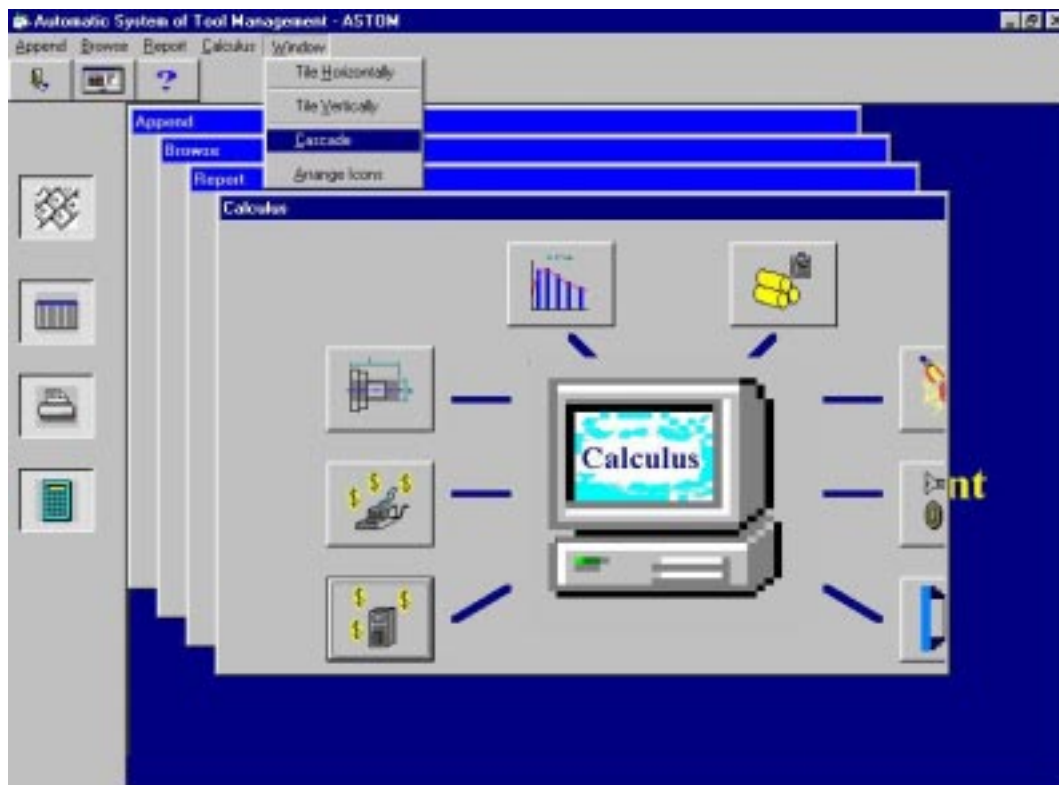


Figura 5 – Tela de menu *Window* exibindo a opção de disposição em cascata.

Na verdade, os dados são as informações disponíveis antes do planejamento da operação e usualmente também o processo de fabricação. A seleção do material e geometria da ferramenta, tanto quanto o cálculo das condições ótimas de corte, de acordo com as quais a máquina-ferramenta é operacional economicamente, representa uma importante parte da programação CNC e da geração de folhas de planejamento de processo.

Na figura 6 é mostrada a distribuição dos campos de dados (caixa de texto) para se registrar as informações de fornecedores de materiais, máquinas e ferramentas. Esse registro é importante porque o sistema possui um módulo de cálculos para se determinar as condições ótimas de produção, utilizando o conceito de velocidade de máxima produção. Se, após alguns testes no chão de fábrica, adquirirmos as informações otimizadas de cada ferramenta distintas pelo seu fornecedor, poderemos fazer a escolha daquela que apresentar o menor custo. Essas informações servem para vincular os fornecedores com seus respectivos produtos: as máquinas, os materiais e as ferramentas. O objetivo desta operação é colocar à disposição do sistema, informações que determinarão, para cada situação de produção envolvendo os mais variados parâmetros de usinagem, quais máquinas-ferramentas e de quais fornecedores mais indicados para se usar o material escolhido e as dimensões do produto.

Figura 6 – Tela de cadastro de fornecedores de máquina, ferramenta e material.

O formato da pastilha deve ser selecionado em função do ângulo de posição necessário e das exigências de acessibilidade e versatilidade da ferramenta. O maior ângulo de ponta adequado à pastilha deve ser selecionado, levando-se em conta a resistência e a economia. Entretanto, quando as variações de corte tem influência nas operações, a resistência versus a versatilidade, através de ângulos de ponta menores, deve ser sempre considerada.

As pastilhas são mostradas na fig. (7), com os ângulos de ponta mais comuns, da pastilha redonda (esquerda) à de ângulo de ponta de 35 graus (direita). A escala 1 indica que, com relação à resistência da aresta de corte (S), quanto maior o ângulo de ponta à esquerda, maior a resistência. Com relação à versatilidade e acessibilidade (A), as pastilhas à direita são superiores. A escala 2 indica que a tendência à vibração (V) aumenta para a esquerda enquanto a exigência de potência (P) é mais baixa para a direita.

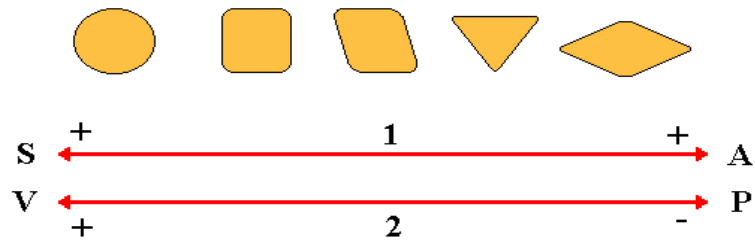


Figura 7 - Pastilhas com os ângulos de ponta mais comuns, da pastilha redonda à de ponta de 35 graus.

Foram implementadas, no sistema ASTOM, essas duas escalas de ângulos de ponta das pastilhas mas com a definição de grau de vibração, potência, acessibilidade e resistência. Na figura 8 é mostrado como essa informação é fornecida para o banco de dados.



Figura 8 - Tela de entrada de informações referente à peça a ser fabricada.

De acordo com a interpretação humana, as escalas foram implantadas como grau de dificuldade Excelente, Bom, Médio, Regular e Ruim (*Excellent, Good, Medium, Not Bad, Bad*, respectivamente).

A implantação desta técnica vem auxiliar o operador/processista a selecionar automaticamente uma ferramenta adequada ao material e a geometria da peça a ser fabricada.

Os algoritmos do sistema ASTOM começam a ser executados automaticamente a partir do fornecimento das informações referentes a peça (geometria, material, operações a serem executadas, condições de corte, tamanho do lote a ser fabricado, etc.). O diagrama esquemático mostrado na fig.(9) é um resumo do funcionamento do gerenciador ASTOM.

A partir da inclusão das informações necessárias ao cadastramento da peça o sistema ASTOM passa ter os subsídios necessários à seleção de ferramentas. Nesse momento o sistema passa a executar as tarefas relativas a esse procedimento, sem a necessidade da interferência do operador.

Uma das primeiras ações do sistema é preparar uma lista das ferramentas indicadas para a execução da operação, sendo esta uma lista hierárquica, respeitando as restrições impostas pelas características da peça (chave de código). A

verificação do estoque é feita a partir da lista preparada pelo sistema, além da previsão do número de arestas necessárias para a confecção do lote em questão. Assim sendo, o sistema executará o algoritmo que permite que se aloque a quantidade necessária de uma ou mais ferramentas em função da disponibilidade do estoque e da lista de ferramentas propostas. Este procedimento calcula automaticamente o custo total do lote em função do custo das diferentes ferramentas indicadas pelo sistema e das condições de corte.

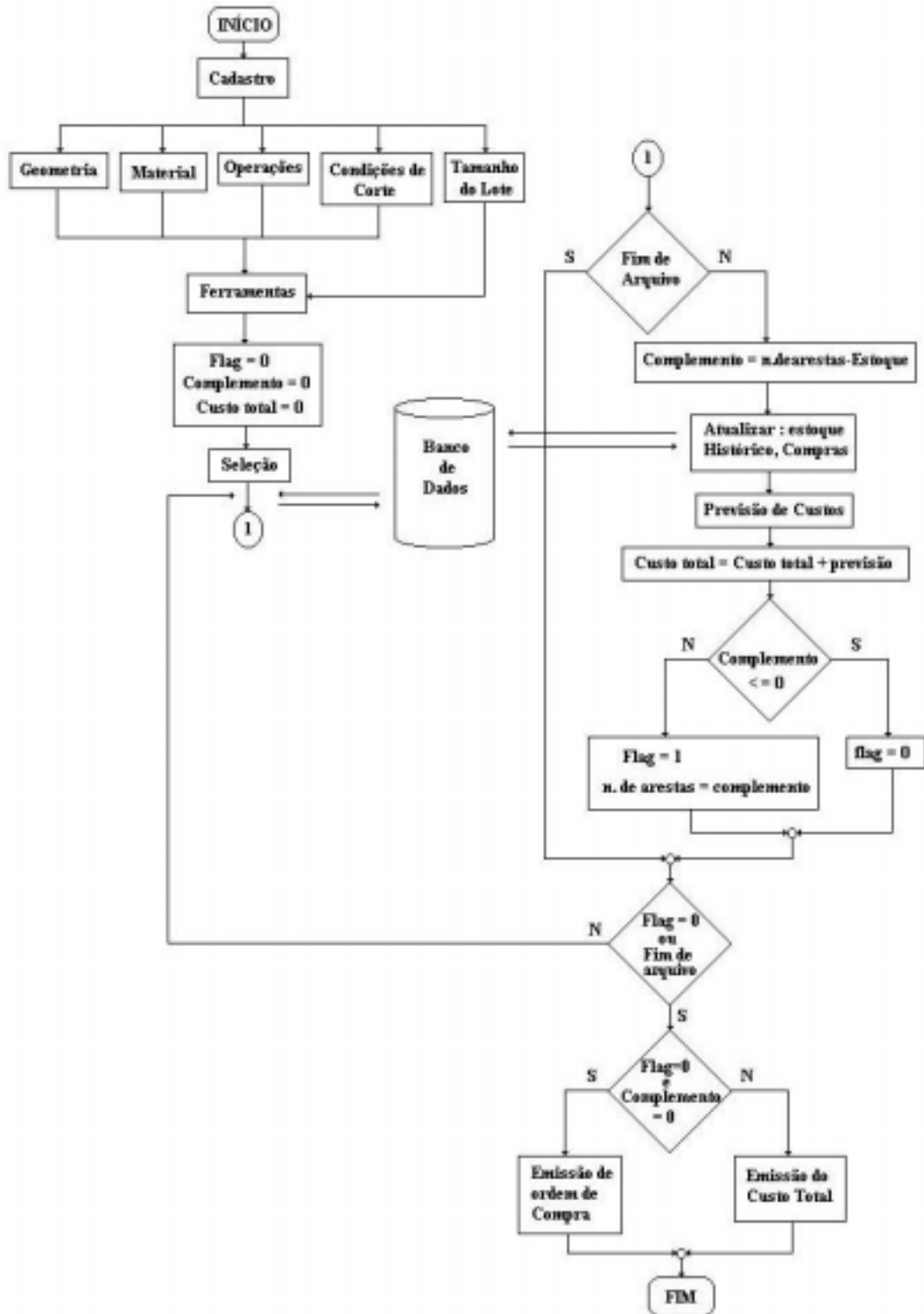


Figura 9 – Diagrama esquemático do sistema ASTOM

6. Considerações finais

Deve ser esclarecida a problemática das interfaces de novos *softwares* em relação às estruturas de *software* existentes e a sua integração com o Centro de Processamento de Dados (CPD). O ponto mais crítico do sistema é o registro, a conectividade, o acompanhamento e a distribuição descentralizada de todos os dados relevantes das ferramentas. Este processo pode ser realizado manualmente (com elevado grau de falhas e muito gasto de tempo) ou com auxílio de produtos de *software* já existentes no mercado. O gerenciamento de ferramentas não precisa ser um sistema isolado de um único fabricante de ferramentas. Com uma aplicação responsável, ele pode estimular cooperações até entre concorrentes. Certamente o gerenciamento de ferramentas ganhará a mesma importância entre vendedores e usuários. As constantes preocupações dos fabricantes de ferramentas para melhoria dos seus produtos e tecnologias futuramente não mais serão suficientes para servir como recomendação junto aos fabricantes. As vantagens de custos assim alcançadas podem ser desprezadas, se comparadas com economias feitas nas áreas de organização de uma fábrica. Para os fabricantes de ferramentas será cada vez mais importante serem aceitos como parceiros para estruturar o gerenciamento de ferramentas. O sistema ASTOM está sendo desenvolvido para atender essa demanda de uma maneira simples, prática e segura.

6. Agradecimentos

Ao CNPq e a FAPESP pelo apoio financeiro e à Sandvik do Brasil pelo apoio técnico.

7. Referências Bibliográficas

- Böehs, L. , 1985, "O primeiro centro nacional de informações de usinagem", Mundo Mecânico, nº 111, pp 34-35.
- Böehs, L, 1989, "Banco de dados de Usinagem: uma necessidade da indústria brasileira", I Simpósio Brasileiro sobre Tecnologia de Usinagem, p.18-B, Palácio das Convenções do Anhembi, São Paulo/SP.
- Choudhury, L.A., EL-BARADIE, M.A. , 1996, "Analysis of model building techniques for the development of machinability Dbase system", International Journal of Production Research, v. 34, nº 5, 1261-1277.
- Davidoff, L. L. , 1983, "Introdução à psicologia"; São Paulo : McGraw-Hill do Brasil.
- Eversheim, W. et al, 1991 , "Tool Management: the present and the future", Annals of the CIRP, v. 40, n.2, p. 631-639.
- Ferraresi, D., 1989, "Otimização das condições de usinagem em produção seriada", Máquinas e Metais nº 286, pp 24-37.
- Neipp, 1990, G. Computer-integrated mechanical engineering (CIME). Robotics & Computer-Integrated Manufacturing, v.7, n.1/2, p. 89-101.
- Ribeiro, M. V. , 1994 , "Aplicação de Conceitos de Bancos de Dados em Tecnologia da Usinagem", Campinas: Faculdade de Engenharia Mecânica, Universidade Estadual de Campinas – UNICAMP, 136 p. Dissertação de Mestrado.
- Ribeiro, M. V. , 1999, "Otimização das Condições de Corte Assistida por Computador Durante o Desenvolvimento do Processo", Campinas: Faculdade de Engenharia Mecânica, Universidade Estadual de Campinas – UNICAMP, 138 p. Tese de Doutorado.
- Sandvik Coromant, 2000, "Produtos para Usinagem – Ferramentas para Torneamento", Catálogo de Ferramentas para Torneamento, Sandvik do Brasil SA – divisão Coromant, p. A246.

TOOL MANAGEMENT SYSTEM: ASTOM

Abstract. This work has aims present a system based on database elaborated through Access and developed in Visual Basic, capable to promote means in order that the referring information to the cutting tool can be recovered easily. The information management in the integrated manufacture should be of special attention, due to the tact that it implies ingerence on the efficiency of the production processes. Nowadays, it is more and more usual the presence of more flexible CNC machines in the companies. As consequence, the number of possible of assemblies of tools increases, and its new materials and geometry do with that increases the amount of information to be manipulated by the process planning. The companies that produced machined workpieces and the tool makers that develop processes, generate large amounts of data, in most of the cases that information are forgotten or underused, due to the unexistence of storage systems and handling of these information. A system that manages tools is essentially a collection of programs aiming to aid the control of organized database according to the manufacture system, and to promote a continuous, safe and easy access, through appropriate interfaces, working with the other databases of the system and aided the planning of the process, optimizing the cutting conditions.

Keywords-: machining, database, tool management,

A STOCHASTIC ANALYSIS IN WELDING DATA

Guilherme C. Carvalho

Automation and Control Group (GRACO), Mechanical Engineering Department, FT, University of Brasilia, DF.

Francisco R. da Cunha

Group of Turbulence and Particulate Systems (VORTEX), Mechanical Eng. Department, FT, University of Brasilia, DF.

Sadek C. Absi Alfaro

Automation and Control Group (GRACO), Mechanical Engineering Department, FT, University of Brasilia, DF.

sadek@unb.br

Abstract. *This paper presents the theory of stochastic processes as applied to the analysis of gas metal arc welding data. A theoretical approach is presented and some of the commonly assumed hypothesis of process stationarity and ergodicity are verified for data collected from stable processes adjusted for short-circuiting and spray modes of metal transfer. Typical fluctuations of the welding voltage and current were calculated for both modes of metal transfer studied. The results showed a significant difference on the magnitudes of the intensity of fluctuation, pointing out that the short-circuiting mode of metal transfer is much less stable than the spray mode, in a statistical sense. The long time behaviour of the randomly fluctuating process was investigated by using auto-correlation functions and power spectral analysis. These analyses produced correlation times, which could be used for optimising the sampling frequencies used for process monitoring. Also, the spectral analysis showed clearly the characteristic frequencies of the process, giving an indication of frequency of metal transfer. The data analysed for dip mode of metal transfer indicated a characteristic frequency to exist around 60Hz and the data analysed for spray mode showed a sharp characteristic frequency at 300Hz and higher harmonics.*

Keywords. *Stochastic Analysis, Gas Metal Arc Welding, Metal Transfer, Data Analysis*

1. Introduction

It is well established that the arc welding processes produce signal that can be considered to have a stochastic behaviour. Some authors (Mita et al, 1985; Dilthey et al, 1996; Chawla, 1993 and Ogunbiyi, 1995) assume that the process is ergodic and therefore, if a sufficiently large amount of data is collected it can statistically represent the process. Also, if these data are collected at different times, if the process is stationary, the statistical features can be considered to be the invariant. This assumption was used by Chawla (1993) to develop a monitoring system based on the "Windowing Technique". This was based on the collection of "windows" (fixed amount of samples) of welding data at different times during the process and on the calculation of statistical features of each window in order to characterise the time evolution of the variables from the welding process. The problem with this technique is the determination of the sampling frequency and the window length necessary for guaranteeing the independence of the data from one window to the data from a subsequent window. One of the problems with this approach is the determination of the amount of welding data necessary for statistically representing the process, without losing information concerning frequency content of the signal. This is directly related to the acquisition frequency and to the acquisition time used to collect the data. "What is the best acquisition frequency to be used?" and "How long the acquisition time must be in order to obtain representative data?" These are questions very often asked by the researchers when deciding the parameters to be adopted in acquisition systems. Chawla (1993) assumed empirically that a good window length would be the time necessary for the occurrence of ten short circuits in the case of dip transfer gas metal arc welding. Although no rigorous proof of this assumption was showed, good results were obtained. Other authors (Mita et al, 1985; Dilthey et al, 1996; Ogunbiyi, 1995 and Carvalho, 1997) used the same assumptions to develop monitoring systems for welding, always using empirical means for the determination of the sampling frequency and the sampling time or window length.

Although these monitoring systems gave good results, some means of optimising such parameters would be interesting in order to guarantee that the results obtained from process monitoring are trustworthy. Considering that the welding process is stochastic, such monitoring parameters could be obtained by applying the theory of stochastic processes for analysing the data collected from welding trials. Therefore, the objective of this paper is to develop such a theory and to apply it to the analysis of real welding data collected with a monitoring system based on the windowing technique.

2. Statistical Background

The first and least restrictive assumption that shall be proved from the experimental data is the assumption that the random processes $V(t)$ (welding voltage) and $I(t)$ (welding current) studied here are stationary in time. A stochastic process, being stationary, means that the form of the probability distribution function does not depend on a shift in the origin of time. In a sense, it is assumed that the underlying probabilistic mechanism of the process does not change with time. More precisely, it can be said that a random process, $\Phi(t, \beta)$, is stationary when the probability distributions of $\Phi(t, \beta)$ and $\Phi(t + \tau, \beta)$ are the same for any τ . (Hove, 1954; Grimmitt et al, 1985).

For a stationary random process therefore, one can determine the various probability distributions from the experimental observations of $V(t)$ and $I(t)$ for one realisation of the system over a long period of time. This long-time record can be cut up into pieces of length T (where T is much longer than any periodicities occurring in the process), and these pieces may be treated as observations of different realisations of the system in an ensemble of similarly prepared systems. The underlying assumption here is the so-called *ergodic hypothesis* Papoulis (1965), which states that, for a stationary random process, a large number of observations made on a single system at N arbitrary instants of time have the same statistical properties as observing N arbitrarily chosen systems at the same time from an ensemble of similar systems. In the present work, one of the objectives is to show that $I(t)$ and $V(t)$ are stationary random process and that they satisfy the ergodic hypothesis. To this end, the mean voltages, currents and their fluctuations are computed in order to show their invariance with the time. The main issue was to choose a correct statistical ensemble of data over which to average.

It is important to note one more property that follows from the ergodic hypothesis and the assumption of stationarity. In dealing with general random processes, there are two types of mean values that can be encountered. One is the probability average obtained by observations made on many realisations at some fixed time t , denoting this average by $\langle \Phi \rangle$, and the other is the time average made on one system as a function of time, denoting this average by $\overline{\Phi}$. In the case of a stationary random process, both averages yield the same result. In terms of equations,

$$\langle \Phi \rangle = \int_{-\infty}^{+\infty} \phi f(\phi) d\phi \tag{1}$$

$$\overline{\Phi} = \lim_{T \rightarrow \infty} \frac{1}{2T} \int_{-T}^T \Phi(t) dt \tag{2}$$

For the method of averaging defined in equation (2) to have any significance, it is necessary that the limit exist and that it be independent of the definition of the time T . For a stationary random process, these conditions are in fact satisfied. According to the ergodic hypothesis, the time average thereby obtained is the same as the probability average defined by equation (1) (i.e. $\overline{\Phi} = \langle \Phi \rangle$), provided that the function Φ is finite and continuous Batchelor (1953). Considering that Φ is a stationary stochastic process, then $\Phi = \langle \Phi \rangle + \Phi'$, where Φ' represents the random fluctuation around $\langle \Phi \rangle$. Therefore, the necessary condition for demonstrating that the ergodic hypothesis is satisfied for a stationary stochastic process is that the time average of the fluctuations must be null (i.e. $\overline{\Phi'} = 0$). The correlation function of a continuous stationary random process is given by equation 3.

$$R(\tau) = \lim_{T \rightarrow \infty} \frac{1}{2T} \int_{-T}^T \Phi(t + \tau) \Phi(t) dt \tag{3}$$

According to the ergodic hypothesis, $R(\tau)$ is also equal to $\langle \Phi(t + \tau) \Phi(t) \rangle$, i.e., an ensemble average of $\Phi(t + \tau) \Phi(t)$ instead of a time average. It can be written as

$$R(\tau) = \int_{-\infty}^{\infty} \int_{-\infty}^{\infty} \phi_1 \phi_2 f_2(\phi_1, \phi_2; \tau) d\phi_1 d\phi_2 \tag{4}$$

The other central function for the statistical analysis here is the spectral density of $\Phi(t)$. If $\Phi(t)$ is considered to be the welding current, then $\overline{\Phi}^2$ (the variance of the process) can be interpreted as the average power dissipated as the current passes through a unit resistor during the interval $(-T, T)$, so that

$$\overline{\Phi}^2 = \frac{1}{2\pi} \int_{-\infty}^{\infty} P(\omega) d\omega, \tag{5}$$

where $P(\omega)$ is the power spectrum of $\Phi(t)$. Thus $P(\omega) d\omega / 2\pi$ is the average power dissipated with frequencies between ω and $\omega + d\omega$. It turns out that the correlation function and the spectral density are connected by the so-called Wiener-Khinchine theorem Batchelor (1953), which states that

$$R(\tau) = \langle \Phi(t + \tau) \Phi(t) \rangle = \frac{1}{2\pi} \int_{-\infty}^{\infty} P(\omega) e^{i\omega\tau} d\omega \tag{6}$$

$$P(\omega) = \int_{-\infty}^{\infty} R(\tau) e^{-i\omega\tau} d\tau \tag{7}$$

Thus, according to the above theorem, the correlation function and the spectral density are simply Fourier transforms of each other. This was a useful relationship for the analysis here since if $P(\omega)$ is calculated, its spectrum can be inverted to determine the correlation functions of $V(t)$ and $I(t)$.

3. Statistical Data Analysis

When working out the average of welding voltage and current and their rms fluctuations and correlation functions, it is necessary to guarantee that a sufficient number of realisations are used to produce meaningful statistics. The first objective of this work was to examine the stationarity of the welding current and voltage and to verify the validity of the ergodic hypothesis. To achieve this objective the mean currents, the mean voltages and their fluctuations were calculated by using the probability and time averages. The next objective of this work was to determine the long time behaviour of the fluctuating welding voltage and current. This could be achieved by examining whether the welding voltage and current fluctuations would become uncorrelated, i.e. by computing the auto-correlation functions of the fluctuations. The expressions used to obtain these statistical properties are fully described in Cunha (1997) and Cunha (1998).

4. Results and Discussions

The theory developed above was utilised to analyse the welding data acquired from controlled gas metal arc welding trials. The welding parameters were adjusted before acquiring the data to provide stable processes in both the dip and the spray modes of metal transfer. Several welding trials were carried out with different parameters and the welding data was acquired using an acquisition system based on the windowing technique (Chawla, 1993 and Carvalho, 1997). The sampling frequency adopted was 4032 Hz and the sampling time, 254 milliseconds (ms). Such sampling time resulted in 1024 samples per 254 ms "window" (realisation). Before being converted to the digital form, the analogue welding signals were conditioned and filtered with an analogue eighth-order Butterworth switched capacitor filter, with cut-off frequency adjusted to 1kHz. Around fifty five 254ms "windows" were acquired for each welding trial, from which around 47 were chosen as representative of stable processes. According to the theory developed before, each window was considered a realisation of the stochastic process. In this work, only a small fraction of the results obtained will be shown for illustration due to limitations on the size of the paper. A Migatronic BDH 550 welding power source was used for producing the bead-on-plate welds. The welds were carried out using the BOC Argonshield 5 (93%Ar+5%CO₂+2%O₂) as the shielding gas, at 15 l/min flow rate, and the Bohler EMK 8A (BS 2901 pt. 1 Gr. A18) mild steel welding wire. The contact tip-to-workpiece distance was set to 12 mm in the dip transfer trials and to 20 mm in the spray transfer trials. The welding speed was set to 500/min in both modes of metal transfer. The welding parameters utilised during the welding trials were:

Dip mode of metal transfer: welding voltage, $V = 19.5$ volts; wire feed speed, $WFS=8.0$ m/min.

Spray mode of metal transfer: welding voltage, $V = 31.0$ volts; wire feed speed, $WFS=14.5$ m/min.

Figure 1 shows that the welding voltage and current are stochastic processes, since they are functions two of variables: the time, t , and the realisation, β .

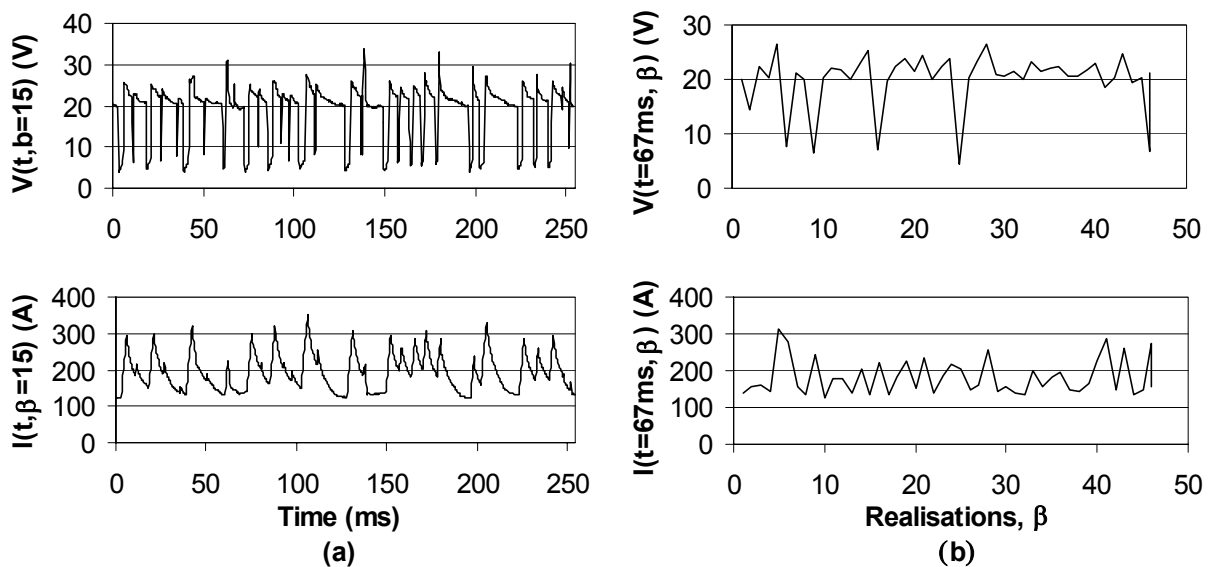


Figure 1. Welding voltage, $V(t,\beta)$, and current, $I(t,\beta)$, obtained from the dip mode of metal transfer welding trial with realisation $\beta=15$ (a) and time $t=67ms$ (b).

Figure 2 shows a preliminary test carried out to verify if the number of realisations available from actual welding experiments would produce meaningful statistics.

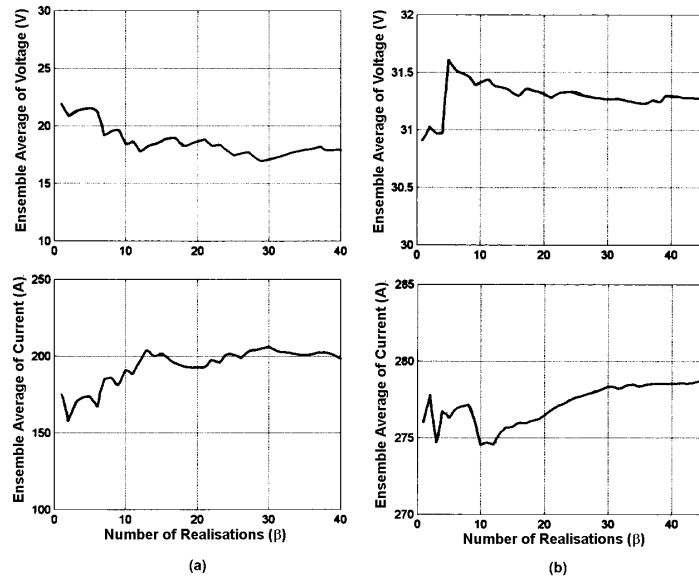


Figure 2. Probability averages of the welding voltage and current as a function of the number of realisations for the dip (a) and spray (b) modes of metal transfer.

From the graphs in figure 2, it can be observed that there is a tendency for stabilisation of the statistical fluctuation around the ensemble average (first order statistical moment) of the processes analysed. It should be noted that for obtaining statistical higher order moments (variance, co-variance, etc.), a larger number of realisations would be necessary. However, this number is dependent on the weld bead length and on the welding speed. In the experiments, the weld beads were limited to 110 mm in length and the welding speed was set to 500 mm/min (Papoulis, A., 1965).

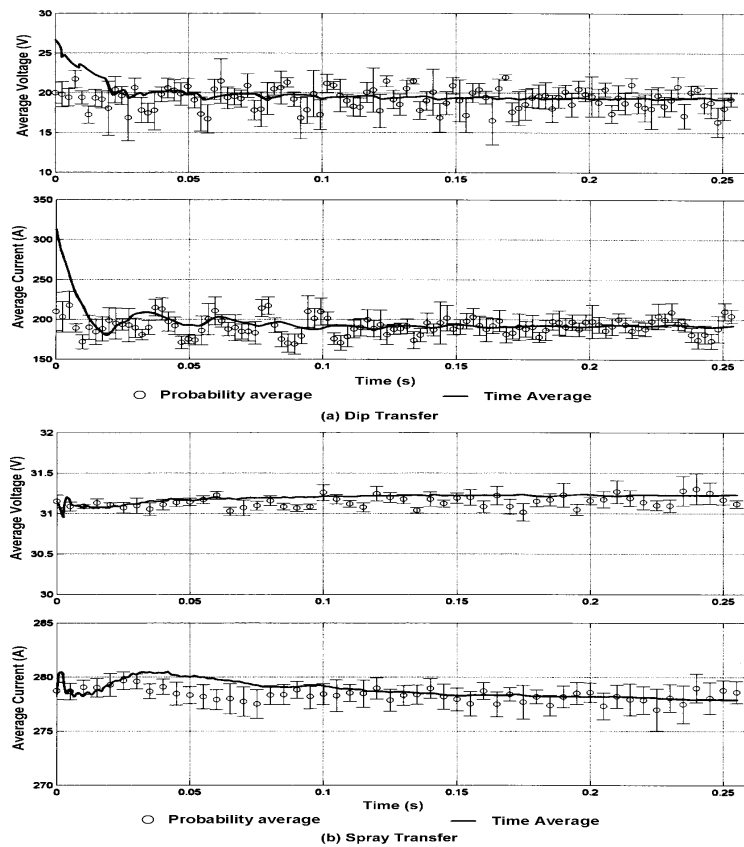


Figure 3 – Comparison between probability average and time average for V and I in the dip (a) and spray (b) modes of metal transfer.

The short time behaviour of the process is characterised by the mean and the variance. Figure 3 shows the plots of the probability and time averages (defined in eqs. 1 and 2, respectively) of the welding voltage and current. Figure 3-a shows the graphs obtained from the dip transfer mode process and figure 3-b shows the graphs from the spray transfer mode process.

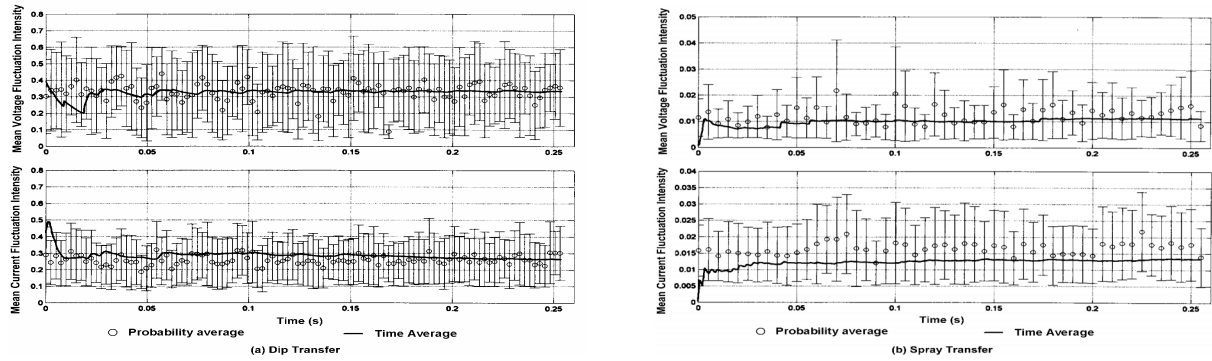


Figure 4. Average fluctuation intensities of the welding voltage and current for the dip (a) and spray (b) modes of metal transfer

Figure 4 displays the plots of the probability and time averages of the fluctuation intensity (normalised standard deviation), calculated for the processes with dip and spray modes of metal transfer. In agreement with the theoretical background of this work, it can be observed from the plots in figures 3 and 4 that the stochastic processes investigated here are statistically stationary, since neither the probability averages nor the respective fluctuation intensities present any systematic changes with time. It should be noted that in the case of a stationary process, the correlation function depends only on the time shift, τ , and not on the absolute time, t . This is supported for the processes analysed here by the plots in figures 6 and 7.

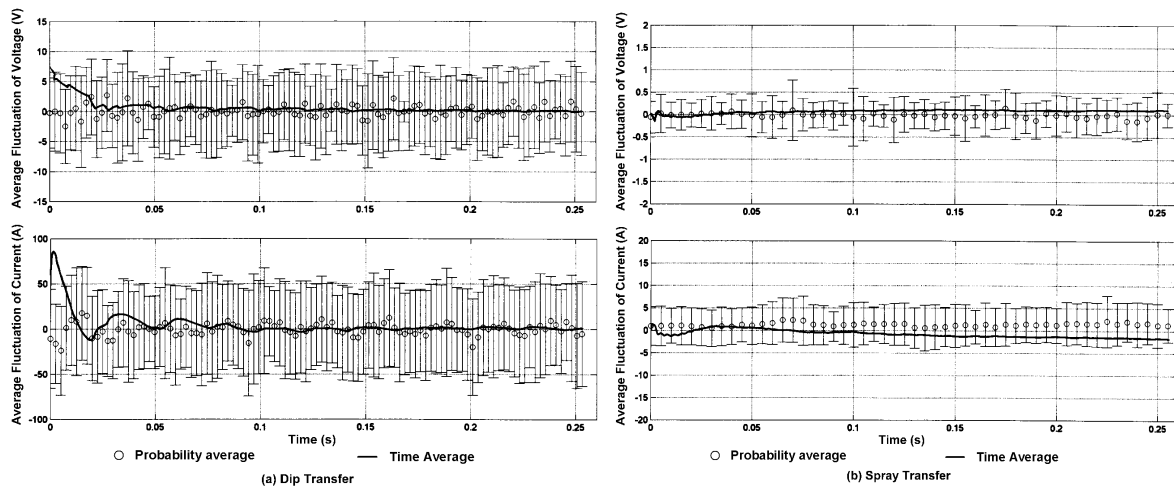


Figure 5. Average fluctuation of the welding voltage and current calculated for the dip (a) and spray (b) modes of metal transfer.

Generally, process instability can be quantified by the fluctuation intensity. In the investigated stochastic processes, it can be observed from figure 4 that the dip mode of metal transfer presents a higher fluctuation intensity (around 30% of the average voltage and current) than the spray mode (around 1% of the average voltage and current). Therefore, the already known unstable electrical characteristic of the dip mode relative to the spray mode of metal transfer was statistically quantified.

Figure 5 shows the plots of the average fluctuation (eqs. 6 and 7) of the welding voltage and current calculated from the data acquired for the dip and spray modes of metal transfer. These plots show that the time averages of the fluctuations are zero except for the statistical noise, thus demonstrating the ergodicity of the processes, in agreement to equation 3.

The long time behaviour of a typical stochastic process can be evaluated by the auto-correlation functions. Figure 6 displays the plots of the normalised auto-correlation of the welding voltage and current for the dip and the spray modes of metal transfer (6-a and 6-b, respectively). Generally, the auto-correlation is expected to decay exponentially, and the fluctuations are expected to become uncorrelated after a sufficiently long time. From the graphs in figure 6, it can be observed that, for the sampling time used for data acquisition (254 ms), the welding voltage and current in the dip mode of metal transfer became uncorrelated after around 50 ms, unless some noise spectrum. In contrast, for the spray mode

of metal transfer, the plot of the auto-correlation for the welding voltage shows that this variable needs a time around 25 ms to become uncorrelated, after which some characteristic frequency dominates the correlation. On the other hand,

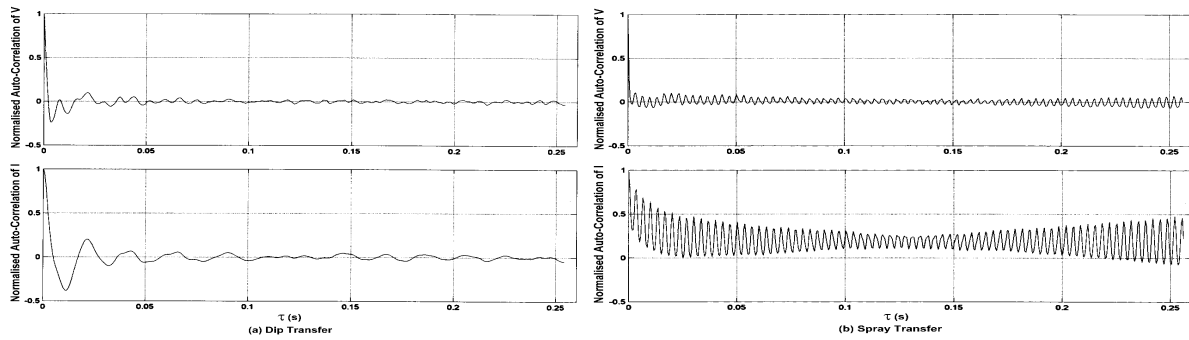


Figure 6. Normalised auto-correlation of the welding voltage and current for the dip (a) and the spray (b) modes of metal transfer as functions of τ .

from the plot of the auto-correlation for the welding current, it can be observed that this variable does not seem to become uncorrelated at all. It can also be observed that a very characteristic frequency is present and that its amplitude of oscillation seems to be modulated by a low frequency spectrum. Such behaviour could be explained by the fact that the GMAW process in the spray mode, with the shielding gas used, presents a characteristic droplet frequency around 300 Hz. Also, the low modulation frequency and the fact that the welding current does not become uncorrelated could possibly be related to the welding power source behaviour. The one used in this work was an inverter based power source, running at 100 kHz. The power source controller uses a proportional-integral (PI) control strategy for controlling the welding current, thus keeping a certain “memory” of the current. This is reflected in the auto-correlation of the welding current. It should be noted that the cross-correlation could be easily calculated.

The auto-correlation function and the spectral density are simply Fourier Transforms of each other (eqs. 6 and 7). Figure 7 shows the density spectra for the welding voltage and current in the dip (a) and in the spray (b) modes of metal transfer.

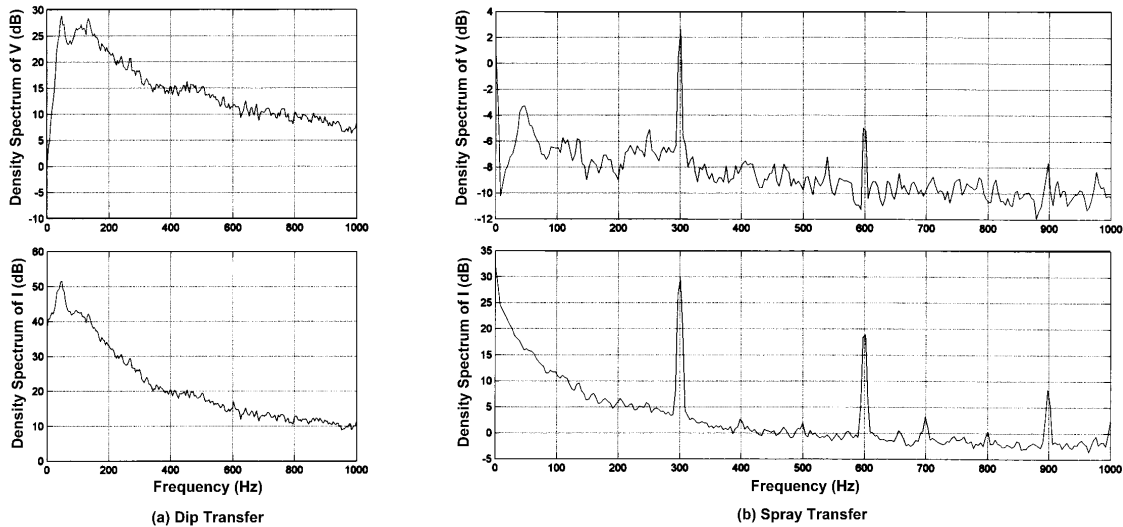


Figure 7. Density spectra of the welding voltage and current for the dip (a) and spray (b) modes of metal transfer

From figure 7, it can be observed that most of the energy is concentrated in the low frequency region, showing the largest amount of energy between 0 and 100 Hz. This agrees with the behaviour of the GMAW process in the short circuiting mode, where short circuiting frequencies between 50Hz and 100 Hz are expected to occur (Rhee, et al, 1992). Figure 8-a shows the density spectrum for the welding voltage in the spray mode of metal transfer, whereas figure 8-b shows the density spectrum for the corresponding welding current. Clearly, the spectra show a characteristic frequency at 300 Hz and harmonics at 600Hz and at 900 Hz, thus supporting what was discussed about the auto-correlation plots for the spray mode of metal transfer.

5. Conclusions

The commonly assumed hypotheses of stationarity and ergodicity were demonstrated by means of a rigorous statistical treatment of the experimental data. The analysis of the short time behaviour of the process showed that the mean welding voltage and current and their variance are, in a statistical sense, independent of the time. The analysis of the long time behaviour of the fluctuations was described by the normalised auto-correlation functions. The results

revealed that this function decays exponentially with time towards zero for the welding voltage and current from the dip mode of metal transfer and for the welding voltage from the spray mode. However, an unexpected behaviour was detected in the case of the welding current from the spray mode of metal transfer. The unstable electrical characteristic of the dip mode of metal transfer was quantified relative to the spray mode, showing that the first presents fluctuation intensity about 30% higher than the latter. The density spectrum confirmed the already known characteristic frequencies of the GMAW process. In the dip transfer mode, the spectrum of welding voltage showed a concentration of energy in the low frequency range (<100Hz), whereas in the spray transfer mode, the spectrum of the same variable showed sharp peaks of energy concentrated in the fundamental frequency of 300 Hz, and in its first and second harmonics.

6. References

- Batchelor, G.K. 1953, "The Theory of Homogeneous Turbulence", J. Fluid Mech., (Cambridge University Press).
- Carvalho, G.C. 1997, "An adaptive control system for off-line programming in robotic gas metal arc welding", PhD dissertation. Cranfield, UK: Cranfield University.
- Chawla, K.S. 1993, "Objective on-line assessment of the performance of flux cored wires by real time computer based monitoring", PhD dissertation. Cranfield, UK: Cranfield Institute of Technology.
- Cunha, F.R. 1997, "On the fluctuations and dispersion in a random suspension of sedimenting particles". J. of The Braz. Soc. Mech. Sc., 19(2): 474 - 495.
- Cunha, F.R. 1998, "A course on stochastic processes", Lecture Notes. Department of Mechanical Engineering - FT, Brasília, Brazil: The University of Brasília - UnB.
- Dilthey, U.; Reichell, T.; Scheller, W. 1996, "Statistical process parameter surveillance in GMA welding", International Journal for the Joining of Materials 8(3): 120-126.
- Grimmett, G.; Stirzaker, D. 1985, "Probability and Random Processes", Oxford: Clarendon.
- Hove, van L. 1954, "Correlations in Space and Time and Born Approximation Scattering in Systems of Interacting Particles". Phys. Rev. 95: 249.
- Mita, T. ; Sakabe, A. , Yokoo, T. 1985, "The estimation of arc stability on CO₂ gas shielded arc welding", Proc. TWI International Conference on Advanced Welding Systems: 261-271, London, 19-21 Nov.
- Ogunbiyi, T.E.B. 1995, "Process monitoring and adaptive quality control for robotic gas metal arc welding", PhD dissertation. Cranfield, UK: Cranfield University.
- Papoulis, A. 1965, "Probability, Random Variable and Stochastic Processes", New York: McGraw-Hill.
- Rhee, S. and Kannatey-Asibu, Jr. 1992, "Observation of metal transfer during gas metal arc welding", Welding Journal. 71(10): 381-s to 386-s.

INFLUÊNCIA DAS CONDIÇÕES DE CORTE E GEOMETRIA DA FERRAMENTA SOBRE A QUALIDADE GEOMÉTRICA NO ALARGAMENTO CÔNICO DO FERRO FUNDIDO NODULAR

Rosemar Batista da Silva

Universidade Federal de Minas Gerais, Departamento de Engenharia Mecânica, Av. Antônio Carlos, 6627, Pampulha, Belo Horizonte – MG, 31.270-901, Brazil.

Alexandre Mendes Abrão

Universidade Federal de Minas Gerais, Departamento de Engenharia Mecânica, Av. Antônio Carlos, 6627, Pampulha, Belo Horizonte – MG, 31.270-901, Brazil.

Álison Rocha Machado

Universidade Federal de Uberlândia, Faculdade de Engenharia Mecânica, Av. João Naves de Ávila, 2160, Uberlândia – MG, 38.400-089, Brazil.

Márcio Bacci da Silva

Universidade Federal de Uberlândia, Faculdade de Engenharia Mecânica, Av. João Naves de Ávila, 2160, Uberlândia – MG, 38.400-089, Brazil.

Resumo. Este trabalho apresenta um estudo sobre influência dos parâmetros de corte (velocidade de corte, avanço e profundidade de corte) e geometria da ferramenta (ângulo de saída e largura do guia cilíndrico) sobre a qualidade geométrica (desvios de conicidade e de circularidade) de furos cônicos durante a operação de alargamento do ferro fundido nodular GGG 40, utilizando alargadores multicortantes de metal duro integral. A operação de alargamento de acabamento foi precedida pelo alargamento de desbaste e pré-furação com broca escalonada. Foram analisadas as seguintes velocidades de corte: 16, 26, 30, 36 e 46 m/min combinadas com avanços de 0,20 e 0,25 mm/rot, profundidades de corte de 0,1; 0,2 e 0,3 mm, ângulos de saída de 4 e 7° e largura do guia cilíndrico de 0,05 e 0,10 mm. Os resultados mostraram que os desvios de conicidade e circularidade muitas vezes apresentam tendências de comportamento divergentes. O desvio de conicidade tende a diminuir para velocidades de corte e avanço mais elevados. Para velocidade de corte e avanço menores pode-se conseguir valores ainda menores empregando a profundidade de corte intermediária, o menor ângulo de saída, e a maior largura do guia cilíndrico. Para o desvio de circularidade, os resultados mostraram que menores valores de desvio são conseguidos utilizando-se velocidades de corte inferiores a $v_c = 30$ m/min, com avanço mais alto. Para os menores valores de avanço, os valores de circularidade são também satisfatórios utilizando a maior profundidade de corte associada ao ângulo de saída e largura do guia cilíndrico menores.

Palavras-chave: Alargamento, ferro fundido nodular, metal duro integral, conicidade, circularidade.

1. Introdução

O uso de brocas helicoidais na operação de furação para uma condição de desbaste produz tolerâncias de fabricação que variam entre as qualidades ISO IT11 e IT14. Para melhorar o acabamento da superfície de furos empregam-se alargadores de desbaste e de acabamento que produzem um melhor acabamento e dimensões mais exatas (Stemmer, 1995). Brocas helicoidais de metal duro integral podem alcançar tolerâncias de diâmetro dentro da faixa IT8 e, em casos especiais, IT7, como é o caso de Cardoso *et al.* (2000), que utilizando brocas de metal duro integral revestidas com TiN e TiAl para usinagem de furos cilíndricos em ferro fundido cinzento obteve tolerâncias com qualidade IT7. Mas mesmo assim, frente à geometria e outras limitações das brocas, a operação de alargamento é muito solicitada, principalmente quando deseja-se produzir furos cônicos. A operação de alargamento é freqüentemente utilizada no campo de diâmetros abaixo de 20 mm e, combinada com a operação de pré-furação, produz um acabamento superior (Weinert *et al.*, 1998). A pré-furação tem como objetivo abrir o furo, atuando como condição de desbaste, e retirar uma quantidade pré-estabelecida de material para que o alargador em seguida usine o furo de forma que se consiga um melhor acabamento da superfície. Desta forma, a combinação de ferramentas de corte e condições de corte deve ser adequada na tentativa de se alcançar menores desvios geométricos (rugosidade da superfície, conicidade e circularidade dentre outros) e tolerâncias mais estreitas.

Segundo a norma DIN 8589 (*apud* Weinert *et al.*, 1998), os alargadores podem ser divididos em multicortantes e de corte único. Os alargadores multicortantes possuem lâminas que estão dispostas num único conjunto e encontram-se simultaneamente em contato com a peça. A usinagem é subdivida em duas operações: corte nas arestas principais de corte e alisamento nas arestas laterais, sendo que estas últimas influenciam mais fortemente no resultado da usinagem. Em geral, os alargadores multicortantes têm número de arestas par e sua distribuição não é uniforme para reduzir vibrações auto-excitadas (Weinert *et al.*, 1998). Se um alargador tem arestas demais, ele não possuirá espaço suficiente para a saída do cavaco. Por outro lado, se ele tem poucas arestas, poderá induzir vibrações, principalmente se for um alargador de canal reto. A vida deste tipo de alargador é determinada pelo aumento da rugosidade acima do limite permissível ou por ter atingido a tolerância de diâmetro mais baixa.

Como a maioria dos alargadores são mais facilmente danificados que as brocas devido à sua geometria, recomenda-se utilizar velocidades de corte no alargamento de cerca de 66% das utilizadas na furação. Já para furos com rasgos de chaveta, por exemplo, sugere-se que se utilize baixos valores de avanço (Metals Handbook, 1989). Pollack (1988) recomenda velocidades de corte cerca de 75% daquelas empregadas na furação. Quanto ao avanço, além das variáveis que também regem a velocidade de corte (dureza da peça e do material da ferramenta), este também é dependente das características dimensionais e quantidade de material a ser removido, e por isso acredita-se que um baixo valor de avanço resulte num bom acabamento da superfície. Geralmente o avanço é um parâmetro mais influente que a velocidade de corte em termos de acabamento. Por exemplo, ao usinar o ferro fundido cinzento com alargadores de metal duro utilizando fluido de corte, Ohgo *et al.* (1979) verificaram que ao aumentar a velocidade de corte de 8 m/min para 40 m/min a rugosidade da superfície praticamente não foi alterada, mas ao diminuir o avanço de 0,25 mm/rot para 0,065 mm/rot obteve-se um melhor acabamento. Metals Handbook (1989) cita desvio de conicidade máximo igual a 5 μm e de circularidade máximo igual a 7,5 μm ao usinar furos com 29,95 mm de diâmetro em ferro fundido cinzento com alargadores de metal duro integral. Em seus testes, Booth (1989) constatou desvios de circularidade próximos de 4 μm na operação de alargamento de ferro fundido com ferramentas de metal duro. Furness *et al.* (1996), em seus testes de furação do aço AISI 1045 verificaram que o desvio de circularidade aumentou com o avanço, apesar de permanecer insensível à velocidade de corte. Sobre o desvio de conicidade, estes autores observaram que o desvio aumentou com a velocidade de corte e avanço.

Segundo Stemmer (1995), em geral obtém-se um melhor acabamento da superfície com menores taxas de avanço e recomenda-se que, para furos em ferros fundidos com diâmetro até 20 mm sejam utilizadas velocidades de corte (v_c) entre 6 m/min e 18 m/min, e avanço (f) entre 0,30 e 0,50 mm/rot. Hurth Infer (1998) recomenda $v_c = 19$ m/min para ferramentas de aço rápido e $v_c = 27$ m/min para o metal duro (ambas com $f = 0,15$ mm/rot) durante o alargamento de acabamento de ferro fundido nodular. Shunmugam *et al.* (1990) ao realizarem seus testes com três velocidades de corte (7,9 - 9,8 e 12,06 m/min) e três valores de avanço (0,30 mm/rot - 0,48 mm/rot e 0,62 mm/rot) verificaram que $v_c = 9,8$ m/min e $f = 0,48$ mm/rot produziram os melhores resultados de acabamento da superfície e menores desvios de circularidade, além de boa exatidão do diâmetro. Il'in (1975), ao utilizar metal duro com $v_c = 78,4$ m/min e $f = 0,62$ mm/rot (considerados valores elevados) observou que as arestas de corte apresentavam lascamento ou até mesmo fratura súbita. Ao reduzir a velocidade de corte pela metade e mantendo o avanço constante, notou o aparecimento de desgaste mais uniforme na superfície de folga da ferramenta, sem a ocorrência de lascamento.

Mari *et al.* (1993) analisaram a influência da velocidade de corte na vida de ferramentas de metal duro em operações de corte contínuo e interrompido e verificaram que a vida destas ferramentas decresceu levemente se utilizadas baixas velocidades de corte, em virtude do aparecimento da aresta postiça de corte (APC). Ao utilizarem uma velocidade mais elevada, perceberam que a vida da ferramenta decresceu rapidamente por causa de fatores associados à temperatura de usinagem. Para valores intermediários de velocidade de corte a vida da ferramenta foi mais longa. Para materiais considerados dúcteis, esta melhoria é rápida até certa velocidade crítica, devido à contínua redução das dimensões da APC. Sabe-se que os ferros fundidos cinzento e maleável produzem cavacos curtos e estão propensos à formação da APC quando usinados sob baixas velocidade de corte, favorecendo o desenvolvimento do desgaste de flanco na ferramenta através do mecanismo da abrasão. Por esse motivo recomenda-se trabalhar com velocidades de corte mais elevadas e empregar fluido de corte de forma abundante. O ferro fundido nodular por sua vez, é mais resistente e tenaz que o cinzento e produz cavacos da classe contínua. Desta forma, pode ocorrer o lascamento das arestas de corte da ferramenta quando usinando a baixa velocidade de corte devido também à formação da APC. Para o ferro fundido nodular, recomenda-se utilizar velocidades de corte mais baixas que para o cinzento (de Benedictis, 1997).

Sabe-se que a quantidade de metal mínima a ser removida para o alargamento é fortemente influenciada pela composição e dureza da peça de trabalho. Como o alargamento é uma operação de corte, a formação do cavaco é um fator importante para a eficiência da operação. Se pouco material está sendo removido, o alargador irá apenas atritar-se contra a peça ao invés de cortá-la. Isto resultaria em danos para o alargador e para a superfície da peça. Para metais dúcteis, a remoção de 0,20 mm sobre o diâmetro por passe é próximo do mínimo, dependendo do comprimento do furo e da rigidez da ferramenta. Para metais mais duros, devido à diferença na formação do cavaco, esta quantidade pode ser reduzida para 0,13 mm. Para a operação de alargamento de acabamento da maioria dos metais, Lindberg (1990) recomenda um sobremetal de 0,13 mm para furos com diâmetros inferiores a 12,7 mm, ao passo que para os furos com diâmetros maiores que 12,7 mm o mesmo autor recomenda um sobremetal de 0,38 mm visando com isso manter a tolerância dimensional do furo dentro de $\pm 0,013$ mm. Zeng (1996), ao analisar a influência de três valores de profundidade de corte (0,1 mm, 0,2 mm e 0,3 mm) sobre a eficiência de fluidos de corte, constatou que $a_p = 0,2$ mm foi capaz de garantir os menores valores de R_a (em torno de 1 μm). Shunmugam *et al.* (1990) ao analisarem a influência de três valores de sobremetal (0,25 mm - 0,50 mm e 0,75 mm) sobre o acabamento da superfície e exatidão do furo, verificaram que, em geral, os melhores resultados foram produzidos pelo menor valor.

Quanto à influência da geometria de alargadores sobre os desvios geométricos, sabe-se que ferramentas de corte são normalmente projetadas para executar operações específicas, logo, a geometria de cada ferramenta é selecionada de acordo com as funções desejadas. Além da importância do estudo de características geométricas tais como tipo de haste, canal, sentido de hélice e número de lâminas de um alargador, o estudo dos ângulos de saída e de folga e do guia cilíndrico são os fatores que mais influenciam nos valores dos desvios geométricos. De um modo geral, prefere-se ângulos de saída (γ_0) e de folga (α_0) mais elevados, mas isso só pode ser encontrado nos alargadores de aço rápido. Os alargadores de metal duro, cerâmica e outros materiais mais duros possuem pequenos ângulos a fim de garantir maior

resistência das arestas de corte, evitando desta forma a ocorrência de fratura. Entretanto, uma redução do ângulo de saída tende a aumentar a área de contato cavaco/ferramenta e impor uma maior restrição ao escorregamento do cavaco sobre a superfície de saída, aumentando a força de usinagem. Recomenda-se utilizar $\gamma_0 = 3^\circ$ na operação de alargamento do ferro fundido nodular, e $\gamma_0 = 5^\circ$ no alargamento do ferro fundido maleável e aços com médio teor de carbono (Pollack, 1988). Segundo Metals Handbook (1989), $\gamma_0 = 3^\circ$ resulta em valores de rugosidade (R_a) entre 1,0 e 1,2 μm em furos com diâmetro de 13 mm em aço baixa liga empregando alargadores de aço rápido. Quanto ao ângulo de folga, recomenda-se utilizar $\alpha_0 = 15^\circ$ para alargadores com diâmetros menores que 7 mm e $\alpha_0 = 7^\circ$ para alargadores com diâmetro superior a este.

Já o guia cilíndrico tem a função de alisar a parede do furo, evitando engripamento da aresta lateral de corte e guiar o alargador durante a operação. Uma perfeita condição do guia minimiza os desvios geométricos de circularidade e cilíndricidade, ajudando a garantir um bom acabamento. Segundo Gabor (1982), ao se aumentar a largura do guia até certo valor e diminuir o ângulo de folga, menores desvios de circularidade poderão ser obtidos dependendo do material a ser usinado. Por outro lado, Metals Handbook (1989) recomenda a utilização de guias cilíndricos mais estreitos quanto possível a fim de minimizar o atrito entre peça e ferramenta. Ao utilizar alargador de aço rápido com largura do guia, $b_f = 0,23$ mm na usinagem do ferro fundido cinzento, obteve-se valor de R_a em torno de 1 μm .

No que diz respeito aos materiais para alargadores, assim como nas brocas o aço rápido e o metal duro são normalmente os materiais mais utilizados na usinagem de aços e ferros fundidos em geral. Para outras aplicações, como por exemplo no alargamento de ligas não ferrosas como o alumínio, cobre, latão e bronze, são utilizados os materiais ultraduros (Anon, 1994), principalmente o diamante policristalino (PCD).

Em vários alargadores o aço rápido é utilizado na fabricação das hastes e o metal duro para fabricação das arestas de corte. As classes de aço rápido mais freqüentemente utilizadas para o alargamento são T1, M2, M7 e M10. Para a usinagem de materiais duros e abrasivos utiliza-se o aço rápido contendo elevado teor de vanádio, das classes T3, T15, M3 e M4, uma vez que este tipo de elemento aumenta a vida útil da ferramenta (Metals Handbook, 1989). Em geral, os alargadores requerem menor tenacidade que as brocas em virtude da carga imposta sobre a ferramenta ser normalmente menor que na furação. Contudo, os alargadores em aço rápido devem possuir elevada dureza (65 HRC ou superior) para se garantir o acabamento da superfície da peça e a vida da ferramenta.

Embora mais caro que o aço rápido, o metal duro freqüentemente oferece uma vida pelo menos dez vezes mais longa quando se realiza o alargamento de aços com dureza próxima de 260 HV (Metals Handbook, 1989). Por isto ele é o mais recomendado para a usinagem de aços com dureza superior a 400 HV. Para a produção em larga escala deve-se optar pelo tipo de cobertura PVD que oferece à ferramenta uma maior resistência ao desgaste (de Benedictis, 1997). Ohgo *et al.* (1979) verificaram que alargadores de metal duro tiveram vida maior que as de aço rápido na usinagem do ferro fundido cinzento, utilizando pouco ou nenhum fluido de corte. Tönshoff *et al.* (1994) verificaram em seus testes de furação que, ao utilizarem metal duro ao invés de aço rápido na usinagem do aço, a vida da ferramenta foi prolongada e a exatidão dos furos foi melhorada.

Para que haja o máximo desempenho na operação de alargamento utilizando ferramentas de metal duro é necessário que o sistema máquina/ferramenta/peça seja o mais rígido possível. Seu uso torna-se questionável quando o comprimento não guiado e não sustentado do alargador for seis vezes maior que o seu diâmetro, ainda que utilizando uma sistema rígido. A ferramenta em balanço poderá causar vibrações comprometendo sua vida. Para situações onde a vibração é inevitável, alargadores de aço rápido devem ser utilizados. A afinidade química do material da ferramenta com o material da peça pode ser crítica, principalmente na área da seção de corte. Se a tendência for promover uma zona de aderência estável e forte, a força de usinagem poderá aumentar. Se a tendência for diminuir o atrito na interface, evitando as fortes ligações de aderência, a área da seção de corte poderá ser reduzida, diminuindo a força de usinagem.

2. Procedimento experimental

O material de trabalho utilizado foi o ferro fundido nodular GGG 40 segundo a norma DIN 1693 (equivalente ao ABNT FE3817) na forma de barras retangulares com dimensões 650 mm x 260 mm x 16 mm e valor médio de dureza de 285HV. Este tipo de material é muito utilizado na indústria metal-mecânica para a fabricação de peças como cubos de roda e eixos de caixa de câmbio de automóveis. A composição química da corrida é mostrada na Tab. 1 e sua microestrutura é mostrada na Fig. 1.

Tabela 1 - Composição química do ferro fundido nodular GGG 40 (em %).

| C | Si | Mn | Cr | Cu | Sn | S | P | Ti | Mo | Fe |
|------|------|------|------|------|-------|-------|-------|------|------|---------|
| 3,60 | 2,56 | 0,27 | 0,02 | 0,17 | 0,020 | 0,011 | 0,048 | 0,02 | 0,01 | balanço |

Os corpos de prova foram preparados através do fresamento frontal (para remoção de irregularidades e contaminantes) seguido de furação escalonada e alargamento de desbaste, para que finalmente fosse realizada a operação de alargamento de acabamento. Todas essas operações foram realizadas em uma fresadora equipada com comando numérico computadorizado (22 CV de potência e variação contínua de rotação do eixo-árvore até 4000 rpm). As ferramentas utilizadas nas operações de furação e alargamento foram confeccionadas em metal duro integral classe K10. Para todas as operações foi utilizado um fluido sintético, com concentração de 4 %. Utilizou-se o refratômetro

portátil para se controlar a concentração do fluido (verificada a cada 100 furos) e a distância do bocal à ponta da ferramenta foi mantida em 14 mm.

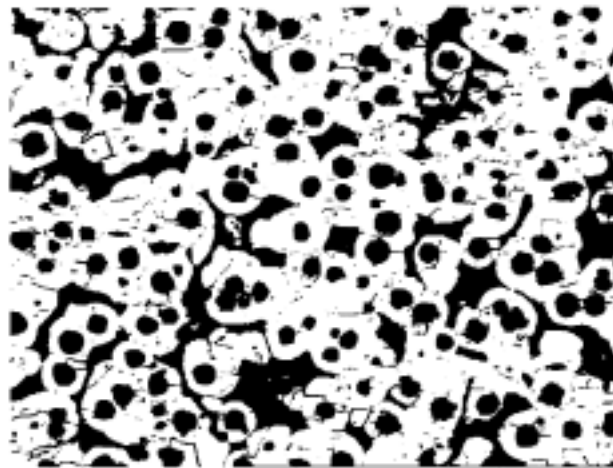


Figura 1 - Microestrutura do ferro fundido nodular GGG 40 utilizado nos ensaios (x 100).

Para a furação dos corpos de prova foram utilizadas 2 brocas helicoidais escalonadas com três diâmetros (10,9; 12,8 e 17,0 mm), comprimento de 99 mm e a seguinte geometria: ângulo de ponta $\sigma = 118^\circ$, ângulo de incidência $\alpha_f = 15^\circ$, ângulo de hélice $\delta = 18^\circ$, ângulo da aresta transversal $\psi = 55^\circ$ e diâmetro do núcleo = 1,09 mm. Foi empregada uma velocidade de corte $v_c = 50$ m/min e um avanço $f = 0,15$ mm/rot.

Na operação de alargamento de desbaste foram utilizados 4 alargadores cônicos de metal duro integral, sem uso de bucha de guia e diâmetros menor e maior iguais a 10,4 e 15,0 mm, respectivamente, comprimento igual a 110 mm e a seguinte geometria: ângulo de folga $\alpha_0 = 15^\circ$, ângulo de saída $\gamma_0 = 4^\circ$, ângulo de hélice $\delta = 7^\circ$, guia cilíndrico $b_r = 0,05$ mm, número de lâminas $z = 6$ e conicidade de 1:8. Nesta operação a penetração do alargador contra os corpos de prova foi variada de modo a permitir que se trabalhasse com diferentes profundidades de corte na operação subsequente de acabamento.

Para os testes de alargamento de acabamento foram utilizados 14 alargadores de canal reto do tipo cônico, sem uso de bucha de guia, com diâmetros menor e maior iguais a 11,5 e 16,0 mm, respectivamente, comprimento igual a 100mm, $z = 6$ e conicidade 1:8. Cada ferramenta usinou 50 furos seguindo a mesma seqüência do alargamento de desbaste, exceto o alargador do teste n.º 9, que usinou somente 11 furos devido à limitação das dimensões do corpo de prova. As condições de corte e geometria destes alargadores estão representadas na Tab. (2). Os furos alargados têm comprimento igual a 16 mm, são passantes, sem chanfro e possuem diâmetros nominais menor e maior iguais a 11,5 e 15 mm, respectivamente. A distância entre as paredes dos furos na parte superior dos corpos de prova foi mantida em 3,0 mm.

Tabela 2 - Condições de corte e geometria dos alargadores de acabamento.

| Teste n.º | Etapa n.º | v_c (m/min) | f (mm/rot) | a_p (mm) | γ_0 (º) | b_r (mm) | |
|-----------|-----------|---------------|--------------|------------|----------------|------------|------|
| 1 | 1 | 16 | 0,20 | 0,2 | 4 | 0,05 | |
| 2 | | | 0,25 | | | | |
| 3 | | | 0,20 | | | | |
| 4 | | 26 | 0,25 | | | | |
| 5 | | | 30 | | | | 0,20 |
| 6 | | | | | | | 0,25 |
| 7 | | 36 | 0,20 | | | | |
| 8 | | | 0,25 | | | | |
| 9 | | | 46 | | | | 0,25 |
| 10 | 2 | 16 | 0,20 | 0,1 | 7 | 0,10 | |
| 11 | | | | 0,3 | | | |
| 12 | | | | 0,2 | | | 4 |
| 13 | | | | | | | 7 |
| 14 | | | | | | | 4 |
| | | | | | | | 7 |

Os testes foram divididos em duas etapas. Na primeira (testes 1 a 9) foram estudados a velocidade de corte e o avanço, sendo os demais parâmetros mantidos constantes. Após o término dos testes foram efetuadas medições de rugosidade média R_a a cada 5 furos de forma a identificar os parâmetros de corte (v_c e f) que produziram o melhor acabamento na superfície dos furos, chegando-se a $v_c = 16\text{m/min}$ e $f = 0,20\text{ mm/rot}$. Na segunda etapa (testes 10 a 15) foi estudada a influência da profundidade de corte, do ângulo de saída e da largura do guia cilíndrico. Para a medição dos desvios de circularidade e conicidade foi utilizada uma máquina de medição por coordenadas tridimensionais (MMC) Mitutoyo modelo BH 715 com resolução igual a $0,1\ \mu\text{m}$ e incerteza de medição estimada de $\pm 2,0\ \mu\text{m}$. Foram medidos os furos n.º 5 e n.º 20 já que tais furos, em geral apresentaram, dentre os 50 efetuados para cada teste, os melhores resultados de R_a e desvio padrão na primeira etapa. Os desvios geométricos foram medidos através de quatro toques em duas seções distantes $0,6\text{ mm}$ e $14,5\text{ mm}$ em relação à entrada do furo (para conicidade), e $8,0\text{ mm}$ e $14,5\text{ mm}$ (para circularidade).

3. Resultados e Discussão

As Figuras (2) e (3) mostram os resultados referentes à primeira etapa. A Fig. (2) apresenta os valores do desvio de conicidade em função da velocidade de corte e avanço para os furos 5 e 20. Nota-se que os resultados para o furo 5 apresentam comportamento distinto daquele observado o furo 20, particularmente para $f = 0,20\text{ mm/rot}$, quando a elevação da velocidade de corte provoca um aumento do desvio de conicidade para o furo 5, ao passo que para o furo 20 ocorre uma discreta redução no valor de conicidade. Já para $f = 0,25\text{ mm/rot}$, a mesma tendência é verificada em ambos os furos, isto é, uma elevação inicial do desvio de conicidade, atingindo um valor máximo em $v_c = 30\text{ m/min}$ (furo 5) e $v_c = 26\text{ m/min}$ (furo 20), seguida de uma queda atingindo os valores mais baixos a velocidades de corte mais altas. Verifica-se, para o furo 20, que a combinação de velocidades de corte e avanço mais elevados, como é o caso de $v_c = 36\text{ m/min}$ e $f=0,25\text{mm/rot}$, produz menores valores de desvio de conicidade. Para $v_c = 46\text{ m/min}$ (furo 5 e $f = 0,25\text{mm/rot}$) confirma-se tal relação. Essa relação demonstra ser satisfatória para produzir menores valores de desvio, porém é importante ressaltar que os parâmetros de corte foram selecionados na primeira etapa em função do menor valor de rugosidade (R_a). Para $f = 0,25\text{ mm/rot}$, a velocidade de corte demonstrou influenciar nos valores deste desvio. Seria de se esperar que elevadas velocidades de corte produzissem maiores valores de desvio devido a existência de vibração do sistema, no entanto esse fato não foi observado para o desvio de conicidade.

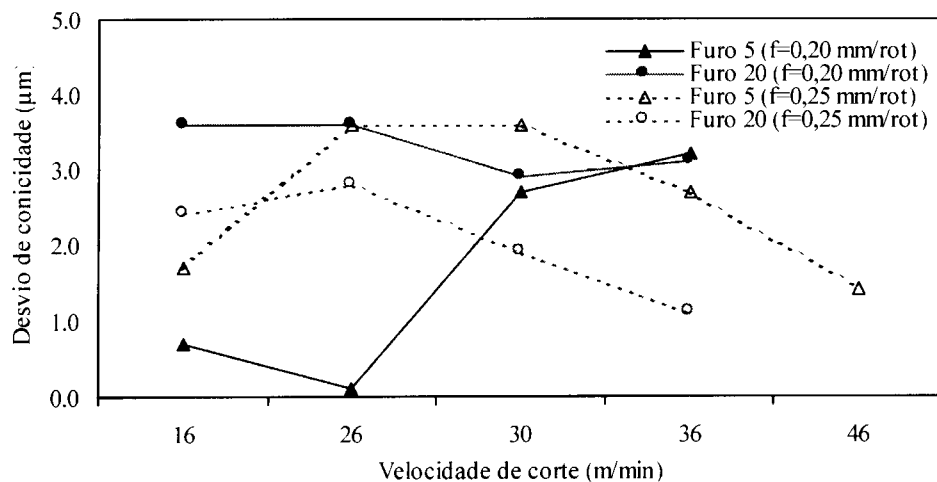


Figura 2 - Desvio de conicidade em função de v_c para $f = 0,20$ e $0,25\text{ mm/rot}$ para os furos 5 e 20 ($a_p = 0,2\text{ mm}$, $\gamma_0 = 4^\circ$ e $b_f = 0,05\text{ mm}$).

Uma explicação para o aumento do desvio de conicidade a baixas velocidades pode estar fundamentada no fenômeno conhecido como “*stick slip*”. Esse fenômeno acontece sob baixas velocidades de corte, onde a ferramenta ao iniciar o movimento de rotação ainda não chegou a sua velocidade efetiva, e as arestas de corte não estão em total contato com a peça, o que pode levar a um sobredimensionamento e alterações de forma do furo. Mathews *et al.* (1999), ao monitorar sinais de emissão acústica na operação de alargamento de aço, verificaram que os sinais eram interrompidos para $v_c = 8\text{m/min}$, e atribuíram esta interrupção ao “*stick slip*”. Como consequência verificaram uma pior qualidade da superfície.

A Figura (3) apresenta os valores de desvio de circularidade em função da velocidade de corte e avanço. Neste caso, a mesma tendência foi verificada nos furos 5 e 20 (com exceção do furo 5 para $v_c = 26\text{ m/min}$ e $f = 20\text{ mm/rot}$), ou seja, para $f = 0,20\text{ mm/rot}$ os valores de desvio de circularidade tendem a aumentar com a velocidade de corte. Essa relação é explicada pelo fato que para menores avanços há um maior tempo de contato das arestas de corte com a parede do furo, provocando o esmagamento do material ao invés do seu cisalhamento. Por outro lado, para

$f = 0,25$ mm/rot, os valores de desvio de circularidade aumentam até atingir um valor máximo para $v_c = 30$ m/min, apresentando uma queda em seguida. De modo análogo ao desvio de conicidade, vide Fig. (2), aqui também percebe-se que parâmetros de corte diferentes daqueles selecionados na primeira etapa produziram menores valores de desvios de circularidade. Em geral, o desvio de circularidade demonstra ser mais dependente da velocidade de corte do que do avanço.

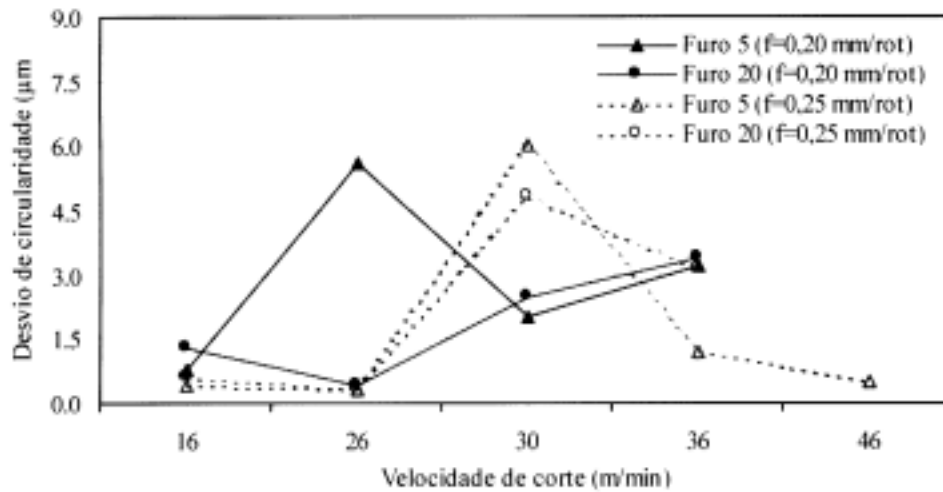


Figura 3 - Desvio de circularidade em função de v_c para $f = 0,20$ e $0,25$ mm/rot para os furos 5 e 20 ($a_p = 0,2$ mm, $\gamma_0 = 4^\circ$ e $b_f = 0,05$ mm).

As Figuras (4) a (7) mostram os resultados referentes à segunda etapa. A Fig. (4) apresenta a influência da profundidade de corte sobre o desvio de conicidade. Verifica-se que este desvio apresenta a mesma tendência de elevação com o aumento de a_p , com exceção do furo 5 para $a_p = 0,2$ mm, e que os valores de desvio são menores para o furo 5. Para a curva do furo 5 com $a_p = 0,1$ mm registra-se um desvio de $2,1$ μm , que em seguida diminui para o menor valor igual a $0,7$ μm para $a_p = 0,2$ mm e voltando a subir para $2,4$ μm em $a_p = 0,3$ mm. Ao analisar a curva do furo 20, observa-se que o menor desvio ($2,3$ μm) foi registrado utilizando-se $a_p = 0,1$ mm. Além disso, verifica-se que para $a_p = 0,2$ mm o valor de desvio é cerca de 60% maior que o desvio para $a_p = 0,1$ mm e para $a_p = 0,3$ mm o desvio é cerca de 90% maior. Aqui também é provável que ao aumentar a profundidade de corte, aumenta-se o esforço de corte induzindo vibrações que elevam o valor do desvio.

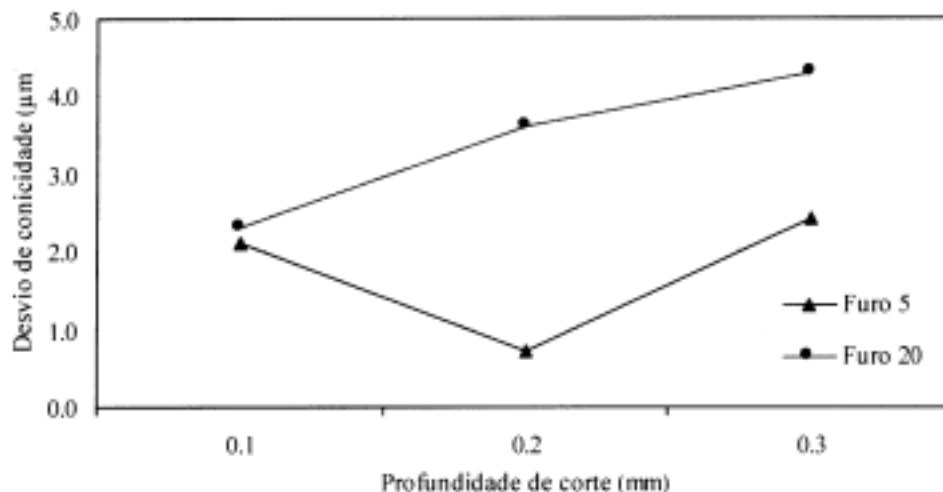


Figura 4 - Desvio de conicidade em função de a_p para os furos 5 e 20 ($v_c = 16$ m/min, $f = 0,20$ mm/rot, $\gamma_0 = 4^\circ$ e $b_f = 0,05$ mm).

A Figura (5) mostra o efeito da profundidade de corte sobre o desvio de circularidade. Exceto para $a_p = 0,3$ mm na curva do furo 5 houve tendência de queda no desvio ao se aumentar a profundidade de corte. Para a curva do furo 5 registra-se um desvio de $2,3$ μm para $a_p = 0,1$ mm, que em seguida diminui para $0,8$ μm em $a_p = 0,2$ mm e se eleva para $1,4$ μm em para $a_p = 0,3$ mm. Quanto à curva do furo 20, observa-se que para $a_p = 0,1$ mm o desvio alcança seu maior valor, caindo para $a_p = 0,2$ mm até chegar ao menor para $a_p = 0,3$ mm. Desta forma, percebe-se que menores valores de

desvio de circularidade são conseguidos aumentando-se o valor de sobremetal. Acredita-se que, ao contrário do desvio de conicidade, onde são verificadas duas seções diferentes dentro do furo o desvio de circularidade é verificado medindo-se apenas uma seção. Nesta seção, a 14,5 mm da superfície em relação à entrada do furo, é bem provável que a parede do furo tenha oferecido maior resistência às lâminas do alargador à medida que o sobremetal fosse aumentado. Com isso a possibilidade de esmagamento nesta região tenha sido menor, fazendo com que o furos apresentassem menor desvio. Outra explicação seria que para baixos valores de a_p , o desvio de batimento radial da ferramenta provocaria uma variação em a_p , resultando em valor desvio de circularidade mais alto. À medida em que a_p é elevado, a influência do desvio de batimento da ferramenta torna-se desprezível, promovendo a retirada mais homogênea de material e produzindo menores desvios de circularidade.

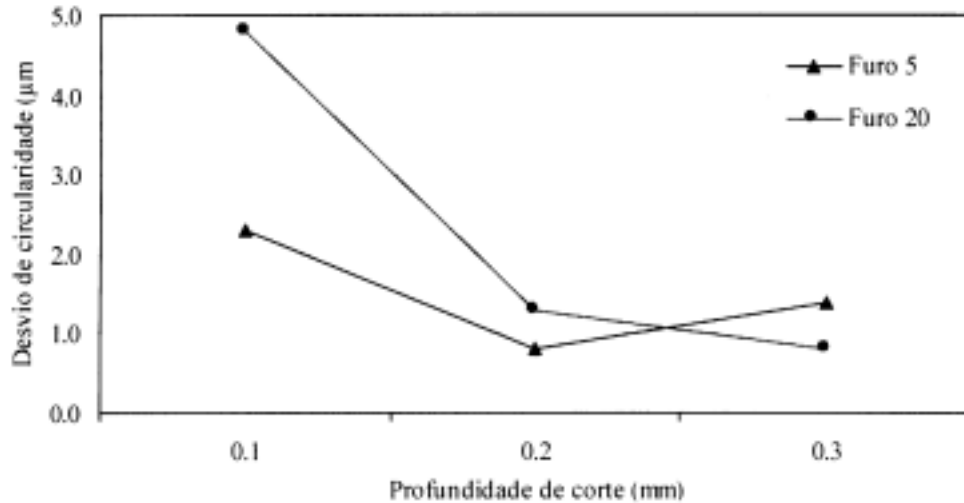


Figura 5 - Desvio de circularidade em função de a_p para os furos 5 e 20 ($v_c = 16$ m/min, $f = 0,20$ mm/rot, $\gamma_0 = 4^\circ$ e $b_f = 0,05$ mm)

A Figura (6) apresenta a influência dos valores de ângulos de saída e largura do guia cilíndrico sobre o desvio de conicidade. Ao se observar o furo 5 para $b_f = 0,05$ mm, nota-se que ao se aumentar o ângulo de saída de 4° para 7° os valores de desvio sofrem elevação significativa, passando de 0,7 para 3,5 µm. A mesma tendência é observada para os furos 5 e 20 para $b_f = 0,10$ mm, com valores de desvio ficando entre 2,0 e 4,0 µm. Entretanto, no furo 20 para $b_f = 0,05$ mm o desvio de conicidade permanece praticamente inalterado. Ainda para este último, analisando cada ângulo separadamente para diferentes valores de guia, verifica-se que utilizando $\gamma_0 = 4^\circ$, o maior valor de guia produz um menor desvio. Seria de se esperar que o desvio de conicidade diminuísse com o aumento do ângulo de saída, entretanto, acredita-se que essa relação não foi confirmada devido à incerteza de medição estimada da máquina ser relativamente alta (± 2 µm). Quanto ao guia cilíndrico, percebe-se que no furo 20, $b_f = 0,10$ mm produziu menor desvio para ambos ângulos de saída, embora essa afirmação possa ser contestada devido ao mesmo argumento para o ângulo de saída.

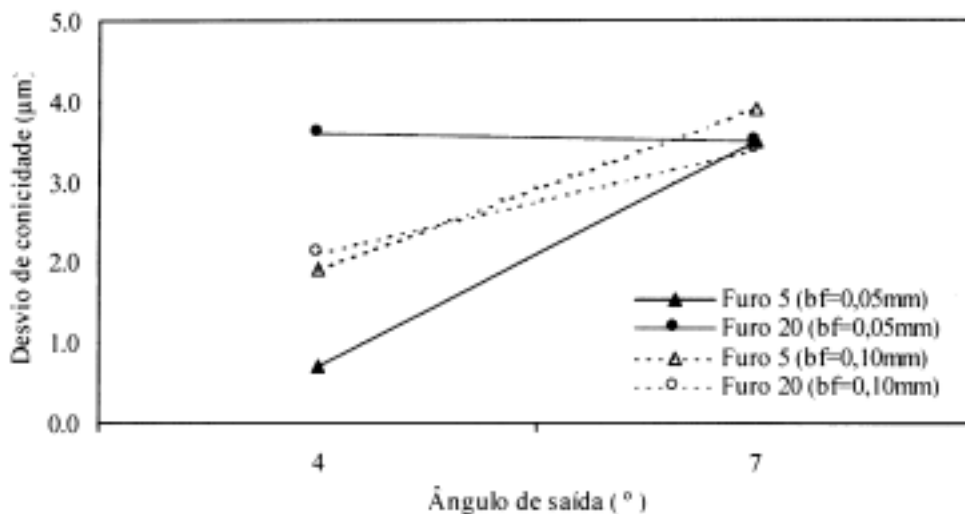


Figura 6 - Desvio de conicidade em função de γ_0 e b_f para os furos 5 e 20 ($v_c = 16$ m/min, $f = 0,20$ mm/rot, $a_p = 0,2$ mm)

Finalmente, a Fig. (7) apresenta a influência dos valores de ângulos de saída e largura do guia cilíndrico sobre o desvio de circularidade. Em geral, verifica-se que para diferentes valores de guia, tanto no furo 5 como no furo 20, os desvios apresentam tendências diferentes ao se aumentar o ângulo de saída de 4° para 7° . No furo 5 o aumento de γ_0 resulta numa pequena variação do desvio de circularidade, ao passo que o aumento de b_f resulta na elevação do valor do desvio. Já no furo 20, valores similares de desvio são obtidos para $b_f = 0,05$ mm e $b_f = 0,10$ mm e $\gamma_0 = 4^\circ$. Entretanto, aumentando γ_0 para 7° , ocorre uma elevação acentuada do desvio de circularidade empregando-se $b_f = 0,05$ mm, o qual não foi o observado para $b_f = 0,10$ mm. Percebe-se ainda que para $b_f = 0,10$ mm o aumento do ângulo de saída provoca queda nos valores de desvios, relação que também já era de se esperar devido a maior facilidade da saída dos cavacos, exigindo menor força de corte.

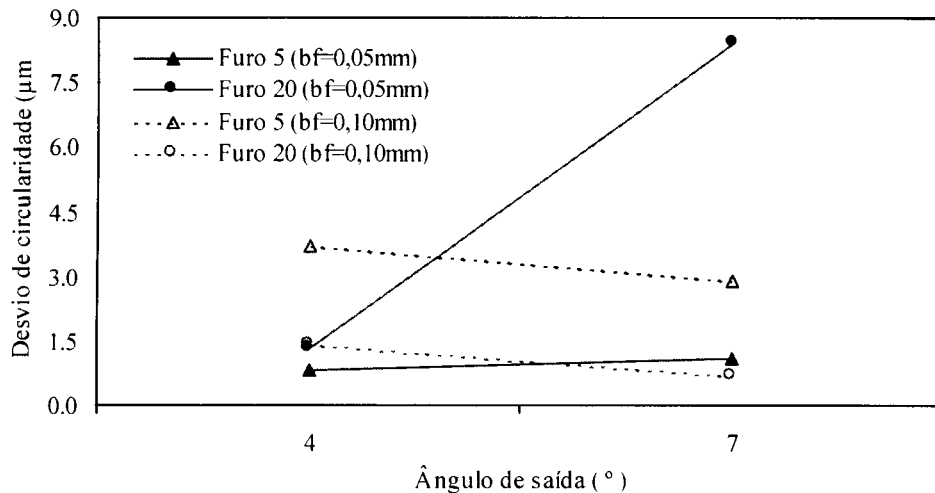


Figura 7 - Desvio de circularidade em função de γ_0 e b_f para os furos 5 e 20 ($v_c = 16$ m/min, $f = 0,20$ mm/rot, $a_p = 0,2$ mm)

4. Conclusões

- Durante o alargamento cônico do ferro fundido nodular GGG 40 com ferramentas de metal duro, velocidade de corte mais altas geraram desvios de concicidade mais baixos, ao passo que desvios de circularidade menores foram encontrados empregando-se velocidades de corte intermediárias (em torno de $v_c=30$ m/min);
- O avanço mais alto ($f = 0,25$ mm/rot) produziu melhores resultados de o desvio de concicidade, principalmente a partir de $v_c = 26$ m/min. Quanto ao desvio de circularidade, melhores resultados foram encontrados empregando-se o avanço mais baixos e velocidades de corte inferiores a 30 m/min;
- A menor profundidade de corte ($a_p = 0,1$ mm) produziu os menores valores de desvio de concicidade. Entretanto, o desvio de circularidade caiu com o aumento de a_p ;
- Em geral, o menor ângulo de saída ($\gamma_0 = 4^\circ$) produziu menores valores de desvio de concicidade. Quanto ao desvio de circularidade, este diminuiu com o aumento do ângulo de saída para o maior valor de guia cilíndrico e aumentou com o aumento do ângulo de saída para o menor valor de guia;
- Sobre a influência do guia cilíndrico sobre os desvios de concicidade e de circularidade não se pode tirar nenhuma conclusão definitiva devido, provavelmente, à incerteza de medição da máquina de medir por coordenadas;

5. Referências

- Anon, 1994, "Reaming and boring aluminium alloys with diamond tools", Ind. Diamond Rev. – Metalworking, vol. 54, n. 560, pp. 25-27.
- Booth, G.R., 1989, "Bore reaming can beat finish boring", Machinery and Production Engineering, pp. 28-30.
- Cardoso, S.C.; Machado, A.R. e Diniz, A.E., 2000, "Brocas de metal duro integral na furação do ferro fundido cinzento", Máquinas e Metais, Aranda Editora, n. 412, pp. 102-115.
- De Benedictis, K., 1997, "A short course in cast iron turning", Manufacturing Engineering, vol. 119, n. 3, pp. 48-54.
- Furness, R.J.; Wu, C.L. & Ulsoy, A.G., 1996, "Statistical analysis of the effects of feed, speed and wear on hole quality in drilling", Journal of Manufacturing Science and Engineering, vol. 118, pp. 367-375.
- Gabor, H., 1982, "Como atuam os alargadores", Máquinas e Metais, MM Editora Ltda, Ano XVIII, n. 205, pp. 16-21.
- Hurth Infer - Indústria de Máquinas e Ferramentas Ltda, 1998, "Processo de furação e alargamento", apostila, 1ª edição, setembro 1998, Sorocaba SP, 34 pags.
- Il'in, V.M., 1975, "Cutting properties of solid cemented-carbide reamers", Russian Engineering Journal, vol. 55, n. 4, pp. 48-49.

- Lindberg, R.A., 1990, "Processes and materials of manufacture – Hole making and related operations", fourth edition, Editora Prentice Hall International, Englewood Cliffs, pp. 264-301.
- Mari, D. & Gonseth, D.R., 1993, "A new look at carbide tool life", *Wear*, vol. 165, n. 1, ISSN 0043-1648, pp. 9-17.
- Mathews, P.G. & Shunmugam, M.S., 1999, "Condition monitoring in reaming through acoustic emission signals", *Journal of Materials Processing Technology*, n. 86, pp. 81-86.
- Metals Handbook – Vol. 16, 1989, "Machining", ninth edition, ASM International.
- Ohgo, K.; Satoh, A.; Mizuno, T. & Itoh, T., 1979, "Relation between cutting conditions and precision in the reaming of gray iron castings", *Wear*, vol. 52, n. 1, pp. 79-88.
- Pollack, H.W., 1988, "Tool design – Geometric control", Editora Prentice Hall International, second edition, Englewood Cliffs, pp. 404-408.
- Shunmugam, M.S. & Somasundaram, G., 1990, "Investigation into reaming processes using a frequency decomposition technique", *International Journal Prod. Res.*, vol. 28, n. 11, pp. 2065-2074.
- Stemmer, C.E., 1995, "Ferramentas de Corte II: brocas, alargadores, ferramentas de roscar, fresas, brochas, rebolos, abrasivos", 2ª. edição, Editora da UFSC, Florianópolis-SC, pp. 33-43.
- Tönshoff, H. K.; Spintig, W.; König, W. & Neises, A., 1994, "Machining of holes developments in drilling technology", *Annals of the CIRP*, vol. 43/2, pp. 551-561.
- Weinert, K.; Adams, F.; Biermann, D. & Thamke, D., 1998, "Alargadores de corte único: corte mais eficiente, além de vantagens econômicas", *Máquinas e Metais*, Aranda Editora, n. 384, pp. 38-57.
- Zeng, Z., 1996, "Influence of cutting depth on resolving power of cutting fluid efficiency in reaming test", ICPCG - Inst. Conf. on the Progress of cutting grinding, Osaka, Japão, ISPE, pp. 296-300.

THE EFFECT OF THE CUTTING CONDITIONS AND TOOL GEOMETRY ON THE GEOMETRIC QUALITY OF NODULAR CAST IRON AFTER TAPER REAMING

Rosemar Batista da Silva

University of Minas Gerais. Department of Mechanical Engineering. Av. Antônio Carlos. 6627. Pampulha, Belo Horizonte – MG. 31.270-901. Brazil.

Alexandre Mendes Abrão

University of Minas Gerais. Department of Mechanical Engineering. Av. Antônio Carlos. 6627. Pampulha, Belo Horizonte – MG. 31.270-901. Brazil.

Álison Rocha Machado

University of Uberlândia. School of Mechanical Engineering. Av. João Naves de Ávila. 2160. Uberlândia – MG. 38.400-089. Brazil.

Márcio Bacci da Silva

University of Uberlândia. School of Mechanical Engineering. Av. João Naves de Ávila. 2160. Uberlândia – MG. 38.400-089. Brazil.

Abstract. *This work presents a study on the effect of the cutting conditions (cutting speed, feed rate and depth of cut) and tool geometry (rake angle and margin width) on the conicity and roundness deviations of tapered holes produced by reaming GGG 40 nodular cast iron (ABNT FE 3817) with an average hardness of 285 HV. Fourteen tapered reamers made of solid tungsten carbide (K10 grade) were tested. Before finish reaming, step drilling and rough reaming were carried out. The tests were carried out in two phases: in the first phase, nine tests were conducted where the influence of cutting speed (16, 26, 36 and 46m/min) and feed rate (0,20 and 0,25 mm/rev) on the geometric quality of the holes (conicity and roundness) was evaluated. In the second phase, five tests were carried out in order to investigate the effect of depth of cut (0,1; 0,2 and 0,3 mm), rake angle (4° and 7°) and margin width (0,05 and 0,10 mm) on the same geometric quality of the holes (conicity and roundness) for the cutting condition which provided best surface roughness results in the first phase, i.e., cutting speed of 16 m/min and feed rate of 0,20 mm/rev. The results show that as far as the conicity deviation is concerned, high cutting speeds and feed rates provide best results. However, the lowest cutting speed and feed rate (16 m/min and $f = 0,20$ mm/rev, respectively) together with intermediate depth of cut, lowest rake angle and largest margin width values also provide low conicity deviations. With regard to the roundness deviation, high cutting speeds (except for 30 m/min) and the highest feed rate provide low roundness values, whereas the lowest cutting speed and feed rate (16 m/min and $f = 0,20$ mm/rev, respectively) and the highest depth of cut, lowest rake angle and margin width provide best results.*

Keywords: *Taper reaming, nodular cast iron, solid tungsten carbide, conicity, roundness.*

FURAÇÃO SEM FLUÍDO DE CORTE DO AÇO ABNT 4340 COM BROCAS HELICOIDAIS DE METAL DURO REVESTIDAS

Gilberto W. A. Miranda

Universidade de Taubaté / UNITAU; Professor do Depto. de Engenharia Mecânica Rua Daniel Danelli s/n, CEP 12.060.440, Taubaté, SP - gilware@iconet.com.br

Nivaldo L. Coppini

Universidade Estadual de Campinas / UNICAMP; Professor Doutor do Depto. de Engenharia de Fabricação. CP 6122, CEP 13.083.970, FAX (019) 289 3722 - coppini@fem.unicamp.br

Durval U. Braga

Fundação de Ensino Superior de São João del Rei (IFE) / FUNREI; Professor do Depto. de Mecânica. Praça Frei Orlando 170, Centro. CEP 36.300.000, São João del Rei MG -durval@funrei.br

Anselmo E. Diniz

Universidade Estadual de Campinas / UNICAMP; Professor Doutor do Depto. de Engenharia de Fabricação. CP 6122, CEP 13.083.970, FAX (019) 289 3722, anselmo@fem.unicamp.br

Resumo. Na atualidade, a usinagem sem fluido de corte constitui um dos tópicos mais debatidos da indústria metal-mecânica. O elevado custo da refrigeração/lubrificação e problemas ecológicos ligados ao ambiente de trabalho e eliminação de resíduos, bem como a saúde do ser humano tem estimulado a eliminação/restrrição do uso de refrigerantes/lubrificantes. As pesquisas do processo de furação nos nossos dias estão focadas na procura de novas condições de corte e situações específicas para realização de usinagem sem fluido de corte, tendo-se conseguido um considerável aumento de vida da ferramenta através da modificação da geometria e adição de revestimentos. O trabalho apresentado relata o resultado de experiências de furação sem fluido de corte, comparando estes resultados, a ensaios realizados com óleo solúvel e com mínima quantidade de lubrificação em aço ligado ABNT 4340, com broca inteiriça de metal duro de 10 mm de diâmetro, revestimento de TiNAl, e geometria especial. Diversas velocidades de corte foram utilizadas, mantendo-se o mesmo avanço, visando explorar os limites do processo. Durante a usinagem foram efetuadas medições da força de avanço e momento torçor através de dinamômetro piezelétrico, assim como verificada a rugosidade (Ra) e realizado o controle dimensional dos diâmetros dos furos com equipamento eletrônico programável de coluna usando sensor LVDT.

Palavras-chave: Usinagem, Furação sem fluido de corte, Aço ABNT 4340, Otimização.

1. Introdução

Muitos trabalhos tem sido publicados nos últimos anos em relação a necessidade de restringir, na medida do possível, o uso dos fluídos refrigerantes/lubrificantes em razão do alto custo operacional (uso, manutenção e armazenamento), problemas ambientais, danos à saúde humana e exigências legais a respeito (Heisel et al, 1998; Kalhofer, 1997; Klocke et al, 1997).

Diversos centros de pesquisa têm tido seus trabalhos orientados na procura da diminuição do uso destes fluídos, neste sentido e para muitos casos específicos, a utilização da mínima quantidade de lubrificação é uma solução que pode ser implementada industrialmente como é o caso do processo de furação das ligas de alumínio-silício (Braga et al, 1999).

O uso da usinagem sem fluido de corte, tem sido possível, em função do desenvolvimento de máquinas ferramentas com maior potência, rigidez maior, rotações mais elevadas e principalmente pelo grande desenvolvimento dos materiais, revestimentos, e geometria das ferramentas de corte, principalmente nos últimos anos das brocas.

A função principal dos fluídos refrigerantes/lubrificantes é reduzir a geração de calor pela redução do atrito, eliminar a influência do aumento da temperatura na estrutura do material e transportar / remover os cavacos gerados durante o processo. Na usinagem sem fluido de corte o atrito e adesão entre ferramenta e peça aumenta, sendo submetidos a uma grande carga térmica que propicia: o desgaste da ferramenta, a formação de crateras, a dificuldade na obtenção de tolerâncias apertadas e formação de cavacos mais dúcteis (alongados) que trazem problemas especialmente em processos de furação, dificuldades minimizadas hoje com a utilização de ferramentas revestidas e com geometria modificada (Klocke et al, 1997).

O objetivo deste trabalho é explorar os limites de utilização de brocas inteiriças de metal duro revestidas, visando analisar as condições econômicas e de produtividade destas condições limites.

2. Metodologia de otimização das condições de usinagem

Em trabalhos sobre otimização das condições de usinagem desenvolvidos por pesquisadores da UNICAMP, Pallerosi *et al.* (1991) e Coppini *et al.* (1988), foi utilizada metodologia para determinação dos valores (x) e (K) da equação de Taylor. Tal metodologia já comprovada experimentalmente em laboratório e em ambiente fabril calcula a partir de dados colhidos durante a evolução do processo os valores de:

$$x = 1 + \frac{\log \left[\frac{Z_{t_i}}{Z_{t_{i+1}}} \right]}{\log \left[\frac{v_{c_{i+1}}}{v_{c_i}} \right]} \quad (1)$$

$$K = Z_{t_i} \cdot t_{c_i} \cdot (v_{c_i})^x \quad (2)$$

Onde: (x), (K) são os coeficientes da equação de Taylor;
 (Z_t) é o número de furos usinados por vida da ferramenta (broca);
 (v_c) é a velocidade de corte mantida constante (m/min);
 (t_c) é o tempo de corte (min);
 (i) é a condição inicial de corte adotada no início da aplicação do método.

Com os valores de (x) e (K) é possível calcular as velocidades de referência para as condições econômicas de corte, a saber:

$$v_{\text{mxp}} = \sqrt[x]{\frac{K}{(x-1)t_{ft}}} \quad (3)$$

$$v_o = \sqrt[x]{\frac{K(S_h + S_m)}{60(x-1) + \left[K_{ft} \frac{(S_h + S_m)}{60} \right] t_{ft}}} \quad (4)$$

Onde: (x), (K) são os coeficientes da equação de Taylor
 (S_h) custo horário da mão de obra (R\$)
 (S_m) custo horário da máquina (R\$)
 (K_{ft}) custo da ferramenta (R\$)
 (t_{ft}) tempo de troca da ferramenta (minutos)
 (v_{mxp}) é a velocidade de máxima produção (m/min)
 (v_o) é a velocidade de mínimo custo (m/min)

3. Procedimento experimental

3.1. Materiais

Peça. Nos corpos de prova de furação foi utilizado o aço-liga ABNT 4340. Os furos foram realizados em dois tipos de corpos de prova. O primeiro foi uma placa, com dimensões 310 x 430 x 32 mm, que recebeu a maioria dos furos. Depois de efetuar-se uma série de furos nesta placa (em média 16 furos) era feito um furo no segundo tipo de corpo de prova, de dimensões menores (41x41x32 mm) preso a um dinamômetro, onde era medida de forma indireta a potência de corte e diretamente o momento torçor, força de avanço, diâmetros e rugosidade dos furos.

Ferramenta. A ferramenta utilizada foi a broca inteiraça de metal duro P 40 de 10 mm de diâmetro, tipo ALPHA 2 versão direita, com revestimento TINAL (modelo A3265 TFL - Titex), conforme Norma DIN 6537K para a broca e DIN 6535HA para a haste. Os furos realizados tinham profundidade de 32 (mm).

3.2. Equipamentos e instrumentos

Os ensaios de furação foram realizados em um centro de usinagem vertical CNC modelo SV-40 (MORI-SEIKI), comando Fanuc, com variação contínua na rotação da árvore, podendo atingir um máximo de 12.000 rpm, extrema rigidez, potência do motor principal de 22 kW (30cv) e três eixos acionados por servo-motores independentes.

As medições dos desgastes na superfície de folga da broca, assim como as fotos, foram obtidas em um analisador de imagem (Global Image Analyser) e software (Global Lab). O mesmo é constituído de um microscópio ótico com ampliação de 25 e 50 vezes, acoplado a uma câmara de vídeo e a um computador compatível.

As medidas de rugosidade das superfícies usinadas foram obtidas com rugosímetro portátil Mitutoyo SurfTest-211. O momento torçor (M_t) como a força de avanço (F_f) da broca foram obtidos durante a usinagem dos furos no corpo de prova fixo a um dinamômetro KISTLER, tipo 9272, acompanhado de software específico para este tipo de utilização. Assim sendo, pôde-se monitorar tais esforços em tempo real a uma taxa de amostragem de 2,56 KHz, durante 0,6 segundos em cada amostragem.

A potência de corte foi obtida indiretamente pelo monitoramento da corrente e tensão elétrica realizado através de um equipamento eletrônico projetado e construído pelo Departamento de Engenharia de Fabricação da UNICAMP. Utilizando-se uma placa de conversão A/D, modelo Lab-PC+ e os softwares NI-DAQ (versão 4.8) e LABVIEW (versão 3.11), da National Instrument, o sinal resultante da tensão deste equipamento foi adquirido a uma taxa de amostragem de 50 Hz durante três segundos.

Um equipamento eletrônico e programável de medição (tipo coluna), para inspeção manual de uso em ambientes industriais, foi utilizado para a medição dos diâmetros dos furos. O mesmo possui as seguintes características: Coluna tipo E4N programável (MARPOSS), com resolução de 0,1 (μm) e Ogiva projetada para medir diâmetro do furo igual a 10 mm. Para a confiabilidade de medição dos diâmetros utilizou-se, para calibração do mesmo, um anel padrão (TESA) $\phi 10,000$ mm de diâmetro.

Nos ensaios finais realizados para efeito comparativo foram utilizados como fluido de corte duas condições básicas de lubrificação. Na primeira utilizou-se mínima quantidade de lubrificação (MQL) e na segunda lubrificação com óleo solúvel em abundância na proporção em volume de uma parte de óleo para vinte partes de água (1:20) com uma vazão de aproximadamente 2,4 m^3/h . Para o sistema de mínima lubrificação escolheu-se o óleo DMI - 432 (SHELL), utilizando-se uma proporção de 20ml/h de óleo em uma vazão média da mistura de aproximadamente 72 m^3/h a uma pressão de 4,5 Kgf/cm^2 . O equipamento para a MQL utilizado foi o Magic - Cut "Mist coolant equipment" da Fuso Seiki Co. Ltd. modelo OS-21-AT-40, o qual permite uma fina regulagem do volume de óleo, por meio de um registro tipo agulha, atomizando-o em um fluxo de ar comprimido à pressão constante.

3.3. Tempo de troca da ferramenta

O tempo de troca da ferramenta (t_{ft}) no valor de 1,5 minutos foi obtido pela média aritmética de três operações cronometradas realizadas por operadores diferentes no Laboratório de usinagem da UNICAMP, este tempo inclui a retirada do porta-ferramenta e ferramenta usada, colocação da nova ferramenta com a regulagem do comprimento necessário da broca e finalmente a colocação do porta-ferramenta na máquina.

4. Resultados e discussões

4.1. Ensaios preliminares

O ponto de partida foi o catálogo do fabricante da ferramenta que recomenda como parâmetros de usinagem para o material escolhido: $v_c = 70$ m/min e $f = 0,18$ mm/volta (2230 rpm, $v_f = 401$ mm/min), para usinagem com lubrificação normal. No ensaio realizado sem fluido de corte após 153 furos de 32 mm de profundidade (4.896 mm), verificou-se não existir nenhum desgaste na broca (arestas de corte). A seguir foi aumentada a velocidade de corte para 140 m/min e mantido o avanço $f = 0,18$ mm/volta (4456 rpm, $v_f = 802$ mm/min), utilizando-se ainda a mesma broca foram realizados mais 612 furos de 32 mm de profundidade (19.584 mm) com os mesmos parâmetros. No fim do ensaio notou-se um ligeiro desgaste e arredondamento nas pontas das arestas de corte, mas nenhum lascamento.

Usando-se brocas novas foram realizados ensaios sem fluido de corte com as velocidades de: 280 m/min e 210 m/min mantendo-se o avanço de 0,18 mm/volta. Em ambos ensaios a ferramenta não resistiu e após alguns furos quebrou-se.

Com a velocidade de 175 m/min e mantendo-se sempre o mesmo avanço $f = 0,18$ mm/volta (5570 rpm, $v_f = 1003$ mm/min) foi realizado ensaio sem fluido de corte e usinados 211 furos de 32 mm de profundidade (6.752 mm), até a quebra da ferramenta. Posteriormente utilizando-se a velocidade de 155 m/min, $f = 0,18$ mm/volta (4934 rpm, $v_f = 888$ mm/min) foram usinados 679 furos de 32 mm de profundidade (21.638 mm).

4.2. Determinação das velocidades de referência

Com os dados obtidos nos ensaios sem fluido de corte, efetuados com as velocidades de 175 m/min (211 furos) e 155 m/min (678 furos) foi calculada a $v_{m\text{xp}} = 163$ m/min (418 furos) através das Eq. (1), (2) e (3) e uso de um t_{ft} de 1,5 minutos. A $v_{m\text{xp}}$ ficou situada dentro do intervalo das velocidades consideradas, não sendo necessária a realização de ensaios complementares de acordo com a metodologia de otimização utilizada e citada anteriormente. A velocidade de mínimo custo v_o foi calculada através do uso das Eq. (1), (2) e (4) e uso dos valores R\$ 57 para ($S_h + S_m$), R\$ 146 para K_{ft} obtendo-se o resultado de $v_o = 105$ m/min.

Como o objetivo deste trabalho é explorar as condições econômicas e de produtividade limites da furação em análise, será adotada a $v_{m\text{xp}} = 163$ m/min, pois esta, além de ser a referência de maior produtividade, está contida no intervalo de validade de x e K determinados na prática. Durante a usinagem com velocidades iguais ou maiores que 155 m/min, foi observado um aquecimento exagerado tanto da broca (aquecida ao rubro), quanto do furo ("queima" do material). Apesar destas condições não serem desejáveis, na prática as brocas mostraram excelente desempenho e vida

relativamente adequadas, considerando-se que tais condições foram extremamente forçadas na busca dos limites das mesmas. Ensaios com velocidades menores que 155 m/min, exigiriam grande volume de material, inviabilizando a pesquisa em laboratório. A metodologia ficaria mais bem empregada em ambiente fabril, com a determinação de x e K de Taylor diretamente na produção de furos.

Para finalizar foram realizados ensaios para efeito comparativo na $v_{mxp} = 163$ m/min com fluido de corte (3 ensaios) e com MQL- 20 ml/h (2 ensaios)

4.3. Ensaios realizados na v_{mxp}

Na velocidade de máxima produção foram realizados 13 ensaios cujos resultados são mostrados na Fig. (1).

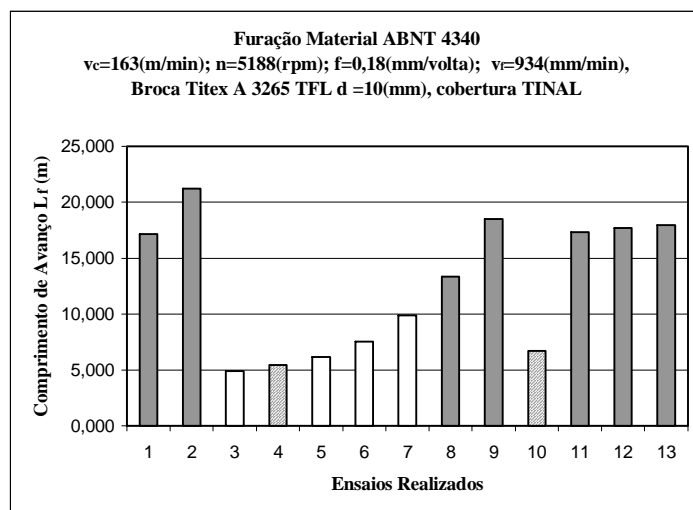


Figura 1. Ensaios realizados na v_{mxp} e comprimento de avanço obtido.

4.3.1. Medidas da força de avanço

Nos ensaios realizados foi observada a existência de dois grupos de brocas, Fig. (2). O primeiro formado por brocas com uma força de avanço inicial média da ordem de 2,70 kN e ~222 furos (ensaios 3,5,6, e 7) e um segundo grupo com uma força inicial média de 2,24 (kN) e ~550 furos (ensaios 1,2,8,9,11,12 e 13). Os ensaios 4 e 10 foram descartados da análise pelas seguintes razões: O ensaio 4 foi prejudicado por um erro humano o que levou à quebra da broca. O ensaio 10 por um comportamento completamente anormal e inesperado da broca que quebrou praticamente sem desgaste.

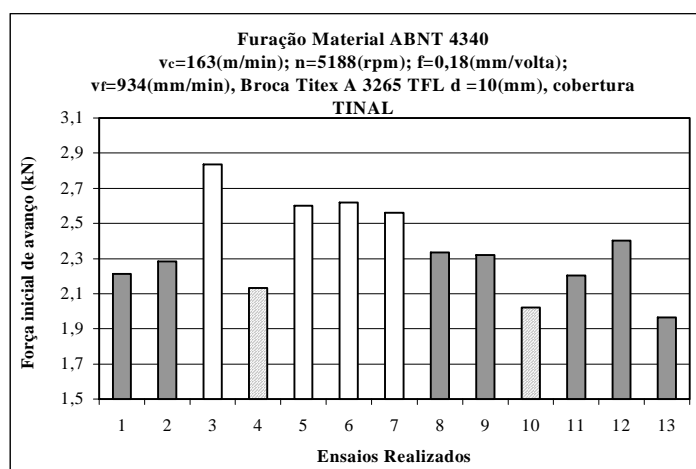


Figura 2. Força inicial de avanço nos ensaios realizados com a v_{mxp}

Como pode ser visto na amostragem de resultados apresentados na Fig. (3), a força de avanço mostrou ser um bom parâmetro para a determinação do fim da vida da ferramenta, pois acompanha bem o aumento dos desgastes, tendo um crescimento estável comparado a potência de corte e ao momento torçor. Além disso, o método de otimização aqui empregado exige um mínimo de repetibilidade em termos de vida da ferramenta. Assim, os dois grupos de resultados

encontrados, com as vidas das brocas bem diferenciadas, obrigou a busca dos motivos de tal ocorrência. Esta é uma vantagem adicional do método, pois o mesmo evidencia a necessidade de otimizar o processo, verificando-se a fonte da não estabilidade da vida da ferramenta, que pode estar associado ao material da peça, à ferramenta, aos parâmetros relativos ao processo, etc.. Nos ensaios finais com óleo solúvel e MQL verificamos uma tendência de crescimento menor em perfeita coerência com os desgastes apresentados pelas ferramentas.

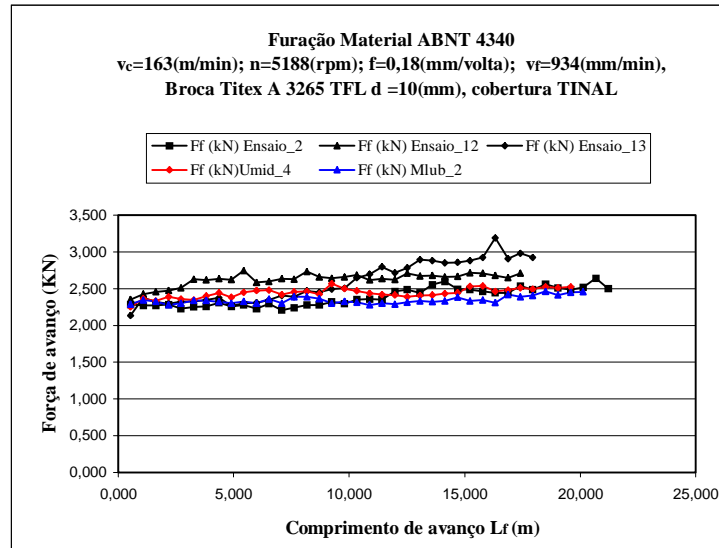


Figura 3. Evolução da força de avanço em função do comprimento de avanço.

4.3.2. Momento torçor

A posição dos furos no corpo de prova utilizado para o monitoramento do momento torçor introduziu um erro sistemático na medição, trazendo como consequência uma maior dispersão das medidas. Não foram verificadas grandes diferenças nos valores encontrados. Notou-se uma tendência de crescimento similar à potência de corte (Fig. 4). Nos ensaios finais, para efeito de comparação, com óleo solúvel e MQL, verificou-se tendência análoga de crescimento e dispersão de medidas.

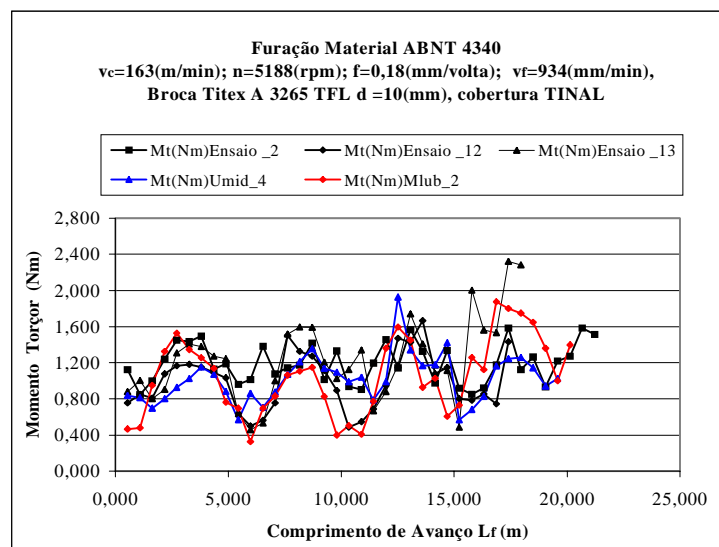


Figura 4. Variação do momento torçor em função do comprimento de avanço.

4.3.3. Potência de corte

Ficou evidenciado através de diversas fotos realizadas durante os ensaios, que o aumento da potência está diretamente ligado ao desgaste de flanco das arestas de corte da ferramenta (V_B), conforme mostrado através das fotografias da Fig. (5). Na Figura (6) observa-se o comportamento do aumento da potência de um grupo de três ensaios

realizados sem fluido de corte, bem como, de um ensaio com óleo solúvel e um com MQL. Se compararmos estes resultados, verificamos que o consumo de potência para os ensaios com óleo solúvel e com MQL é menor e compatível com o menor desgaste de flanco apresentado pela ferramenta. O aumento da potência quando é utilizado óleo solúvel em relação ao uso da MQL, pode ser explicado pelo maior poder de refrigeração do óleo solúvel que não permite, que a temperatura da peça cresça muito, o que faz com que seu material mantenha sua dureza e resistência ao corte.

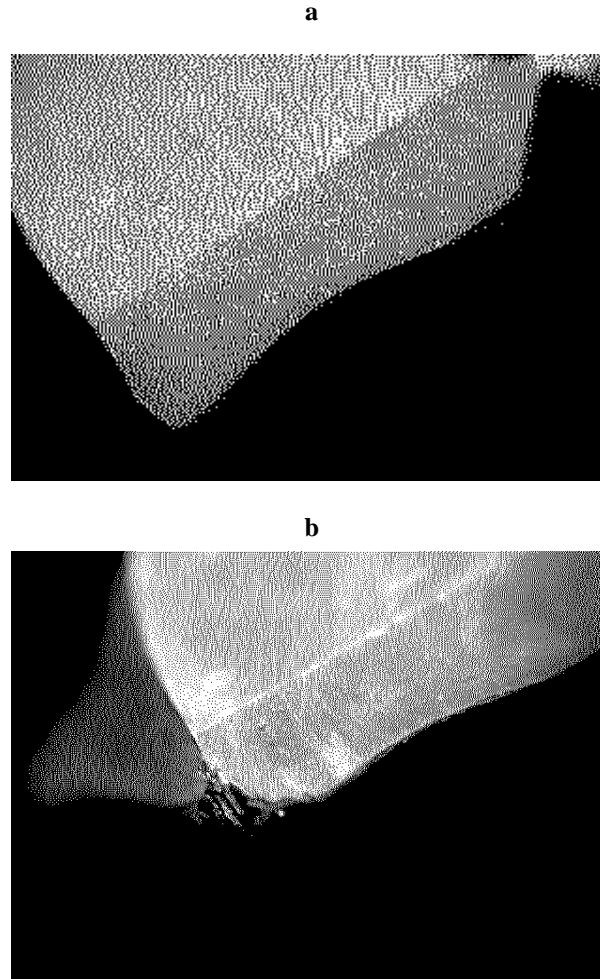


Figura 5. a) aresta de corte na ferramenta nova e b) desgaste típico após 645 furos no ensaio 2

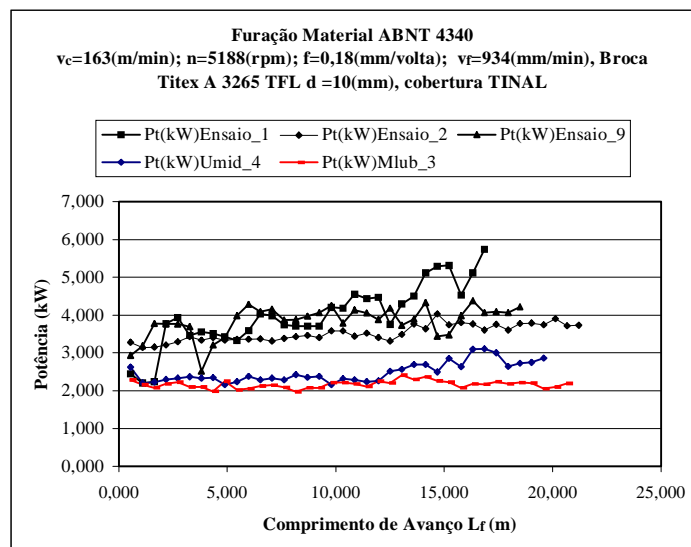


Figura 6. Evolução da potência em relação ao comprimento de avanço.

4.3.4. Rugosidade média (Ra)

A rugosidade foi verificada através da média de três valores defasados de 90°. Tais medidas, para cada furo no corpo de prova, foram realizadas próximas do comprimento médio do furo. Na figura (7) podem ser observados os valores médios da rugosidade (Ra) para os ensaios sem fluido de corte da ordem de 1,40 µm, com uma faixa de variação de 0,63 até 2.46 µm. Tal qualidade de furo é típica de desbaste. Observa-se, entretanto, que mesmo nas condições de aquecimento ao rubro da broca e queima do material, estas condições não são descartáveis e eventualmente podem atender certas exigências de produção. Comparando-se a furação sem fluido de corte com a realizada com óleo solúvel e MQL, verificamos uma melhor performance da usinagem com mínima quantidade de lubrificação por névoa, tanto na média como na amplitude dos valores de rugosidade obtidas.

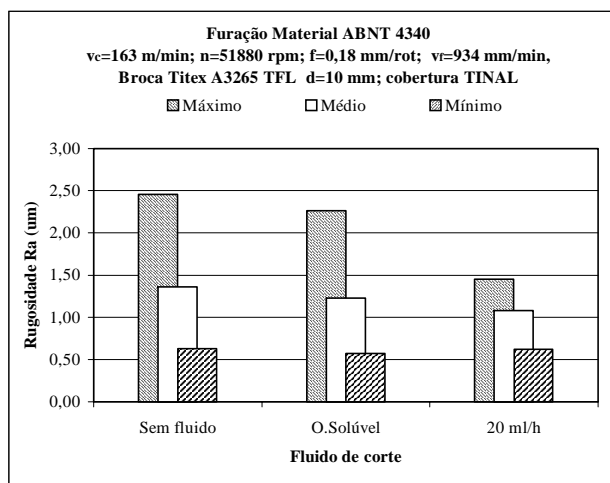


Figura 7. Rugosidade média dos furos para as diferentes condições de lubrificação.

4.3.5. Diâmetros dos furos

Os diâmetros dos furos foram verificados na parte inicial Fig. (8) (primeira terça parte de seu comprimento) e final Fig. (9) (terceira terça parte de seu comprimento), apresentando variações dentro da tolerância IT-10 e IT-11 da norma ISO, o que se encontra dentro das expectativas para este tipo de usinagem. Os valores encontrados para o desvio padrão (σ) foram: 11µm e 7µm (diâmetro inicial e final respectivamente para a usinagem sem fluido de corte) 27µm e 26µm (diâmetro inicial e final respectivamente para a usinagem com óleo solúvel) e 13µm e 14µm (diâmetro inicial e final respectivamente para a usinagem com MQL com 20 ml/h). O resultado das verificações realizadas mostra, que o material teve uma contração maior na parte final dos furos, devido a dilatação do material em função do aumento da temperatura provocado pela operação sem fluido de corte. Nos ensaios com óleo solúvel foram obtidos furos com valor médio mais aproximado do valor nominal em função do menor aquecimento do material e da ferramenta, e também, uma dispersão maior de valores se comparados com os ensaios sem fluido de corte e MQL, nos quais, os resultados foram muito semelhantes, mas com uma dispersão menor de valores.

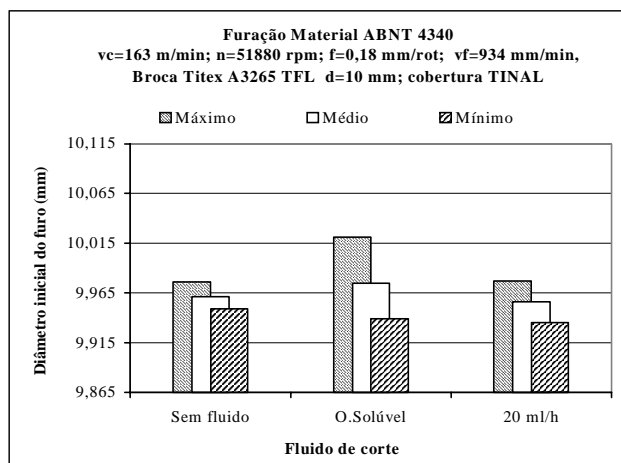


Figura 8. Variação do diâmetro inicial do furo para as diferentes condições de lubrificação.

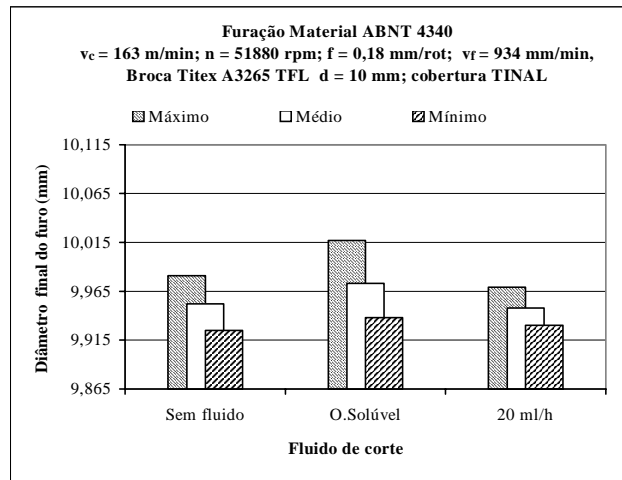


Figura 9. Variação do diâmetro final do furo para as diferentes condições de lubrificação.

4.4. Análises de produtividade

Supondo x e K válidos para as velocidades de: 70 m/min e vida (T) de 40.000 mm correspondentes a ~1250 furos de 32 mm de comprimento (fabricante da ferramenta) e 163 m/min (v_{mxp}) com vida média de 17.609 mm correspondentes a ~550 furos (ensaios realizados). É feita a seguir uma análise de tempos e custos de usinagem para os dois enfoques. Para tanto, utiliza-se os modelos de tempos e custos exclusivos de usinagem Eq. 5 e 6 (Ferraresi, D.,1977)

$$t_t = t_c + t_i + \left(\frac{t_c}{T} - \frac{1}{Z} \right) t_{ft} \tag{5}$$

$$C_p = t_t \frac{(S_h + S_m)}{60} + \frac{t_c}{T} C_{ft} \tag{6}$$

Tabela 1 - Tempos e produção horária para os dois enfoques.

| Item | Metodologia Convencional | Metodologia Proposta |
|--|--------------------------|----------------------|
| Tempo de corte t_c (min) | 0,0798 | 0,0343 |
| Tempos improdutivos t_i (min) | 0,0200 | 0,0200 |
| Tempo de troca ferramenta t_{ft} (min) | 1,5 | 1,5 |
| Vida da ferramenta T (min) | 99,75 | 18,84 |
| Número de furos envolvidos Z | 20.000 | 20.000 |
| Tempo de fabricação/peça t_t (min) | 0,1010 | 0,0569 |
| Custo do operador S_h (R\$/hora) | 12 | 12 |
| Custo da máquina S_m (R\$/hora) | 45 | 45 |
| Custo da ferramenta/vida K_{ft} (R\$) | 146 | 146 |
| Custo de usinagem/furo C_p (R\$) | 0,2128 | 0,3195 |
| Produção horária P_h (furos/h) | 594 | 1054 |

A tabela (1) mostra a simulação de tempos e custos considerando-se a execução de furos similares aos realizados em laboratório. O lote de 20000 furos para efeito de simulação foi estimado. Como se trata de uma operação simples com tempo de corte pequeno tem-se uma grande influência dos tempos improdutivos no tempo de fabricação do furo (t_t). Esta influência tende a minimizar a diferença do custo de usinagem (C_p) e da produção horária (P_h) entre os dois enfoques. Mesmo assim, pode-se constatar que com a implementação da metodologia de otimização há um significativo aumento da produção horária da ordem de 77% e um aumento de custos da ordem 50% que podem na atividade industrial ser plenamente justificados em função de oscilações de carga a existência de gargalos de produção. Com a utilização da metodologia proposta é possível um aumento de produtividade com reflexos econômicos evidentes.

5. Conclusões

⇒ A metodologia proposta para a obtenção da v_{mxp} e v_o mostrou-se adequada nos ensaios realizados para esta finalidade sem o uso de fluido de corte.

⇒ Nos ensaios sem fluido de corte, a ferramenta submetida às condições limites apresentou vida reduzida, embora não sendo esta uma condição adequada para prática do processo.

⇒ A força de avanço mostrou um crescimento contínuo e estável indicando ser o melhor parâmetro para acompanhamento do desgaste e definição do fim de vida da ferramenta, em todos os ensaios sem e com fluido de corte.

⇒ O valor médio de rugosidade (R_a) obtido nos ensaios sem fluido de corte foi da ordem de 1,4 contra 1,2 e 1,1 dos ensaios com óleo solúvel e MQL respectivamente, mostrando as possibilidades do processo sem fluido de corte.

⇒ A variação dimensional dos furos para os ensaios sem fluido de corte se situam entre IT10 e IT11 da norma ISO, isto é, dentro das expectativas para este tipo de usinagem.

⇒ Ficou demonstrado que as recomendações de catálogo do fabricante são bastante conservadoras e que através de ensaios prévios em ambiente industrial seria possível otimizar a produção, com o uso da v_{mxp} , objetivando o controle de gargalos de produção, isto tanto para os ensaios sem e com fluido de corte.

6. Agradecimentos

À FINEP e à Sandvik do Brasil S.A. Indústria e Comércio - São Paulo SP na pessoa do engenheiro Marcos Soto Ice (Gerente Regional Divisão Títex).

7. Referências

- Braga, D.U., Diniz A.E., Coppini, N.L., Miranda, G.W.A., “Furação de Liga de Alumínio Silício utilizando Lubrificação por Névoa”, Máq. e Metais, v. 413, pp.104-115, junho 2000.
- Coppini, N.L. & Vilella, R.C., “Cutting Conditions Optimization in Manufacturing Cells, Proceedings of the First Brazilian Symposium in Machining Technology”, pp. 17/01 - 17/20, São Paulo, Brazil, March 1989.
- Heisel, U. & Lutz, M., Pesquisa de fluido de refrigeração e de lubrificação, Máquinas e Metais, pp. 40-49, maio, 1998.
- Ferraresi, D., “Fundamentos da Usinagem dos Metais”. Ed. Edgard Blücher, SP., 1977.
- Kalhöfer, E., “Dry machining - principles and applications”, 2º Seminário Internacional de Alta Tecnologia; UNIMEP, Santa Barbara D’Oeste – SP, julho, 1997.
- Klocke, F. & Eisenblätter, G., “Presented at the Opening Session Dry Cutting”, Annals of the CIRP, v. 46 (2), pp. 519-526, 1997.
- Pallerosi, C. A et al., “Durability of Cutting Tools Under True Conditions”, Proceedings of CANCAM 91 -Canadian Congress in Applied Mechanics, pp. 173-175, Canada, 1991.

DRILLING PROCESS CONTRIBUTION BY THE USE OF SOLID CARBIDE COATED DRILLS

Gilberto W. A. Miranda

Universidade de Taubaté / UNITAU; Professor do Depto. de Engenharia Mecânica Rua Daniel Danelli s/n, CEP 12.060.440, Taubaté, SP - gilware@iconet.com.br

Nivaldo L. Coppini

Universidade Estadual de Campinas / UNICAMP; Professor Doutor do Depto. de Engenharia de Fabricação. CP 6122, CEP 13.083.970, FAX (019) 289 3722 - coppini@fem.unicamp.br

Durval U. Braga

Fundação de Ensino Superior de São João del Rei (IFE) / FUNREI; Professor do Depto. de Mecânica. Praça Frei Orlando 170, Centro. CEP 36.300.000, São João del Rei MG –durval@funrei.br

Anselmo E. Diniz

Universidade Estadual de Campinas / UNICAMP; Professor Doutor do Depto. de Engenharia de Fabricação. CP 6122, CEP 13.083.970, FAX (019) 289 3722 - anselmo@fem.unicamp.br

Abstract. At the present time the dry cutting, is one of the most debated topics of the metal-cutting industry. The cooling lubricants high cost, ecological problems linked to the working environment and waste disposal, as well as the human health has been stimulating the elimination/limitation of the cooling lubricants use. The researches of this process are today in direction to pursuit new cutting conditions and specific situations for dry cutting, having gotten a considerable increase of tool life through the geometry modification and coatings addition. This work shows the dry drilling experiences compared with the application of flood soluble oil and minimum volume of oil in ABNT 4340 steel, with solid carbide coated (TiNAl) 10 mm diameter drill and special geometry. Several cutting speeds were used, with the same feed, seeking to explore the limits of the process. During the machining the feed force and torsion moment were measured through piezoelectric dynamometer, as well as the surface roughness (R_a) and the diameter of the holes with programmable electronic column using LVDT sensor.

keywords: Metal machining, Dry drilling, ABNT 4340 steel, Optimization

PLANEJAMENTO DE PROCESSOS E ESTIMAÇÃO DE CUSTOS EM SISTEMAS DE MANUFATURA UTILIZANDO REDES DE PETRI, COM A PROPOSTA DE IMPLEMENTAÇÃO DE UM MODELO DE “TEMPLATE” NO EDITOR/SIMULADOR PETRI NET TOOLS 2000

Andrea Ribari Yoshizawa da Silva

Universidade de São Paulo - USP
Depto de Engenharia Mecânica da EESC
Núcleo de Manufatura Avançada – NUMA
Laboratório de Simulação e Controle de Sistemas Discretos
Av. Trabalhador Sancarlenso, 400 – Parque Arnold Schmidt – São Carlos – SP – CEP 13566-590
arys@sc.usp.br

Arthur José Vieira Porto

Universidade de São Paulo - USP
Depto de Engenharia Mecânica da EESC
Núcleo de Manufatura Avançada – NUMA
Laboratório de Simulação e Controle de Sistemas Discretos
Av. Trabalhador Sancarlenso, 400 – Parque Arnold Schmidt – São Carlos – SP – CEP 13566-590
ajvporto@sc.usp.br

Ricardo Yassushi Inamasu

Centro Nacional de Pesquisa e Desenvolvimento de Instrumentação Agropecuária – CNPDIA
Empresa Brasileira de Pesquisa Agropecuária - EMBRAPA
Rua Quinze de Novembro, 1452 – Parque Santa Mônica – São Carlos – SP – CEP 13561-160
ricardo@cnpdia.embrapa.br

Resumo. O presente trabalho faz uma análise da estimação de custos em sistemas de manufatura utilizando redes de Petri e propõe uma implementação voltada à mais recente versão do software de edição/simulação Petri Net Tools 2000, desenvolvida pelo Grupo de Simulação do Núcleo de Manufatura Avançada da EESC – USP. A principal característica desse novo editor é a sua base no conceito de “framework”, o que possibilita ao usuário construir uma nova interface gráfica, denominada “template”, bem como macros de rede de Petri. O editor/simulador está fundamentado em rede de Petri Lugar/Transição, porém, devido às suas características, podem ser feitas também implementações sobre outros tipos de rede baseadas em redes de Petri, para edição e análise dos projetos. As redes de Petri são aplicáveis na modelagem de controle de Sistemas de Eventos Discretos, além de possibilitar a programação e a otimização de processos de manufatura. Finalizando, sugere um trabalho futuro, um modelo de um novo “template”, a ser implementado no PNTTools 2000, capaz de realizar os cálculos necessários para estimativas de custo e fornecer resultados relevantes a um planejamento real.

Palavras chave: PP-net, custos em sistemas de manufatura, planejamento de custos.

1. Introdução

Cecil et al (1992) afirmam que as redes de Petri (PN) vêm sendo cada vez mais aplicadas na modelagem, análise e controle de sistemas discretos de manufatura. Isso porque elas os descrevem graficamente, propiciando um melhor entendimento das suas interações mais complexas e indicando possíveis pontos onde o controle pode ser exercido de forma efetiva e eficiente, dando base para a modelação de sistemas de manufatura em vários níveis de abstração.

De acordo com Desrochers e Al-Jaar (1994), o uso de uma PN para simular o ambiente de manufatura, pode ser interpretado da seguinte maneira:

- Lugares representam recursos e, a existência de uma ou mais marcas num determinado lugar representa a disponibilidade de um recurso em particular. Assim sendo, o propósito dos lugares é capturar a natureza descentralizada e o estado distribuído da informação, num sistema de manufatura complexo.
- O disparo de uma transição representa uma atividade, a qual começa e termina com dois eventos consecutivos. O tempo entre eventos pode ser zero, o que corresponde a uma transição imediata.
- Os lugares e as transições em conjunto representam condições e relações de preferência nas operações de um sistema.

De acordo com Srihari e Emerson (1990), os sistemas CAPP (“Computer Aided Process Planning”) são predominantemente estáticos havendo, portanto, a necessidade de flexibilidade. Para obter, de um FMS (“Flexible Manufacturing System”), um sistema CAPP dinâmico, o componente estático do sistema CAPP deve interagir com um módulo de PN, o qual consegue manter, entre outras características, o tempo real da informação, vinda diretamente da linha de produção. Trabalhar com sistemas CAPP é basicamente lidar com três tipos de operações: as que são

seqüenciais por natureza, as que ocorrem concorrentemente e, as que são mutuamente exclusivas. É justamente aí que entram as PN's, já que elas podem realizar várias tarefas, tais como: modelar loopings, representar concorrência de eventos ou operações interativas, além de modelar pré-condições, se estas existirem, numa dada seqüência de operações. Resumindo, PN é uma metodologia que possui a capacidade de representar procedimentos, processos, organização e dispositivos nos sistemas onde existir um fluxo regular de produção.

Segundo Inamasu (1995), uma extensão de PN muito utilizada em sistemas do tipo FMS é a PN temporizada, que possui em suas transições uma especificação de tempo. Cada transição leva uma determinada quantidade de tempo em seu disparo, que é contada desde o momento da retirada da(s) marca(s) de seu lugar de entrada até a colocação da(s) mesma(s) em seu lugar de saída.

Algumas propriedades das PN's são importantes em modelos de FMS. Alguns exemplos são vivacidade e alcançabilidade (Murata, 1989). A primeira refere-se ao fato de que a rede não possui situações que podem levar ao travamento do sistema. A outra propriedade versa sobre a possibilidade de existir uma seqüência de transições que leva uma marcação M_i até uma M_j , o que torna a rede alcançável de M_i à M_j .

Kiritsis e Porchet (1996) discutem as idéias básicas de uma abordagem gráfica para planejamento de processos através das PN's e apresentam um modelo dinâmico e genérico. O uso de tal modelo é duplamente funcional: além de possuir utilização como uma ferramenta de simulação para detectar possíveis problemas durante o planejamento, a análise da árvore de alcançabilidade da PN retorna todos os planos possíveis para a fabricação de uma determinada peça, sob condições distintas. Conseqüentemente, um plano de processos ótimo pode ser encontrado através da aplicação de um método de otimização, também abordado no artigo.

De acordo com Kruth e Detand (1992), o planejamento de processos não lineares, interessante e aplicável não somente em fábricas tradicionais, como também em FMC's ("Flexible Manufacturing Cells") ou em FAC's ("Flexible Assembly Cells"), aumenta a flexibilidade do planejamento temporal e do controle de sistemas atuantes no ambiente de manufatura. Tais processos são representados por PN's e a geração do planejamento se dá também por PN, com embasamento em sistemas CAPP.

Num sistema de manufatura, a estimação de custos consiste na atividade de calcular e prever o custo de um conjunto de atividades antes que elas realmente aconteçam. Existem dois tipos principais de modelos de estimação de custos: um que se baseia nas estatísticas de produção disponíveis numa companhia e, um que é dado pela análise das características do projeto da peça, requerendo informações detalhadas do plano de processos o qual resulta na ordem de produção da mesma. Neste trabalho, serão descritos os modelos da PP-net ("Process Planning net") de Kiritsis et al (1999), que é a extensão do modelo em PN de Kiritsis e Porchet (1996) acrescida de uma nova definição de estados e, do Sistema PPC ("Process Planning Cost System"), também de Kiritsis et al (1999), que possibilitam o cálculo de custos.

Soares (2001) relata que o editor/simulador Petri Net Tools 2000 foi elaborado com as características de um sistema aberto, no qual novas ferramentas podem ser facilmente implementadas, tendo como base o suporte de modelagem e simulação de PN's Lugar/Transição (L/T), explicadas por Murata (1989). A caracterização desse sistema como aberto provém do módulo de "templates", os quais contêm modelos de funcionamento do editor, e que podem ser implementados, adicionados e removidos do mesmo, pelo usuário. A implementação ocorre com base em conceitos de reutilização de código, no qual será elaborado um pequeno "framework". Este artigo propõe a implementação de um "template" que realize os cálculos necessários para estimar os custos de um sistema de manufatura, fornecendo dados importantes a um planejamento real.

2. Custos em sistemas de manufatura

Para Liebers e Kals (1997), o design de uma peça é uma tarefa importante que está diretamente relacionada aos custos da manufatura. Além disso, outros dois critérios devem ser observados a cada momento, na tomada de decisões na produção: o tempo de entrega e a qualidade. As falhas na análise dos objetivos de um sistema, durante o planejamento das tarefas a serem executadas, resultam em custos desnecessários na manufatura.

Ainda de acordo com Liebers e Kals (1997), existe uma arquitetura genérica para o controle de custos, sendo que esta consiste de quatro funções principais:

- Função de estimação de custo, cuja tarefa é calcular os custos para uma situação virtual de produção, que pode vir a se tornar real.
- Função de monitoramento, que executa a aquisição de dados importantes na execução do processo de produção.
- Função de diagnóstico e cálculo de custo, responsável pela interpretação dos dados obtidos na etapa de monitoração e uso desses resultados para calcular os custos.
- Função de modelagem de custo, que utiliza a interpretação feita na função anterior para gerar os modelos de custos.

Esta arquitetura é aplicável a todas as áreas da engenharia, assim como às tarefas de planejamento afins, além de permitir uma integração entre essas tarefas. Os esforços requeridos para a geração de informações, úteis ao planejamento dos custos, dependem do nível de detalhamento desejado e da familiaridade com o sistema e com a situação em questão.

Feng et al (1996) propõe uma metodologia para classificação e avaliação de custos, através das características relacionadas ao formato das peças e à relação entre os formatos das diversas peças produzidas num sistema de

manufatura. Ficou provado em seu trabalho que esta metodologia beneficia o estabelecimento de padrões, mesmo havendo características individuais de cada peça. O custo unitário de manufatura é determinado por dois fatores principais: as atividades na produção e o tempo correspondente, requerido na execução dessas atividades.

Kiritsis et al (1999) sugerem um novo método para a estimação de custos na fabricação de uma peça, baseado na descrição de suas características e, na junção entre as operações da manufatura com os recursos requeridos nessas operações. O artigo apresenta duas técnicas para a modelação dinâmica de planejamento de processos de fabricação. A primeira, Sistema PPC, modela separadamente máquinas, tempos de configuração/preparação e operações de troca de ferramentas como PN's específicas e independentes, que são então integradas num modelo comum; a segunda técnica não calcula os custos distintamente, mas faz uso da PP-net generalizada, que combina os estados da PP-net com os estados externos do ambiente de produção, fazendo com que suas transições sejam sincronizadas com as transições do ambiente de troca. O tópico 2.1 apresenta uma breve descrição dessas técnicas.

Os custos de manufatura se dividem em (Novaski, 1991):

- Variáveis – os quais representam gastos relacionados diretamente com o(s) produto(s) manufaturado(s), e que se modificam com o processo de produção e,
- Fixos – os quais tendem a permanecer iguais, ou seja, são independentes do volume de produção.

O custo total C_T (Eq. (1)) de manufatura é formado por dois fatores:

- Uma parcela mais ou menos invariável correspondente aos custos fixos C_F e,
- Uma parcela que corresponde aos custos variáveis unitários C_V , vezes o número n de unidades produzidas num determinado período.

$$C_T = C_V * n + C_F \quad (1)$$

Existem muitas maneiras de uma empresa efetuar o rateio de seus custos fixos aos produtos que fabrica. Uma dessas técnicas, a mais utilizada atualmente, é o Custeio por ABC (“Activity Based Costing”). De acordo com Resende (1998), o custeio de produtos por ABC baseia-se em duas proposições:

- As atividades consomem os recursos de uma empresa e,
- Os produtos consomem essas atividades.

A estrutura de um sistema ABC é composta por dois estágios que refletem o caminho do custo ao produto. São estes:

- Os custos que não são classificados como diretos são atribuídos às atividades e,
- Os custos das atividades são alocados aos produtos, proporcionalmente à sua carga de trabalho, que é medida através dos geradores de custos¹.

Deve-se observar que a escolha desses geradores de custos é fundamental para a implementação do sistema ABC numa empresa.

Segundo Novaski (1991), os custos de produção (Eq. (2)) podem ser divididos em cinco partes e, a soma destas resulta no custo total de confecção, por peça:

$$C_t = C_{tc} + C_{ti} + C_{tp} + C_{tr} + C_{fe} \quad (2)$$

onde

- C_t = custo total de confecção,
- C_{tc} = custo do tempo de corte,
- C_{ti} = custo do tempo improdutivo,
- C_{tp} = custo do tempo de setup,
- C_{tr} = custo do tempo de reposição das ferramentas e,
- C_{fe} = custo das ferramentas.

As definições matemáticas para cada um dos itens que compõe os custos de produção (C_t) estão detalhadas na referência citada.

2.1. Técnicas em PN para planejamento e estimação de custos em sistemas de manufatura

As técnicas propostas no trabalho de Kiritsis et al (1999) são baseadas na construção de modelos já conhecidos de PN's e na análise de suas respectivas árvores de alcançabilidade. Antes de comentar as técnicas, o artigo apresenta algumas definições formais que serão úteis ao longo deste tópico.

Definição 1: (PN). Uma PN é uma quintupla: $N = [P, T, F, W, M_0]$ onde:

- P é um conjunto finito e não-vazio de $n = |P|$ lugares,
- T é um conjunto finito e não-vazio de $m = |T|$ transições,
- $P \cap T = \emptyset$, isto é, lugares e transições são disjuntos,

¹ O gerador de custos (“cost driver”) é uma medida de volume de transações, associado a uma atividade ou a um grupo de atividades (Resende, 1998).

$F \subset (P \times T) \cup (T \times P)$ é a relação de fluxo ou, o conjunto de arcos orientados,
 $\text{dom}(F) \cup \text{amplitude}(F) = P \cup T$, isto é, não existem lugares ou transições isolados (ou não conectados),
 $W : F \rightarrow \mathbb{N}^+$ associa um peso positivo a cada arco,
 $M_0 : P \rightarrow \mathbb{N}$ é a marcação inicial.

Definição 2: (PP-net). Uma PN $N = [P, T, F, M_0]$ é uma PP-net se e somente se:

1. N é uma PN ordinária, segura e acíclica, sem “self-loops”,
2. N tem dois lugares especiais chamados de p_{start} e p_{stop} e duas transições especiais t_{start} e t_{stop} . O lugar p_{start} é um lugar de origem, isto é, não possui transição de entrada e t_{start} é sua única transição de saída. O lugar p_{stop} é um lugar absorvente, isto é, não possui nenhuma transição de saída e t_{stop} é sua única transição de entrada,
3. M_0 é a marcação inicial e tem apenas uma marca em p_{start} e todos os outros lugares são vazios,
4. M_F é a marcação final, que tem apenas uma marca em p_{stop} e todos os outros lugares vazios, e esta marcação é a única inoperante da rede,
5. Não existem transições inoperantes em M_0 .

Definição 3: (sistema PPC). A ênupla $S = [N, M, \{S^{(i)}\}, \{T^{(i)}\}, C, R]$ é um sistema PPC se e somente se:

1. N é uma PP-net,
2. $M = [P_M, T_M, F_M]$ forma um estado de máquina com o conjunto de m lugares $P_M = \{M_1, \dots, M_m\}$,
3. Para cada lugar M_i de M é associado um par de estados de máquinas $(S^{(i)}, T^{(i)})$, $S^{(i)} = [P_S^{(i)}, T_S^{(i)}, F_S^{(i)}]$ e $T^{(i)} = [P_T^{(i)}, T_T^{(i)}, F_T^{(i)}]$,
4. C é uma função que associa um número real não negativo a qualquer transição $N, M, S^{(i)}$ e $T^{(i)}$ para todo $i = 1, \dots, m$. Aqui, transições “start”, “stop”, “split” e “join” tem sempre o valor 0 associado,
5. R é uma função que associa, a cada transição operacional t de N , uma tripla $(M_i, p_S^{(i)}_j, p_T^{(i)}_k)$ de lugares de $M, S^{(i)}$ e $T^{(i)}$, isto é, se R associa $M_i \in M$ à t então, R também associa algum $p_S^{(i)}_j \in P_S^{(i)}$ e $p_T^{(i)}_k \in P_T^{(i)}$ à t .

Além de apresentar as definições acima, Kiritsis et al (1999) também afirmam que, para formar uma rede no sistema PPC, é necessário conectar cada transição operacional da PP-net com arcos bidirecionados que levam a três lugares dados pelo mapeamento R , o que faz a modelação das pré-condições da operação relacionada à transição.

2.1.1. Estimação de custos através do sistema PPC

Segundo Kiritsis et al (1999), para fazer a estimação de custos com um modelo de sistema PPC é necessário analisar a árvore de alcançabilidade da PN associada, e escolher nela o menor caminho para a solução desejada.

Na árvore de alcançabilidade de um sistema PPC, os arcos possuem uma classificação intimamente ligada às transições e, o plano de processos é dado por um caminho, ou seja, por uma seqüência de transições, que deve começar na marcação inicial e terminar num ponto (nó) final. Este ponto pode ser qualquer um, desde que tenha uma marca em p_{stop} .

O custo de cada operação é dado por um número real associado a cada transição, que pode corresponder a uma máquina, tempo de configuração/preparação ou troca de ferramenta. O custo total do plano de processos pode então ser calculado como a soma desses valores, no correspondente caminho escolhido. O custo ótimo é finalmente obtido escolhendo-se um caminho cujos pesos dos arcos sejam mínimos, o que pode ser encontrado através de alguma ferramenta de análise de PN's. No trabalho de Kiritsis et al, a ferramenta utilizada foi a INA (“Integrated Net Analyzer”).

O único problema apontando, na análise da árvore de alcançabilidade de um sistema PPC, é que todos os possíveis eventos do sistema estudado são modelados e acabam aparecendo também na árvore de alcançabilidade, o que acarreta o aparecimento de um número muito grande de estados e arcos, dificultando a busca pelo melhor caminho.

2.1.2. Estimação de custos através da PP-net generalizada

Ainda seguindo o trabalho de Kiritsis et al (1999), o problema citado no final do subtópico anterior pode ser evitado através do uso da PP-net generalizada, que tornará possível que apenas os eventos necessários ou promissores sejam considerados.

Para conseguir modelar o custo total em um plano de processos, devemos introduzir informações importantes à PP-net. Podemos então distinguir quatro tipos de custo:

- Custo da usinagem, que depende principalmente do tempo que uma máquina é usada para uma operação particular na manufatura,
- Custo do transporte de peças de uma máquina para outra,
- Custo do tempo de preparação/configuração de uma máquina e
- Custo da troca de ferramenta em uma máquina.

Esses custos são incorporados dentro da PP-net generalizada através de informações ligadas às transições da PP-net, informações estas que consistem em novas definições para os estados do sistema estudado. O método de trabalho consiste de quatro fases distintas:

- Fase 1: entrada dos dados do planejamento de processos, isto é, de todas as operações, máquinas, tempos de setup aproveitáveis (para cada máquina) e ferramentas (de cada máquina),
- Fase 2: entrada das pré-condições de cada operação,
- Fase 3: construção da PP-net generalizada, através de uma PP-net e de dados anteriores,
- Fase 4: obtenção do caminho cujos pesos dos arcos sejam mínimos, através da árvore de alcançabilidade da PP-net generalizada.

Uma vantagem das técnicas propostas por Kiritsis et al (1999) é que elas são baseadas em modelos genéricos de PN e apenas dados do planejamento de processos precisam ser informados como entrada. O que se observa na aplicação das mesmas é que, enquanto a primeira oferece um modelo de fácil entendimento que pode ser utilizado com as ferramentas de trabalho já existentes, a segunda é mais eficiente no tempo de resposta. Nota-se também que não existe um único plano de processos ótimo.

3. Modelo de um plano de processos em rede de Petri

As Figuras (1) e (2) (Inamasu, 1995) ilustram um plano de processos de fabricação de uma determinada peça P (folha de processos), e seu respectivo modelo em rede de Petri. Considerou-se a existência de seis máquinas para a execução desse plano, listadas a seguir:

- m1: Torno CN convencional com placa pneumática adaptada para usinagem interna;
- m2: Torno CN com placa pneumática adaptada para usinagem interna, utilizado preferencialmente para usinagem cônica;
- m3: Torno CN com placa pneumática adaptada para usinagem externa;
- m4: Torno CN com duas placas pneumáticas, uma adaptada para usinagem interna e outra para a externa;
- m5: Retífica CN com placa pneumática e,
- m6: Fresadora CN com placa pneumática para fixação de peças de revolução.

Os processos, apesar de hipotéticos, representam uma situação que pode ocorrer com relativa frequência.

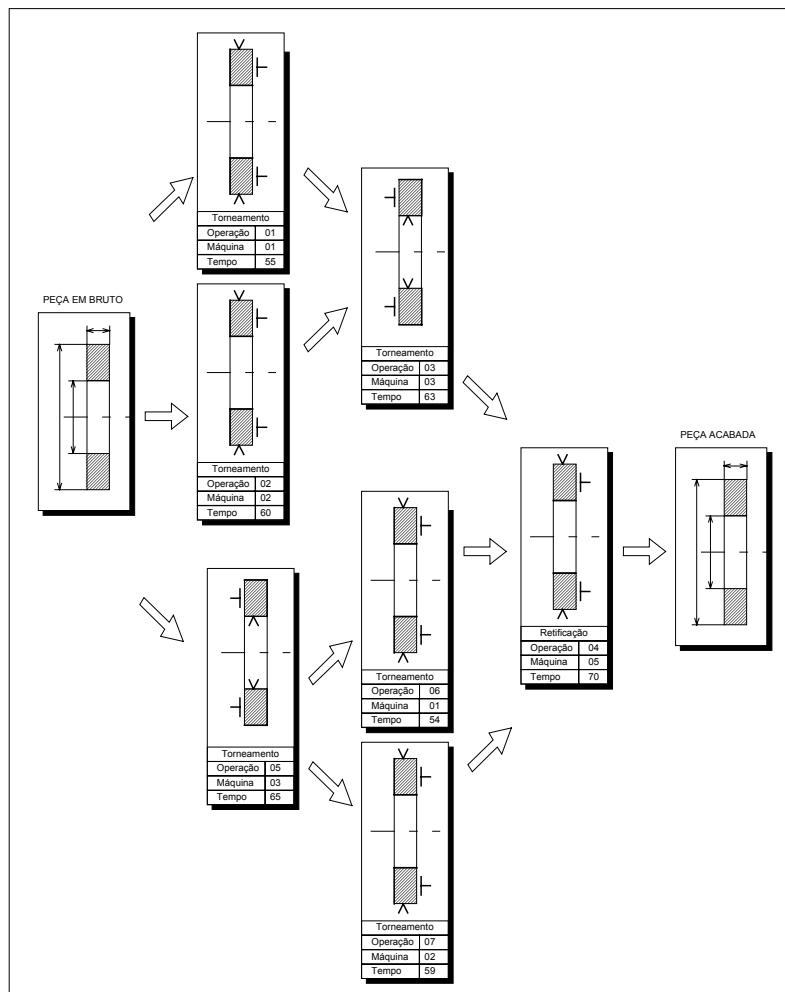


Figura 1. Folha do plano de processos de fabricação da peça P.

A folha de plano de processos colocada na Fig. (1) possui as seguintes informações:

- Esboço da peça bruta e acabada;
- Nome da operação que está sendo efetuada na peça;
- Número da operação;
- Número da máquina que está sendo utilizada na operação;
- Tempo de processamento da peça na referida máquina;
- Posição de inserção da peça em uma determinada máquina, para que seja realizada uma dada operação e,
- Possíveis seqüências de operações para que a peça bruta torne-se acabada.

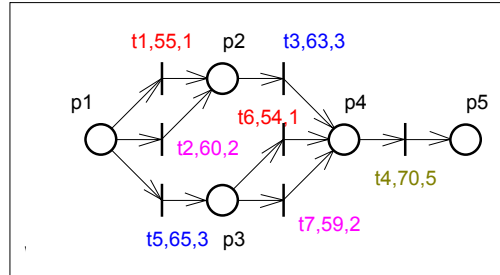


Figura 2. Modelo, em rede de Petri, do plano de processos da Fig. (1).

O modelo em rede de Petri apresentado na Fig. (2) possui, em suas transições, informações sobre: tempo de disparo (relacionado ao tempo de processamento de uma peça em uma determinada máquina) e, número da máquina.

4. Considerações sobre o Petri Net Tools 2000

De acordo com Soares (2001), a plataforma do PNTools 2000 pode ser dividida em dois módulos principais. O primeiro consiste no módulo de edição ou, de interface com o usuário. O segundo é o de análise e simulação onde são realizadas as operações matemáticas. A ligação entre esses dois módulos é uma estrutura de parâmetros que especifica a rede em L/T, isto é, qualquer modelo editado em outro tipo de rede baseado em PN é convertido para uma estrutura do tipo L/T. Assim sendo, para que essa estrutura possa ser aproveitada em PN's Estocásticas, que são o foco deste trabalho, precisa acontecer a passagem de parâmetros adicionais nos elementos Lugar, Transição e Arco, através dos quais são transmitidos dados que podem ser convenientemente interpretados pelo módulo de análise.

O módulo de edição, que fornece a interface para editar graficamente a rede, trabalha com o “template” (Fig. (3)). Neste, existe o padrão gráfico da rede que o usuário do aplicativo pretende utilizar, bem como as funções para cada elemento.

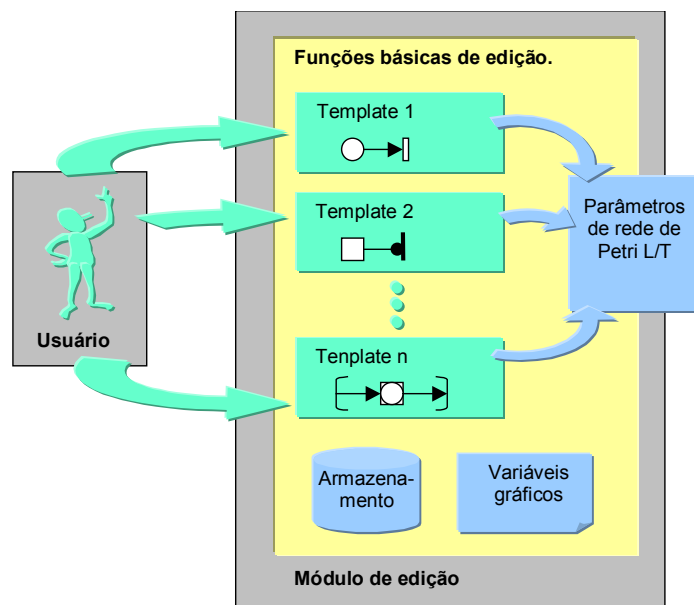


Figura 3. Ilustração conceitual do “template” para a plataforma.

Para construir um novo “template” é necessário que a equivalência da rede a ser trabalhada com a PN L/T esteja bem definida.

Como se pode observar na Fig. (4), o módulo de edição transmite ao módulo de análise e simulação os parâmetros matemáticos da rede, como os conjuntos de Lugares, Transições e etc., além de passar também parâmetros adicionais que possam ser associados aos elementos da PN L/T.

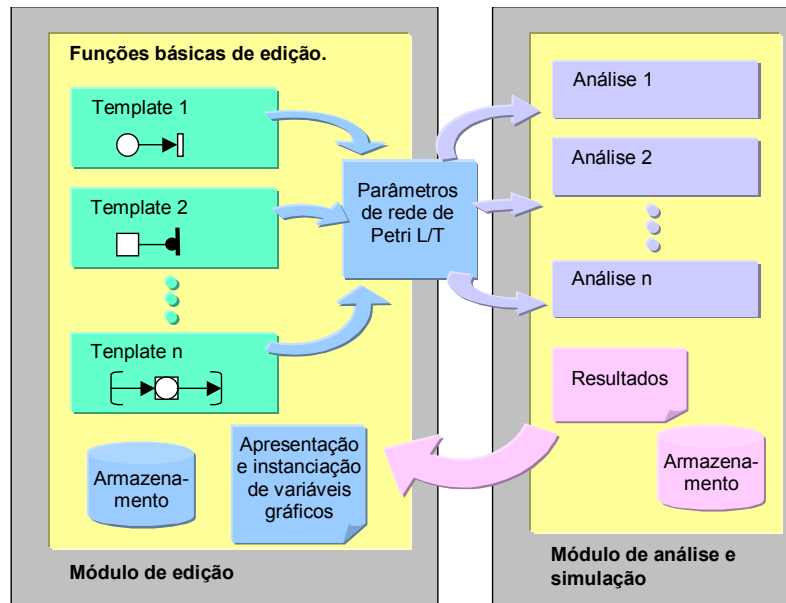


Figura 4. Módulo de Análise e de Simulação.

5. Conclusão

A estrutura do PNTTools permite a implementação de um novo “template” para PN Estocástica, desde que a equivalência entre esta e a PN L/T esteja formalizada. Isso proporcionará a análise de custos em sistemas de manufatura, utilizando os métodos descritos no item 2. Com relação aos parâmetros a serem transmitidos (ver item 3), além dos habituais haverá também a passagem de um adicional, referente ao custo de cada operação do sistema. Esse parâmetro deve ser associado à transição, na PN L/T. Deve-se observar que o custo das operações substitui os tempos de disparo das transições na PN Estocástica, por isso é que se pode utiliza-la para encontrar as equivalências necessárias com a PN L/T.

O novo “template” permitirá ao usuário a edição, modelagem e análise de modelos envolvendo custos, onde as mesmas análises aplicadas à PN L/T poderão ser utilizadas como, por exemplo, a árvore de alcançabilidade, que é utilizada tanto através do sistema PPC, como através da PP-net generalizada.

A real implementação desse modelo poderá ocorrer juntamente com o desenvolvimento da dissertação de Mestrado do autor principal deste trabalho.

6. Agradecimentos

Agradeço ao meu orientador, Prof. Dr. Ricardo Yassushi Inamasu, pela orientação e amizade e, a CAPES, pelo apoio dado ao presente trabalho.

7. Referências

- Cecil, J.A., Srihari, K. and Emerson, C.R., 1992, “A Review of Petri Net Applications in Manufacturing”, The International Journal of Advanced Manufacturing Technology, Vol. 7, No. 3, pp. 168-177.
- Desrochers, A.A. and Al-Jaar, R.Y., 1994, “Applications of Petri Nets in Manufacturing Systems: modeling, control and performance analysis”, IEEE Press, New Jersey, USA, 348 p.
- Feng, C-X, Kusiak, A. and Huang, C-C, 1996, “Cost Evaluation in Design with Form Features”, Computer-Aided Design, Vol. 28, No. 11, pp. 879-885.
- Inamasu, R.Y., 1995, “Modelo de FMS: uma plataforma para simulação e planejamento”, Tese apresentada à Escola de Engenharia de São Carlos, Universidade de São Paulo, São Carlos, Brasil, 134 p.
- Kiritsis, D., Neuendorf, K. and Xirouchakis, P., 1999, “Petri Net Techniques for Process Planning Cost Estimation”, Advances in Engineering Software, Vol. 30, pp. 375-387.
- Kiritsis, D. and Porchet, M., 1996, “A Generic Petri Net Model for Dynamic Process Planning and Sequence Optimization”, Advances in Engineering Software, Vol. 25, pp. 61-71.
- Kruth, J.P. and Detand, J., 1992, “A CAPP System for Nonlinear Process Plans”, CIRP Annals, Vol. 41, No. 1, pp. 489-492.

- Liebers, A. and Kals, H.J.J., 1997, "Cost Decision Support in Product Design", CIRP Annals, Vol. 46, No. 1, pp. 107-112.
- Murata, T., 1989, "Petri Nets: Properties, Analysis and Applications", Proceedings of the IEEE, Vol. 77, No. 4, pp. 541-580.
- Novaski, O., 1991, "Custos de Usinagem", Editora da UNICAMP, Campinas, Brasil, 149 p.
- Resende, J.A.M., 1998, "Uso dos Dados do Sistema de Custeio por Absorção para a Implantação do Sistema de Custeio Baseado em Atividades", Dissertação apresentada à Escola de Engenharia de São Carlos, Universidade de São Paulo, São Carlos, Brasil, 103 p.
- Soares, J.B., 2001, "Editor de Modelos de Sistemas de Eventos Discretos, Baseado em Redes de Petri Interpretadas", Dissertação apresentada à Escola de Engenharia de São Carlos, Universidade de São Paulo, São Carlos, Brasil, 56p.
- Srihari, K. and Emerson, C.R., 1990, "Petri Nets in Dynamic Process Planning", Computer & Industrial Engineering, Vol. 19, pp. 447-451.

PROCESSES PLANNING AND COSTS ESTIMATION IN MANUFACTURING SYSTEMS USING PETRI NETS WITH THE PROPOSAL OF A TEMPLATE MODEL IMPLEMENTATION IN PETRI NET TOOLS 2000 EDITOR/SIMULATOR

Andrea Ribari Yoshizawa da Silva

Universidade de São Paulo - USP
Depto de Engenharia Mecânica da EESC
Núcleo de Manufatura Avançada – NUMA
Laboratório de Simulação e Controle de Sistemas Discretos
Av. Trabalhador Sancarlene, 400 – Parque Arnold Schmidt – São Carlos – SP – CEP 13566-590
arys@sc.usp.br

Arthur José Vieira Porto

Universidade de São Paulo - USP
Depto de Engenharia Mecânica da EESC
Núcleo de Manufatura Avançada – NUMA
Laboratório de Simulação e Controle de Sistemas Discretos
Av. Trabalhador Sancarlene, 400 – Parque Arnold Schmidt – São Carlos – SP – CEP 13566-590
ajvporto@sc.usp.br

Ricardo Yassushi Inamasu

Centro Nacional de Pesquisa e Desenvolvimento de Instrumentação Agropecuária - CNPDIA
Empresa Brasileira de Pesquisa Agropecuária - EMBRAPA
Rua Quinze de Novembro, 1452 – Parque Santa Mônica – São Carlos – SP – CEP 13561-160
ricardo@cnpdia.embrapa.br

Abstract. This paper presents a manufacturing systems cost estimation analysis, using Petri nets and suggests an implementation in the Petri Net Tools 2000 edition/simulation software, developed by the Simulation Group of the NUMA (Nucleus of Advanced Manufacture) in USP-SC (University of São Paulo - São Carlos). The main feature of this new editor is its basis on framework concepts that allows the user to create a new graphic interface, called template, and also Petri net macros. This editor/simulator, which has an open architecture, is based in Place/Transition Petri net. However, due to its characteristics, one is able to implement other types of net, also based in Petri net, with the adding of new graphical and analytical methods. Petri nets are applicable in the control modeling of Discrete Events Systems besides enable manufacturing processes programming and optimization. The paper also suggests a future work, a new template model, which has to be implemented on PNTools 2000, capable to accomplish the necessary calculations for cost estimates and, to supply important results to a real planning.

Keyword: PP-net, manufacturing systems costs, cost planning.

MODELO DE IMPLEMENTAÇÃO DE UM TEMPLATE PARA REDE DE PETRI VIRTUAL APLICADA A SISTEMAS DE MANUFATURA AUTOMATIZADOS.

Patrícia Ferraz

Universidade de São Paulo – USP
Escola de Engenharia de São Carlos – EESC
Núcleo de Manufatura Avançada - NUMA
Av. Trabalhador Sancarlene, 400 – São Carlos/SP – Brasil CEP 13566-590
E-mail: pferraz@sc.usp.br

Ricardo Yassushi Inamasu

Centro Nacional de Pesquisa e Desenvolvimento de Instrumentação Agropecuária – CNPDIA
Empresa Brasileira de Pesquisa Agropecuária – EMBRAPA
Rua Quinze de Novembro, 1452 - São Carlos/SP – Brasil CEP 13561-160
E-mail: ricardo@cnpdia.embrapa.br

Arthur José Vieira Porto

Universidade de São Paulo – USP
Escola de Engenharia de São Carlos – EESC
Núcleo de Manufatura Avançada - NUMA
Av. Trabalhador Sancarlene, 400 – São Carlos/SP – Brasil CEP 13566-590
E-mail: ajvporto@sc.usp.br

Resumo. Desde a última década, observa-se um grande avanço no desenvolvimento da rede de Petri (PN) como ferramenta de modelagem, análise e controle de sistemas de eventos discretos com vistas a sistemas automatizados de manufatura. Sua utilização, na representação de sistemas complexos, produz modelos com grande número de elementos gráficos, de difícil construção, interpretação e análise. Em função desses aspectos, algumas extensões de rede de Petri têm sido propostas, como: PN Colorida, PN Modular, PN Orientada a Objetos entre outras. PN Virtual, criado por Inamasu (1995) e formalizada por Morandin (1999), é uma nova extensão que permite a modelagem de sistemas complexos de forma modularizada, mais intuitiva e mais próxima dos elementos encontrados em sistemas de manufatura (ex. AGV – Veículo Auto Guiado, estação de trabalho, etc.). A montagem do modelo geral, que representa o sistema completo, segue conceitos intercambiáveis. Essa nova extensão permite a reutilização dos modelos já existentes e auxilia na construção de outros similares. O presente trabalho propõe a implementação de um novo template baseado em PN Virtual para o editor e simulador de redes de Petri, Petri Net Tools 2000.

Palavras chave: Rede de Petri, Rede de Petri Virtual, Sistema de Manufatura.

1. Introdução

Rede de Petri (PN) é uma poderosa ferramenta de modelagem gráfica e matemática que tem sido amplamente utilizada em simulação, análise e controle de sistemas de manufatura automatizados (Inamasu, 1995; Morandin et al, 2000; Morandin, 1999; Cecil et al, 1992 e Wang, 1996). Tem sua origem na dissertação de Carl Adam Petri, submetida em 1962 a Faculdade de Matemática e Física da Universidade Técnica de Darmstadt, Alemanha Ocidental (Murata, 1989). Desde então, PN tem sido analisada, modificada e estendida com o propósito de aumentar sua aplicabilidade a sistema de eventos discretos.

Sistemas reais produz modelos grandes, com muitos elementos, tornando sua análise e interpretação uma tarefa difícil (Righini, 1993). Visando solucionar esse problema, algumas extensões de PN foram propostas, como PN Modular, PN Orientada a Objetos, entre outras (Wang, 1996). PN Virtual é mais nova extensão de rede de Petri criada por Inamasu (1995) e desenvolvida por Morandin (1999). Com ela é possível modularizar um sistema de manufatura automatizado através de seus elementos, propondo um método de associação dos modelos gerados, facilitando a modelagem de sistemas complexos.

Petri Net Tools 2000 é um editor e simulador gráfico de redes de Petri, com características de um software aberto, ou seja, permite a inclusão de novas funcionalidades (templates). Seu módulo básico é composto por ferramentas de edição de gráficos e de análise de PN Lugar / Transição.

Através de templates, é possível a adição (implementação) de novas ferramentas de edição e análise de extensões de redes de Petri. A Figura 1 mostra a tela inicial do editor que possibilita a escolha do template (extensão de rede de Petri) que se deseja trabalhar.

Atualmente o editor possui templates para as seguintes extensões de rede de Petri:

Rede de Petri Lugar / Transição Modular;
MFG / PFS;

SFC e
Programação de PLC.

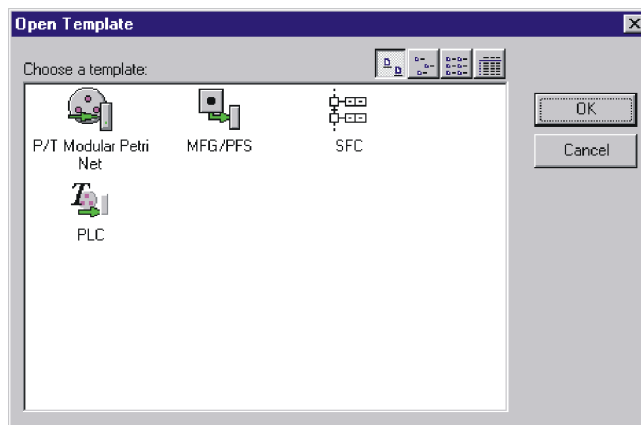







Figura1. Tela inicial do Petri Net Tools 2000.

Esse trabalho propõe um modelo de implementação de um template para PN Virtual aplicado a Sistemas de Manufatura Automatizados, visando ser uma ferramenta computacional que facilite a edição gráfica e auxilie as técnicas de análise.

2. Componentes de uma rede de Petri Lugar/Transição

Murata (1989), define rede de Petri como grafo bipartido, direcionado, constituído por três elementos: lugares (P), transições (T) e arcos (F). Arcos saem de um lugar para uma transição e de uma transição para um lugar. O seu estado inicial é chamado de Marcação Inicial (M_0). Lugares são representados graficamente por círculos e transições por barras ou caixas retangulares. Os arcos são rotulados com seu peso (número inteiro positivo), pesos unitários são usualmente omitidos. Uma marcação é denotada por M, um vetor com m posições, onde m é o número total de lugares. Uma marcação designa para cada lugar um inteiro não-negativo. Se uma marcação designa para um lugar p um inteiro não-negativo k, dizemos que p é marcado com k marcas. Marcas são pontinhos pretos que percorrem os lugares da rede.

A definição de rede de Petri Lugar / Transição N é dada por uma quintupla: $N = (P, T, F, W, M_0)$, onde:

| | | |
|--|------------------------------------|---|
| $P = \{p_1, p_2, \dots, p_n\}$ | é um conjunto finito de lugares |  |
| $T = \{t_1, t_2, \dots, t_n\}$ | é um conjunto finito de transições |  |
| $F = (P \times T) \cup (T \times P)$ | é um conjunto de arcos |  |
| $W: F \rightarrow \{1, 2, 3, \dots\}$ | é a função peso |  |
| $M_0: P \rightarrow \{0, 1, 2, 3, \dots\}$ | é a marcação inicial dos lugares |  |
| $P \cap T = \emptyset$ e $P \cup T = N$ | | |

2.1. Estação de máquina CNC (comando numérico computadorizado) modelado com PN Lugar / Transição

Aqui uma estação é considerada como uma entidade que possui uma área de alcance de trabalho em comum com o sistema de transporte, onde um veículo pode estacionar para realizar uma atividade relacionada com a entidade. Considere que a estação de máquina CNC é constituída por uma máquina CNC, armazenamento local de peça (*buffer*) e meio de carregamento e descarregamento de peça de e para um veículo transportador como um AGV (veículo autoguiado).

Para modelar uma rota de uma peça numa estação de máquina CNC é necessário considerar posições da peça antes e depois da operação da máquina. Considere que a peça chegue sobre o AGV e há um manipulador para a operação de carga e descarga, conforme a Fig. (2).

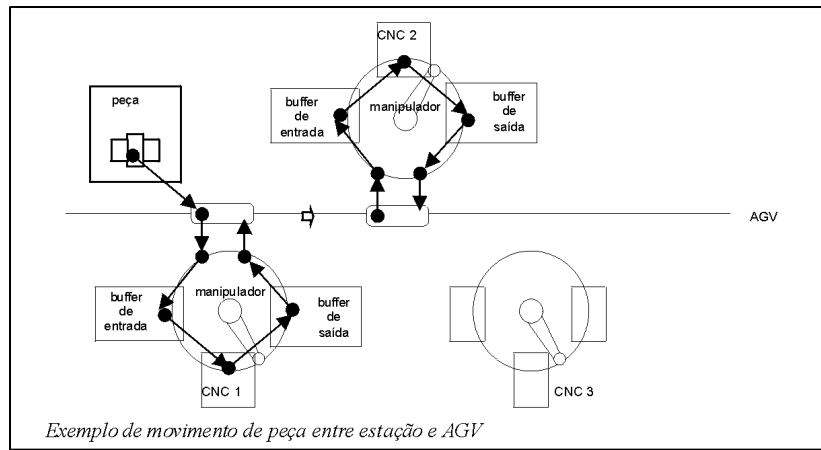
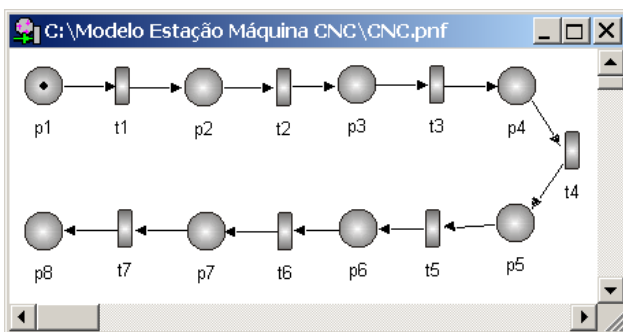


Figura 2. Exemplo de movimento de peça entre estação e AGV.



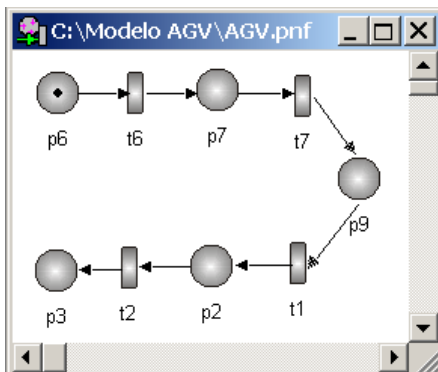
| | |
|---------|---------------------------------------|
| t1 | Descarregar peça do PAL do AGV |
| t2 e t5 | Carregar peça no buffer da máquina |
| t3 | Colocar peça no interior da máquina |
| t4 | Operação da máquina |
| t6 | Descarregar peça do buffer da máquina |
| t7 | Carregar peça para PAL do AGV |
| p3 e p6 | Peça sobre o buffer da máquina |
| p2 e p7 | Peça na garra do manipulador |
| p4 | Peça pronta para operação da máquina |
| p5 | Peça pronta |
| P1 e p8 | Peça sobre o AGV |

Figura 3. Estação de Máquina CNC modelada utilizando PN Lugar / Transição (Inamasu, 1995).

No modelo apresentado na Fig. (3), a marca representa uma peça no sistema, considerando sua rota na estação antes e depois da operação da máquina CNC. A marcação inicial representa uma peça no PAL (posição de armazenamento local em um “buffer”) do AGV com destino à máquina. A primeira operação é o descarregamento da peça do AGV pelo manipulador da estação. A última operação é o carregamento da peça pronta, após sofrer a operação na máquina CNC, no AGV. É interessante notar que o AGV não faz parte da estação, não se sabe o número deles no sistema, nem qual fará o transporte de uma peça. A única certeza é que haverá um AGV no sistema e um local apropriado para carregar e descarregar uma peça.

2.2. AGV modelado com PN Lugar / Transição

Na Fig. (4) temos o sistema transportador modelado, AGV, em PN Lugar / Transição:



| | |
|---------|---------------------------------------|
| t6 | Descarregar peça do buffer da máquina |
| t7 | Carregar peça para PAL do AGV |
| t1 | Descarregar peça do PAL do AGV |
| t2 | Carrega peça no buffer da máquina |
| p9 | Peça sobre o AGV |
| p2 e p7 | Peça transferida por manipulador |
| p3 e p6 | Estado do buffer da máquina |

Figura 4. AGV modelado em PN (Inamasu, 1995).

Esse modelo descreve as operações de carga e descarga de um AGV, que transporta peça de uma estação a outra. A marcação inicial representa uma peça no buffer de uma máquina. O lugar p7 representa o manipulador tirando a peça do buffer da máquina para o AGV, o lugar p2 é o inverso. Nesse modelo, uma marca representa uma peça.

3. Rede de Petri Virtual

Rede de Petri Virtual é a mais nova extensão de PN criada por Inamasu (1995) e formalizada por Morandin (1999). Sua utilização permite a construção de modelos de um sistema complexo em módulos e de um método de montagem geral do modelo representativo do sistema completo. Permitirá também a reutilização dos modelos na modelagem de sistemas de manufatura similares.

A rede de Petri Virtual tem como elementos principais e adicionais os nós virtuais (lugares e transições virtuais). Os *nós virtuais* são os nós do modelo através dos quais a associação com outros modelos será realizada. São chamados de virtuais porque referenciam elementos de outros modelos e não faz parte do objeto modelado.

Morandin (1999) traz a definição de PN Virtual mostrada a seguir. Seja VN uma PN Virtual, temos que $VN = (VP, VT, VF, VW, VM_0)$, onde:

- $VP = vP \quad P$ é o conjunto finito de lugares objetos
- $VT = vT \quad T$ é o conjunto finito de transições objetos
- $VF = vF \quad F$ é o conjunto finito de arcos objetos
- $VW : vF$ é a função objeto de pesos
- $VM_0 : vP \quad \{0, 1, 2, \dots\}$ é o estado inicial da rede
- $VP \quad VT \quad ; VP \quad T \quad ; P \quad VT \quad e P \quad T$
- $VP \quad VT = P \quad VT = VP \quad T = P \quad T =$

- $vP = \{vp_{1+n}, vp_{2+n}, \dots, vp_p\}$ é o conjunto finito de lugares virtuais
- $vT = \{vt_{1+n}, vt_{2+n}, \dots, vt_q\}$ é o conjunto finito de transições virtuais
- $vF \quad (vP \times vT) \quad (vT \times vP) \quad (P \times vT) \quad (vT \times P) \quad (vP \times T) \quad (T \times vP)$ é o conjunto de arcos virtuais
- $vW : vF \quad \{1, 2, 3, \dots\}$ é uma função peso
- $vM_0 : vP \quad \{0, 1, 2, \dots\}$ é a marcação dos lugares virtuais

Podemos considerar também:

- $v(p_k)$ é o conjunto de transições virtuais de entrada do lugar p_k
- p_k é o conjunto de transições de entrada do lugar p_k
- $v(p_k)$ é o conjunto de transições virtuais de saída do lugar p_k
- p_k é o conjunto de transições de saída do lugar p_k
- $v(vp_i)$ é o conjunto de transições virtuais de entrada do lugar virtual vp_i
- vp_i é o conjunto de transições de entrada do lugar virtual vp_i
- $v(vp_i)$ é o conjunto de transições virtuais de saída do lugar virtual vp_i
- vp_i é o conjunto de transições de saída do lugar virtual vp_i

Note que na Fig. (5), os nós reais são representados na cor cinza e o nós virtuais na cor branca.

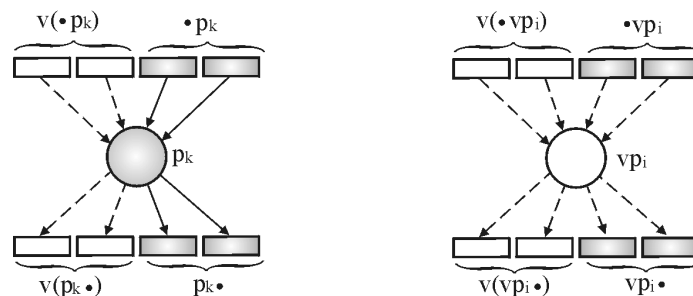


Figura 5. Representação de lugares e transições numa PN Virtual.

- t_k é o conjunto de lugares de entrada da transição t_k
- $v(t_k)$ é o conjunto de lugares virtuais de entrada da transição t_k
- $v(t_k)$ é o conjunto de lugares virtuais de saída da transição t_k
- t_k é o conjunto de lugares de saída da transição t_k
- vt_i é o conjunto de lugares de entrada da transição virtual vt_i
- $v(vt_i)$ é o conjunto de lugares virtuais de entrada da transição virtual vt_i
- $v(vt_i)$ é o conjunto de lugares virtuais de saída da transição virtual vt_i
- vt_i é o conjunto de lugares de saída da transição virtual vt_i

Para utilizar PN Virtual, é necessário identificar todas as classes-objetos que representarão os elementos físicos do sistema. Uma classe descreve e implementa todos os métodos que caracterizarão o comportamento das instâncias. Um objeto é uma instância de uma classe-objeto. Um objeto é formado por nós (lugares e transições), arcs, nós virtuais (lugares e transições virtuais) e arcs virtuais.

Uma nova notação é adotada para identificar os nós reais e virtuais da rede:

$$[\text{nó}] [\text{classe}] [\text{objeto}] | [\text{identificador}] \tag{1}$$

Conforme a Notação (1), temos para um lugar i de objeto a da Classe A , $p_{A\ a\ i}$ e para transição, $t_{A\ a\ i}$. Ou simplesmente uma notação curta, $p_{a\ i}$ e $t_{a\ i}$, respectivamente.

$$[\text{nó virtual}] [\text{classe}] [\text{objeto}] | [\text{identificador}] \rightarrow [\text{nó alvo}] | [\text{identificador}] \tag{2}$$

Na Notação (2), temos para um lugar virtual i de objeto a da Classe A que é alvo do lugar i do objeto b , $vp_{a\ i \rightarrow b\ i}$.

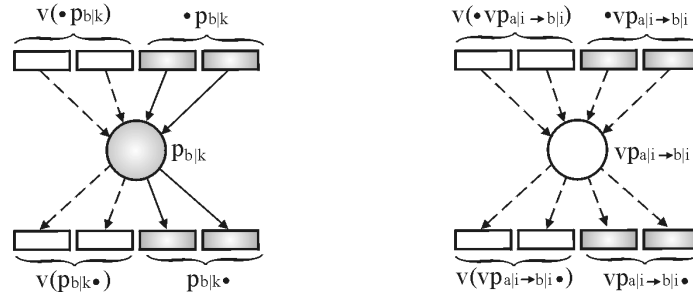


Figura 6. Representação de lugares e transições numa PN Virtual, utilizando notação amplificada.

A montagem dos objetos modelados é realizada considerando-se os nós virtuais. Todos os nós virtuais que são alvos uns dos outros, ou que têm alvos em outros elementos, serão representados por um único novo nó. Os demais nós permanecerão conforme foram modelados.

3.1. Associação do modelo do AGV e da Estação de Máquina CNC

A Figura (7) associa duas Estações CNC (CNC1 e CNC2) e dois AGV's (AGV1 e AGV2), modelado com rede de Petri Lugar / Transição; é feita uma associação dos modelos apresentados nas Figs. (3) e (4). A estratégia usada na associação entre esses modelos baseia-se na união da PAL de um com a PAL de outro, onde elementos de controle são adicionados que permitiram o uso de uma Estação CNC ou de um AGV por uma única peça de cada vez.

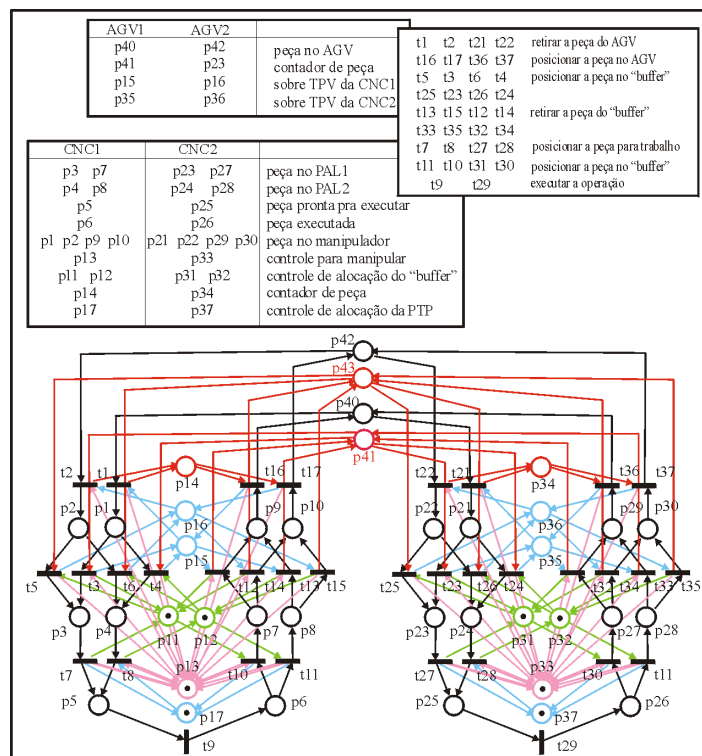


Figura 7. Associação entre duas Estações CNC e dos AGV's modelado com rede de Petri Lugar / Transição (Inamasu, 1995).

A Figura (7) apresenta a modelagem de parte de um sistema de manufatura, com a associação de alguns de seus elementos (estação CNC e AGV) utilizando rede de Petri Lugar / Transição. É uma pequena mostra do que resultaria a modelagem completa de um sistema real, aonde a quantidade de elementos gráficos impossibilitaria sua interpretação e análise. PN Virtual vem em auxílio ao problema de explosão gráfica.

Veremos a seguir os mesmos elementos apresentados no trabalho utilizando PN Virtual.

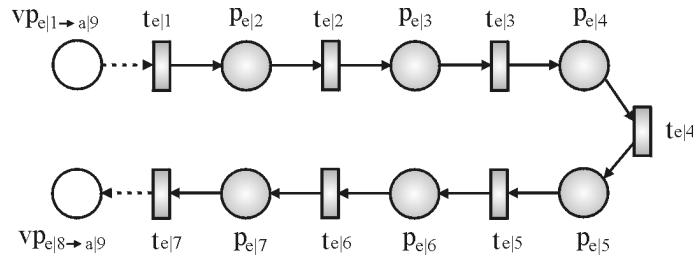


Figura 8. Modelo da Estação Máquina CNC modelada utilizando PN Virtual.

A figura acima representa o modelo apresentado na Fig. (3) modelado em PN Virtual. Os nós $vp_{e1 \to a9}$ e $vp_{e8 \to a9}$ são virtuais porque referenciam o nó p_{a9} que representa o buffer do modelo do AGV.

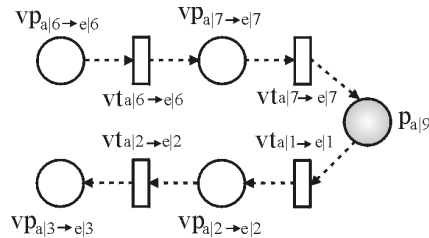


Figura 9. Modelo do AGV modelado utilizando PN Virtual.

O modelo acima é o equivalente ao modelo da Fig. (4) modelado em PN Virtual. Nesse caso, os nós virtuais representam a ação do manipulador que pertence a Estação e esse motivo são virtuais.

A Figura (10) apresenta o modelo equivalente ao apresentado na Fig. (7) utilizando PN Virtual. Nota-se que a quantidade de elementos necessários é bastante inferior o que comprova as características já citadas a respeito da técnica. Os nós e_1 e e_2 são nós adicionais de controle.

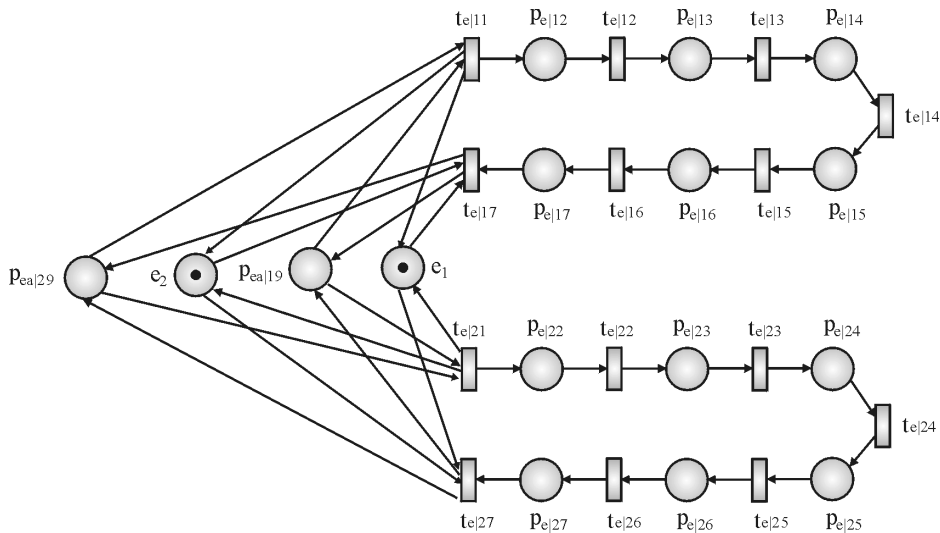


Figura 10. Associação de duas Estações CNC e AGV's utilizando PN Virtual.

Pode-se verificar a integridade do modelo observando o modelo final e os modelos produzidos. Todos os elementos que existiam originalmente nos módulos, continuam existindo; ainda que possam ter uma denominação ligeiramente diferente das originais.

Como a PN resultante é um PN Lugar / Transição, não contendo mais elementos virtuais, pode-se então empregar as técnicas de análise de PN para avaliar conflitos, vida, limitação, persistência, etc.

4. Petri Net Tools 2000 (PNTools)

Petri Net Tools 2000 é um editor e simulador gráfico de redes de Petri, que incorpora características de um software aberto, ou seja, permite a inclusão de novas funcionalidades, como a adição de outras extensões de redes de Petri, utilizadas na modelagem, simulação e controle de sistemas de eventos discretos.

O funcionamento do Editor é composto de dois módulos, conforme figura abaixo:

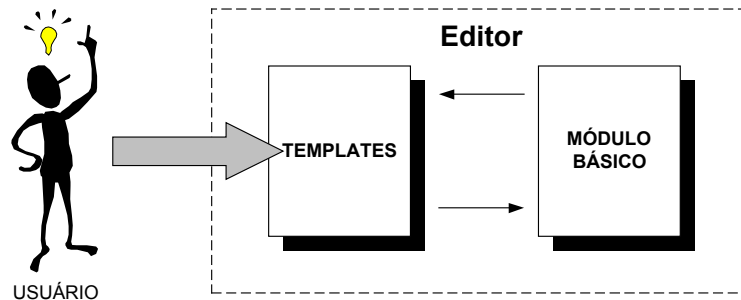


Figura 11. Modelo geral de funcionamento do editor.

O módulo básico é composto por ferramentas de edição de gráficos e por ferramentas de análise de PN Lugar / Transição. Elas são usadas pelos usuários independente do template que ele esteja trabalhando.

O PNTools é composto por diferentes Templates, que diferenciam e personalizam o seu funcionamento. Eles podem ser utilizados em diversos contextos, como para adicionar recursos gráficos, metodologias de análise ou ferramentas de modelagem. Nesse contexto, os templates fornecem ao editor a possibilidade de implementar novas extensões de PN.

O editor foi desenvolvido utilizando o paradigma da Programação Orientada a Objetos, aonde o reuso de código é fornecido, sendo valorizadas suas principais características, como abstração de dados, herança e o polimorfismo.

Apresentaremos na Fig. (12) um esquema bastante simples dos módulos que serão implementados, que viabilizem a implementação desse novo template.

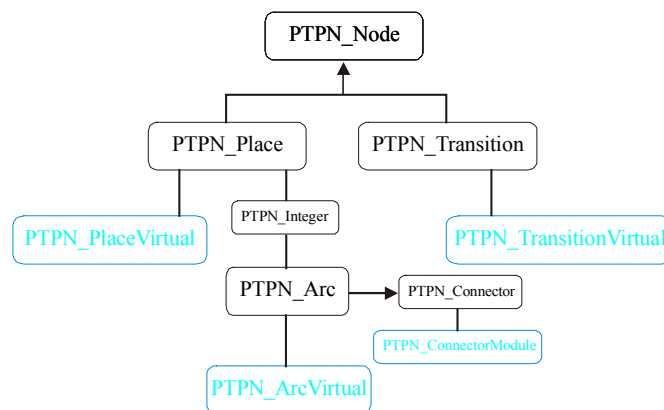


Figura 12. Esquema simplificado dos módulos necessários a implementação do novo template.

5. Conclusão

Esse trabalho inicializa a discussão de modelar um sistema de manufatura automatizado através de módulos que representem os elementos que compõem esse tipo de sistema e depois associá-los utilizando PN Virtual. No exemplo dado, temos uma estação de máquina CNC sendo alimentada por peças por dois AGV's, porém o objetivo é que todo o sistema seja modelado utilizando o mesmo princípio, para posteriormente serem simulados e associados de maneira similar.

A grande vantagem dessa técnica é o reaproveitamento dos módulos de um sistema em outro que utilize elementos semelhantes. A modularização provê uma abstração de um sistema complexo, facilitando a modelagem.

Futuramente, com a implementação do novo template baseado em PN Virtual ao software Petri Net Tools 2000, teremos uma ferramenta computacional, que facilitará a edição de cada um dos módulos, que assegure a correta denominação de "nós" correspondentes em diferentes módulos e, principalmente, desempenhe a sistemática de associação dos módulos, para permitir a análise do modelo geral do sistema.

Esse trabalho propõe viabilizar, como ferramenta computacional, a nova extensão de rede de Petri desenvolvida recentemente. A conclusão desse trabalho deverá ser apresentada em novas publicações.

6. Referências

- Cecil, J.A, Srihari, K. and Emerson, C.R., 1992, "A review of Petri-net applications in manufacturing", The International Journal of Advanced Manufacturing Technology, Vol. 7, pp. 168-177.
- Inamasu, R.Y., 1995, "Modelo de FMS: Uma plataforma para simulação e controle", Tese de doutorado apresentada na Escola de Engenharia de São Carlos – EESC/USP, São Carlos, Brasil, 230 p.
- Morandin Jr., O., 1999, "Metodologia de modelagem de sistemas automatizados de manufatura, utilizando rede de Petri Virtual", Tese de doutorado apresentada na Escola de Engenharia de São Carlos – EESC/USP, São Carlos, Brasil, 127 p.
- Morandin Jr., O., et al, 2000, "A modular modeling approach for automated manufacturing systems based on shared resources and process planning using Petri Nets", Proceedings of IEEE International Conference on Systems, Man and Cybernetics, United States, pp. 3057-3062.
- Murata, T., 1989, "Petri Net – properties, analysis and applications", Proceedings of the IEEE, Vol. 77, No. 4, pp. 541-580.
- Righini, G., 1993, "Modular Petri nets for simulation of flexibel production system", International Journal of Production Research, Vol. 31, No. 10, pp. 2463-2477.
- Wang, L.C., 1996, "Object-oriented Petri nets for modeling and analysis of automated manufacturing systems", Computer Integrated Manufacturing Systems, Vol. 26, No. 2, pp. 111-125.

IMPLEMENTATION MODEL OF A VIRTUAL PETRI NET TEMPLATE, APPLIED TO AUTOMATED MANUFACTURING SYSTEMS

Patrícia Ferraz

Universidade de São Paulo – USP
 Escola de Engenharia de São Carlos – EESC
 Núcleo de Manufatura Avançada - NUMA
 Av. Trabalhador Sancarlense, 400 – São Carlos/SP – Brasil CEP 13566-590
 E-mail: pferraz@sc.usp.br

Ricardo Yassushi Inamasu

Centro Nacional de Pesquisa e Desenvolvimento de Instrumentação Agropecuária – CNPDIA
 Empresa Brasileira de Pesquisa Agropecuária – EMBRAPA
 Rua Quinze de Novembro, 1452 - São Carlos/SP – Brasil CEP 13561-160
 E-mail: ricardo@cnpdia.embrapa.br

Arthur José Vieira Porto

Universidade de São Paulo – USP
 Escola de Engenharia de São Carlos – EESC
 Núcleo de Manufatura Avançada - NUMA
 Av. Trabalhador Sancarlense, 400 – São Carlos/SP – Brasil CEP 13566-590
 E-mail: ajvporto@sc.usp.br

Abstract. Since last decade, Petri net has been presented as a potential tool to model, analyze and control Discrete Event Systems and to aid in design of automated manufacturing systems. The use of PN to represent complex systems does generate models with a profusion of graphic elements, which are not easy to construct, understand and analyze. Considering this, some PN extensions had been proposed, e.g.: Colored PN, Modular PN, Object Oriented PN and others. Virtual PN, developed by Inamasu (1995) and formalized by Morandin (1999), is a new extension of PN, which allows the modeling of complex systems in a modular manner, with more intuitiveness and closer to elements found in manufacturing systems (e.g. AGV – Automated Guided Vehicles, work station, etc.). The construction of the general model, which represents the complete system, follows interchangeable concepts. The new extension allows the reutilization of existents models and supports the construction of similar other. This work proposes the implementation of a new template, which is based in Virtual PN, to the Petri net editor and simulator Petri Net Tools 2000.

Keywords. Petri Net, Virtual Petri Net, Manufacturing system.