

# MODELO TEÓRICO DA CONDUÇÃO DE CALOR NA USINAGEM DE MATERIAIS ENDURECIDOS UTILIZANDO ALTAS VELOCIDADES DE CORTE

## **Lincoln Cardoso Brandão**

Universidade Federal de São João del Rei - UFSJ  
Praça Frei Orlando, 170 – Centro  
São João del Rei – Minas Gerais  
lincoln@sc.usp.br

## **Reginaldo Teixeira Coelho**

Escola de Engenharia de São Carlos – USP  
Av. Trabalhador São-carlense, 400 – Centro  
São Carlos – São Paulo  
rtcoelho@sc.usp.br

***Resumo:** O trabalho apresenta uma abordagem teórica e experimental sobre os efeitos do calor produzido no processo de fresamento. Utiliza como exemplo uma operação de fresamento com uma fresa de ponta esférica trabalhando sobre um aço endurecido com altas velocidades de corte. O material utilizado foi o aço AISI H13, sendo os ensaios realizados com duas ferramentas revestidas com (TiAl)N e uma de PCBN. Os corpos de prova possuem a forma de  $\frac{1}{4}$  (um quarto) de um tubo com diâmetro externo de 28 mm, parede de 5 mm e comprimento de 100 mm. Termopares são inseridos nos corpos de provas e as temperaturas registradas no decorrer do fresamento. Um modelo matemático é proposto baseado na teoria de fontes móveis de calor em condução unidimensional com perdas por convecção, problema cuja solução foi inicialmente proposta por Carslaw and Jaeger<sup>(6)</sup>. Não foi, utilizado, neste trabalho, nenhum sistema adicional de refrigeração. O experimento demonstra o comportamento da temperatura ao longo do processo de usinagem, procurando adaptar um modelo matemático que melhor represente o fluxo de calor para a peça. Ajustando-se os dados experimentais, através do método dos mínimos quadrados, ao modelo matemático proposto pode-se avaliar a porcentagem de energia de corte passada à peça, na forma de calor.*

***Palavras-chave:** Temperatura; Condução de Calor; Altas Velocidades de Corte.*

## **1. INTRODUÇÃO**

Para os sistemas de manufatura que utilizam o processo de usinagem como principal meio de produção, a tecnologia de usinagem com alta velocidade (**HSM** – High Speed Machining) surge como uma nova ferramenta. Isto se deve ao fato do processo HSM proporcionar altas taxas de remoção de material, minimização de tempos improdutivos, forças de corte mínimas, facilidade na expulsão dos cavacos e dissipação do calor o que resulta em baixa distorção das peças aumentando a precisão das partes e o acabamento superficial, Fallböhmer<sup>(1)</sup>.

A usinagem utilizando altas velocidades de corte não está orientada a cortes pesados, com grandes remoções de material gerando grandes volumes de cavacos, mas sim na usinagem de formatos bem próximos da forma final do produto. Segundo Elbestawi<sup>(2)</sup>, a indústria de moldes e matrizes produz componentes com formatos próximos à sua forma final. Muitos destes componentes exigem que os moldes e matrizes apresentem complicados formatos a serem esculpados. A complicada geometria dessas superfícies, o elevado grau de dureza dos materiais das diferentes matrizes utilizadas e a precisão dimensional exigida necessita que seja usada uma avançada tecnologia nestes processos de usinagem. A rápida produção de moldes e matrizes utilizando a técnica HSM incorporada às seqüências de fabricação pode reduzir o tempo de produção e o custo. Isto insere no mercado produtos novos mais rapidamente e com custos muito baixos através da elevada queda dos tempos de projeto, de produção e de ciclos de prototipagem, Altan<sup>(3)</sup>.

Dessa forma, o desenvolvimento de pesquisas sobre a seqüência de fabricação de moldes e matrizes, utilizando a tecnologia HSM, busca a diminuição de tempos, redução de custos, além de permitir a produção de matrizes no estado final endurecido com dureza acima de 50 HRc, minimizando a utilização do processo de retificação e o polimento manual comumente utilizado. Assim, com a utilização da tecnologia HSM espera-se encontrar soluções, em termos de ferramentas, velocidades de corte e taxas de avanço, além de acabamento superficial e sistemas de resfriamento que possibilitem o aprimoramento na fabricação de moldes e matrizes.

Nos processos de usinagem convencional, a temperatura é um dos principais fatores que influenciam o desgaste da ferramenta e, principalmente, as deformações na peça. Determinar tecnicamente com precisão as temperaturas na região de corte é muito difícil na maioria dos processos convencionais assim como os que utilizam altas velocidades de corte, pois existem três fontes principais de calor na formação de cavacos, sendo estas:

- ↪ **Zona primária de produção de calor:** é a região de cisalhamento, onde a deformação plástica resulta na fonte de maior geração de calor do processo;
- ↪ **Zona secundária de produção de calor:** ocorre uma deformação plástica adicional do cavaco, ocorrendo considerável produção de calor devido ao atrito do cavaco sobre a superfície de saída da ferramenta;
- ↪ **Zona terciária de produção de calor:** segundo Jasper<sup>(4)</sup> pode ser desprezada quando se considera uma ferramenta afiada, pois normalmente ocorre na superfície de folga da ferramenta sendo minimizada quando esta ainda não apresenta desgaste nesta superfície.

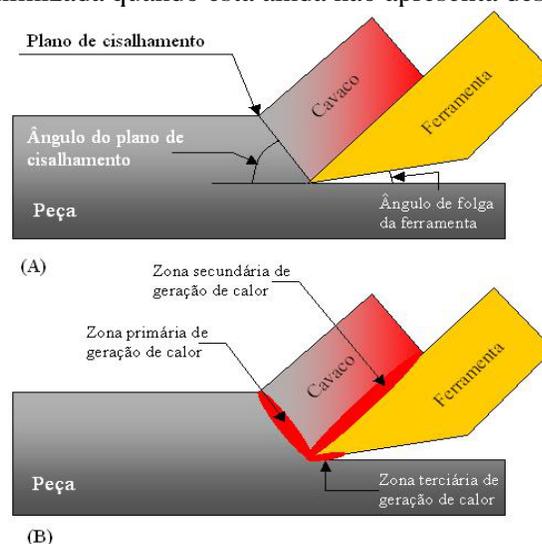


Figura 1. (a) Representação do processo de corte para um ferramenta de ponta única  
(b)Localização das três zonas de geração de calor, Braghini Jr.<sup>(5)</sup>

Dessa forma, neste trabalho medem-se os valores de temperatura, através de termopares inseridos no corpo de prova e aplicam-se estes valores em um modelo teórico proposto utilizando-se o método inverso de condução de calor. Objetiva-se, quantificar o calor a energia introduzida nos corpos de prova e o valor do coeficiente de convecção do ar. Assim, pode-se quantificar a capacidade do ar ambiente de retirar calor do processo. Posteriormente, o princípio pode ser empregado em diferentes sistemas de refrigeração, comparando-se a eficiência de cada um.

## 2. MODELO TEÓRICO PROPOSTO

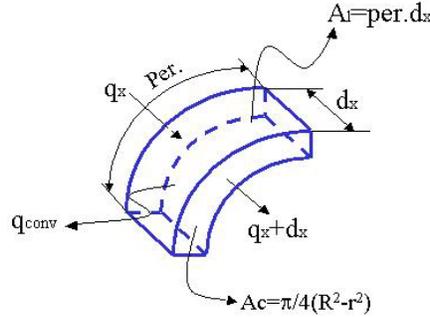


Figura 2. Esquema do sistema.

Na Figura (2) pode-se considerar um sistema onde o balanço energético é resultado da energia introduzida pela ação da ferramenta no corpo de prova, menos a parcela de energia retirada por convecção pelo ar da atmosfera ou fluido refrigerante. Assim pode-se escrever que:

$$q_x - q_{conv} = \Delta U \quad (1)$$

Sendo:

$q_x$  = fluxo de calor que entra por condução;  
 $q_{conv}$  = fluxo de calor que sai por convecção;  
 $\Delta U$  = fluxo de calor resultante no sistema.

Assim, pode-se desenvolver a Equação (1) da seguinte maneira:

$$q_x - \left( q_x + \frac{\partial q}{\partial x} dx \right) - q_{conv} = d_m \cdot cp \cdot \frac{\partial T}{\partial t} \quad (2)$$

Onde:

$d_m$  = massa do sistema;  
 $cp$  = calor específico do material.

Pela lei de condução de calor descrita por Fourier e pela Lei de resfriamento de Newton, descritas nas Equações (3) e (4), pode-se fazer a seguinte substituição na Equação (5):

$$q_x = -k \frac{\partial T}{\partial x} \quad (3)$$

$$q_{conv} = h \cdot dA \cdot (T - T_\infty) \quad (4)$$

$$-\frac{\partial}{\partial x} \left( -k \frac{\partial T}{\partial x} \right) dx - h \cdot dA \cdot (T - T_\infty) = \rho \cdot dx \cdot per \cdot cp \cdot \frac{\partial T}{\partial t} \quad (5)$$

Sendo;  
 per. = perímetro do corpo de prova;  
 $d_m = \rho \cdot dx \cdot per$  (volume do “corpo de prova”);  
 $\rho$  = densidade do material;  
 $A_1 = per \cdot dx$ .

Resolvendo-se a Equação (5) e fazendo-se:

$$\frac{h \cdot per}{k} = \varphi \quad (6)$$

$$(T - T_\infty) = \theta \quad (7)$$

$$\frac{\rho \cdot per \cdot cp}{k} = \frac{1}{\alpha} \quad (8)$$

Podem-se fazer às substituições necessárias para a solução do sistema e assim, tem-se a Equação (9):

$$\frac{\partial^2 T}{\partial x^2} - \varphi \cdot \theta - \frac{1}{\alpha} \left( \frac{\partial T}{\partial t} \right) = 0 \quad (9)$$

Porém, para um processo de usinagem deve-se considerar o sistema móvel com movimento igual ao da equação do movimento uniforme e com  $X_0 = 0$ , escrevendo-se:

$$x = v \cdot t' \quad (10)$$

Desenvolvendo a Equação (9) com a substituição da Equação (10), chega-se à Equação (11) que pode ser então descrita da seguinte forma;

$$\frac{\partial^2 \theta}{\partial \gamma^2} - \varphi \cdot \theta + \frac{v}{\alpha} \frac{\partial \theta}{\partial \gamma} - \frac{1}{\alpha} \frac{\partial \theta}{\partial t'} = 0 \quad (11)$$

Esta representa a temperatura, em função da distância, x, e do tempo, t, em um corpo, sujeito a uma fonte de calor movendo-se com velocidade v.

A solução final da Equação (11) pode ser encontrada, inicialmente fazendo-se:

$$\theta = \mu \exp\left(\frac{v}{\alpha} t\right) \quad (12)$$

Dessa forma, a equação diferencial ficará escrita na seguinte forma:

$$\frac{\partial^2 \mu}{\partial x^2} - \alpha \frac{\partial \mu}{\partial t} = 0 \quad (13)$$

A solução matemática desta equação diferencial é proposta por Carslaw<sup>(6)</sup> e pode ser escrita da seguinte forma:

$$T_{\text{modelo}} = T_0 + \frac{q}{2.w.cp.\rho.(\pi.\alpha.t)^{1/2}} \cdot \exp \frac{v.t - (x - vel.t)^2}{4.\alpha.t} \quad (14)$$

$$v = \frac{h.per}{cp.\rho.w} \quad (15)$$

Sendo:

$T_{\text{modelo}}$  = temperatura ao longo do corpo de prova [°C];

$T_0$  = temperatura ambiente [°C];

$q$  = quantidade de calor absorvida [J];

$w$  = área transversal do corpo de prova [m<sup>2</sup>];

$cp$  = calor específico do material [J/kg.°C];

$\rho$  = densidade do material [kg/m<sup>3</sup>];

$\alpha$  = difusividade térmica [m<sup>2</sup>/s];

$t$  = tempo [s];

$v$  = velocidade de deslocamento da fonte de calor [m/s];

$x$  = posição do termopar [m];

$h$  = coeficiente de convecção [W/m<sup>2</sup>.°C];

$per$  = perímetro da seção de convecção [m].

De posse dessa solução, os dados de temperatura adquiridos durante a usinagem serão ajustados às curvas teóricas. Os parâmetros de ajuste serão os valores de  $q$  e de  $h$ . O ajuste se dará pela minimização do somatório do erro quadrático entres os valores medidos e os teóricos:

$$\varepsilon = \sum_{i=1}^N (\theta_i - \hat{\theta}_i)^2 \quad (16)$$

Onde:

$\theta_i$  = é a temperatura teórica no tempo  $i$  ;

$\hat{\theta}_i$  = é a temperatura medida no tempo  $i$

$\varepsilon$  = é o erro

$N$  = é o número de pontos de temperatura medidos

A minimização foi realizada através de um programa escrito em MatLab, usando-se como base a Equação (14). O ajuste é aplicado, separadamente à curva de cada termopar, obtendo-se 5 pares de valores  $q$  e  $h$ . Como a fonte de calor fornece, teoricamente, um fluxo de calor constante e o coeficiente de convecção é o mesmo, calcula-se a média para os 5 pares de valores encontrados. Desta forma, encontra-se um valor médio da energia armazenada no corpo de prova e um valor médio do coeficiente de convecção para cada condição testada.

### 3. MATERIAIS E MÉTODOS

Os ensaios foram realizados em um centro de usinagem vertical HERMLE C 800 U, de três eixos, com potência do motor principal de 18 kW e a faixa de rotação de 20 a 24.000 RPM, com CNC SIEMENS 840D. Foram utilizadas três ferramentas; R216.42 16030 – AK32G 1610 (Fr1), F1827R.Z.16.Z2.08 W XK15 (Fr2) e F1827R.Z.16.Z2.08 WCB80 (Fr3) sendo a primeira revestida com (TiAl)N e ângulo de hélice de 30°, a segunda também com revestimento de (TiAl)N com

ângulo de hélice de  $0^\circ$  e a terceira com a aplicação de uma placa de CBN substituindo a aresta de corte. A Figura 3 mostra os três modelos das ferramentas utilizadas.



Figura 3 - (a)



Figura 3 - (b)



Figura 3 - (c)

Figura 3 – Ferramentas utilizadas nos ensaios de fresamento (a) - R216.42 16030 – AK32G 1610 (Fr1), (b) - F1827R.Z.16.Z2.08 WXX15 (Fr2) e (c) - F1827R.Z.16.Z2.08 WCB80 (Fr3)

As variáveis de corte foram idênticas para as três ferramentas. O formato do corpo de prova foi de  $\frac{1}{4}$  de circunferência com diâmetro de 28 mm, comprimento de 100 mm e espessura de 5 mm Figura 4 (a), montado em uma morsa especial para a fixação.

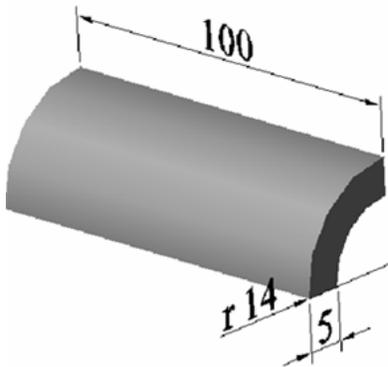


Figura 4(a)



Figura 4(b)

Figura 4. (a) Modelo do corpo de prova utilizado nos ensaios; (b) esquema da bancada de ensaios.

Na parte interna do corpo de prova foram montados 5 termopares, de forma que o primeiro e o último ficaram a 5 mm das extremidades e os demais distribuídos de forma equidistante ao longo do comprimento e todos posicionados a 3 mm da parte externa do corpo de prova. Os termopares utilizados foram do tipo T (Cobre-Constantan) para a faixa de temperatura de  $-10$  a  $180^\circ\text{C}$ , sendo estes calibrados para uma faixa de aplicação de  $10$  a  $90^\circ\text{C}$ . Do corpo de prova o sinal dos termopares passou por um circuito amplificador, sendo em seguida, levado a uma placa de aquisição A/D (modelo PCI – MIO – 16E – 4 – National Instruments) instalada em um computador PC.

Para a aquisição dos dados foi utilizado o programa LabView, o qual fazia a conversão do sinal de entrada em volts para graus Celsius segundo as curvas de calibração de cada termopar. Foi utilizado o fresamento de forma ascendente e descendente, uma vez que essa estratégia de corte é comumente uma das mais utilizadas, por manter a ferramenta em contato o maior tempo possível com a peça, minimizando o tempo de corte. A Figura 4(b) mostra o arranjo utilizado. Foram realizados 6 ensaios, sendo um ensaio com réplica.

#### 4. ANÁLISE DOS RESULTADOS

Os gráficos das Figuras (5), (6) e (7) mostram o comportamento da temperatura ao longo do fresamento no aço AISI H13 com a utilização das três ferramentas Fr1, Fr2 e Fr3, respectivamente. O comportamento da temperatura foi similar para as três ferramentas notando-se uma diferença ( $\Delta t$ ) nos valores máximos de temperatura para as três curvas, sendo o maior valor de temperatura registrado em todos os cinco termopares, comparativamente com as outras ferramentas, para a ferramenta Fr3.

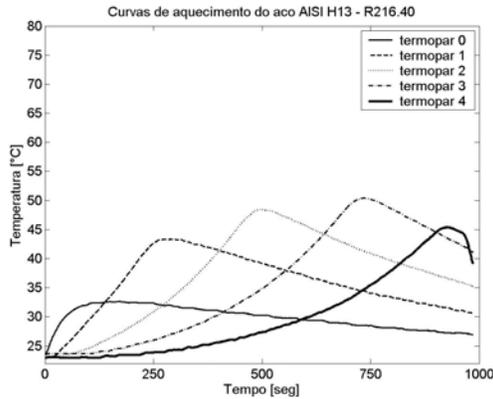


Figura 5. Curvas de aquecimento para o aço AISI H13 – Ferramenta Fr1

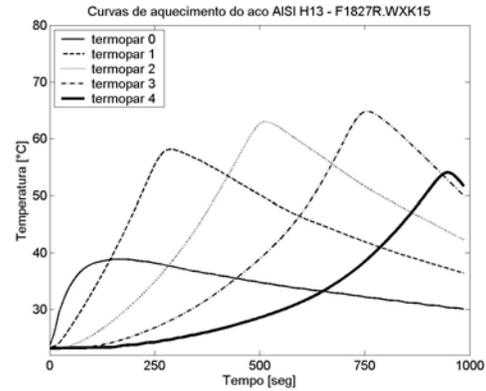


Figura 6. Curvas de aquecimento para o aço AISI H13 – Ferramenta Fr2

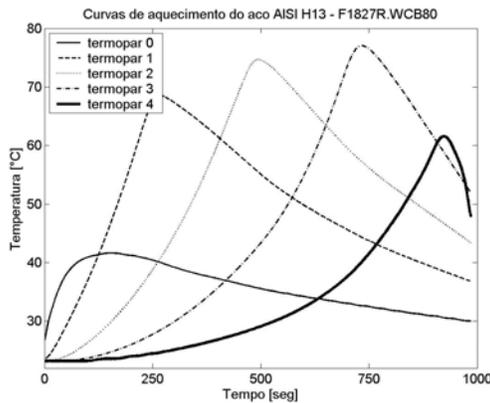


Figura 7. Curvas de aquecimento para o aço AISI H13 – Ferramenta Fr3

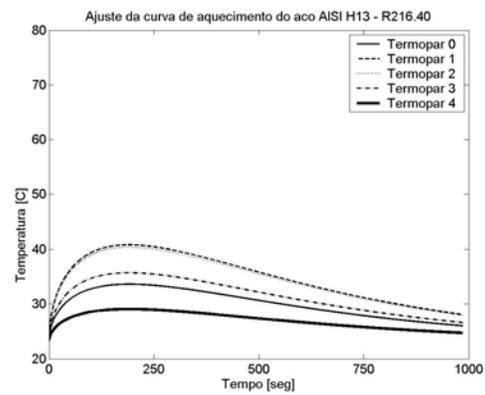


Figura 8. Curvas ajustadas de aquecimento para o aço AISI H13 – Ferramenta Fr1

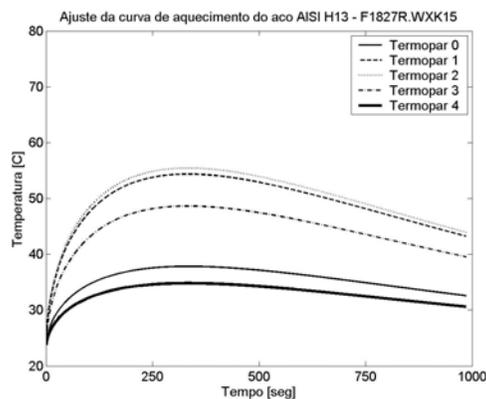


Figura 9. Curvas ajustadas de aquecimento para o aço AISI H13 - Ferramenta Fr2

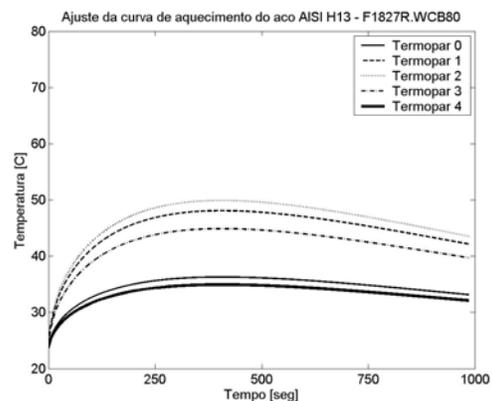


Figura 10. Curvas ajustadas de aquecimento para o aço AISI H13 Ferramenta Fr3

As curvas mostram a temperatura de cada termopar, à medida que a ferramenta se desloca ao longo do comprimento do corpo de provas. Cada termopar mostra a temperatura máxima quando a ferramenta se localiza sobre o mesmo e, há um aumento neste ponto de máximo nos termopares localizados na região central. Isso se deve ao fato de que, quando a fresa inicia a remoção até atingir o primeiro termopar, a 5 mm da extremidade, relativamente pouco calor foi transferido ao CP e há convecção na extremidade inicial. À medida que a fresa caminha na direção do segundo, terceiro (este no centro) e quarto termopares, mais calor vai sendo transferido e a temperatura tende a aumentar. No quinto termopar a temperatura tende a cair novamente, uma vez que este se encontra próximo à extremidade final, facilitando a convecção na região extrema.

Observa-se também que, de modo geral, as temperaturas são menores com a utilização da fresa Fr1, com temperaturas máximas próximas a 50 °C, enquanto as ferramentas Fr2 e Fr3 apresentaram temperaturas mais altas, sendo a de PCBN está próxima dos 60°C e a (TiAl)N em torno de 75 °C. Isso se deve, primeiro à diferença de geometria de aresta e, segundo a presença de PCBN. A ferramenta Fr1 possui geometria favorável à formação de cavacos, com ângulos de saída bastante positivos. As outras duas possuem geometria de aresta com ângulo de saída zero e, somente a presença de PCBN, com maior condutividade térmica pôde reduzir a temperatura no corpo de prova.

As figuras (8), (9) e (10) mostram curvas teóricas de aquecimento de acordo com o modelo proposto. Observa-se que as curvas dos primeiros 3 termopares se comportam relativamente bem, tanto nos valores máximo quanto no seu formato. Para esses ajustes, a minimização do erro funciona bem. Porém, para os dois últimos termopares, o modelo proposto não consegue lembrar o formato das curvas experimentais da mesma forma, nem consegue alcançar os picos de temperatura, quando a ferramenta se aproxima da posição do termopar.

Isto se deve, principalmente ao fato de que no modelo teórico, supõe-se que o corpo de prova é de comprimento infinito e que há uma perda de calor por convecção uniformemente ao longo de todo o corpo de prova. Na situação real, o corpo é finito e a perda de calor é proporcional ao gradiente de temperatura, além de não ser uniforme ao longo de todo o corpo. Pode-se afirmar que o modelo adotado é capaz de, parcialmente, ajustar-se ao experimento, devendo ainda sofrer aperfeiçoamentos para estar capacitado a avaliar corretamente a quantidade de calor adicionado ao corpo de prova a estimar mais precisamente um coeficiente médio de convecção. Novos desenvolvimentos deverão ser feitos para aperfeiçoar esse método com finalidade de se obter uma maneira quantitativa de avaliação da capacidade de refrigeração do sistema em uma operação de usinagem.

A Tabela (1) mostra cada um dos valores de  $q$  e  $h$  encontrados para o ajuste de cada uma das curvas de temperatura. Calculam-se também os valores médios, os quais melhor representam à situação em cada experimento. Os valores na Tabela (1) mostram que o calor introduzido no aço AISI H13 foi em média 1,10 [J] e para o coeficiente de troca térmica o valor médio foi igual a 122.550,4 [W/m<sup>2</sup>.C], considerando-se os valores médios finais para os dois casos. Para que se tenha uma idéia da ordem de grandeza Incropera<sup>(7)</sup> fornece valores para o ar parado em torno de 50 a 200.000 [W/m<sup>2</sup>.C]

Ensaio preliminares foram realizados com o sistema de refrigeração com ar comprimido e as temperaturas medidas no corpo de prova foram em média 2,6°C acima da temperatura ambiente de referência. Com a utilização do sistema de ar gelado, obtido através de uma técnica que utiliza o princípio de vórtice, esta temperatura foi em média 8°C menor que a temperatura ambiente de referência, considerando os valores de temperatura mínimos encontrados. As tentativas de ajuste à curva deste modelo não forneceram formatos coerentes quando comparados com os gráficos práticos dos ensaios, porém novos aperfeiçoamentos estão sendo implementados no modelo teórico para melhor se ajustar a essas situações.

Tabela 1. Quadro resumo dos valores de “q” e “h” encontrados pelo ajuste matemático

Ferramenta	Termopar	Valores de Q [ J ]	Valores de h [W/m <sup>2</sup> .C]
R216.42 16030 – AK32G 1610	0	1,387	126096,3
	1	0,876	191513,9
	2	1,004	178233,9
	3	1,530	201817,3
	4	(3,749)	(241492,3)
Valor médio final	X <sub>MÉDIO</sub>	<b>1,199</b>	<b>174415,4</b>
F1827R.Z.16.Z2.08 W XK15	0	1,303	54348,6
	1	0,631	90355,3
	2	0,650	114081,4
	3	0,883	158324,4
	4	1,199	113665,6
Valor médio final	X <sub>MÉDIO</sub>	<b>0,933</b>	<b>106155,0</b>
F1827R.Z.16.Z2.08 WCB80	0	0,869	54913,5
	1	0,513	87335,2
	2	0,608	95703,2
	3	0,969	118326,0
	4	1,944	79127,9
Valor médio final	X <sub>MÉDIO</sub>	<b>0,981</b>	<b>87081,1</b>

#### 4. CONCLUSÕES

Conforme os resultados apresentados no fresamento dos aços AISI H13 com altas velocidades de corte e utilizando três ferramentas, os seguintes pontos podem ser concluídos:

1. Existe um aumento de temperatura nas peças de aço endurecido fresadas com altas velocidades de corte, o qual deve ser considerado. Nas condições testadas para a ferramenta Fr1 houve um aumento aproximado de 26,7 °C. Para a ferramenta Fr2 este valor foi de 53,15 °C e para a ferramenta Fr3 foi encontrado uma variação de 39,06 °C, considerando os valores máximos de temperatura. Esse fato indica que haverá problemas quanto à qualidade dimensional da superfície fresada. A dilatação da superfície poderá provocar alterações dimensionais que comprometem a qualidade de certos componentes na área de ferramentas.
2. Ensaio preliminares com ar comprimido e com ar gelado já foram realizados. Utilizando-se o sistema de ar comprimido com as mesmas ferramentas houve um aumento de aproximadamente 2,6 °C, considerando também os valores máximos de temperatura. Já para o ensaio com ar gelado, ocorreu uma queda média de temperatura de cerca de 8 °C.
3. Os primeiros ensaios com ar gelado, cerca de -4°C indicaram uma diminuição de temperatura no corpo de prova, o que pode levar a uma contração durante o corte, prejudicando a qualidade dimensional.
4. O modelo teórico proposto para estimativa do calor absorvido pelo corpo de prova e do coeficiente de convecção se ajustou bem às curvas dos três primeiros termopares. Devido ao fato do modelo ser aplicado a um corpo de prova de comprimento infinito e admitir que h seja constante, o modelo não se ajustou bem às curvas dos dois últimos termopares.

#### 5. AGRADECIMENTOS

Os autores agradecem a CAPES e a FAPESP pelo suporte financeiro a SANDVIK e Gerdau Açominas S.A. - Aços Finos Piratini pelo fornecimento do ferramental e das amostras de aço ferramenta, respectivamente.

## 6. REFERÊNCIAS

1. Fallböhrer, P. et al. (2000). **High speed machining of cast iron and alloy steels for die and mold manufacturing**. Journal of Materials Processing Technology, Amsterdam, v.98, n.1, p.104-115, Jan.
2. Elbestawi, M.A. et al. (1997). **High speed milling of dies and molds in their hardened state**. Annals of the CIRP, Paris, v.46, n.1, p.57-62.
3. Altan, T. et al. (2001). **Manufacturing of dies and molds**. Annals of the CIRP, Paris, v.46, n.1, p.57-62.
4. Jaspers, S. P. F. C.; Dautzenberg, J. H.; Taminau, D. A. (1998). **Temperature measurement in orthogonal metal cutting**. International Journal of Advanced Manufacturing Technology, v.14, n.1, p.7-12, July-Sep.
5. Braghini Jr., A. (2002). **Metodologia para escolha de fluidos de corte não agressivos ao meio ambiente para aplicações em usinagem dos metais**. 230p. Tese (Doutorado) - Escola de Engenharia de São Carlos, Universidade de São Paulo, São Carlos, 2002.
6. Carslaw, H. S. and Jaeger, J. C. **Conduction of heat in solids**. Oxford: Clarendon Press, 1959. 510 p.
7. Incropera, F. P. and DeWitt, D. P. **Fundamentals and Heat transfer mass**. New York: Wiley Sons, 1990. 3<sup>rd</sup> ed. 919 p.

### THEORETICAL MODEL OF THE CONDUCTION OF HEAT IN MACHINING OF HARDENED MATERIALS USING HIGH SPEEDS CUTTING

#### Lincoln Cardoso Brandão

Universidade Federal de São João del Rei - UFSJ  
Praça Frei Orlando, 170 – Centro  
São João del Rei – Minas Gerais  
[lincoln@sc.usp.br](mailto:lincoln@sc.usp.br)

#### Reginaldo Teixeira Coelho

Escola de Engenharia de São Carlos – USP  
Av. Trabalhador São-carlense, 400 – Centro  
São Carlos – São Paulo  
[rtcoelho@sc.usp.br](mailto:rtcoelho@sc.usp.br)

**Abstract:** *The work presents a theoretical and experimental approach on the effects of the heat produced in the milling process. In the test, a milling operation with a ball-nose cutter working on steel hardened with High Speed Cutting was realized. The used material was the steel AISI H13, being the tests accomplished with two tools covered with (TiAl)N and one of PCBN. The workpiece shows the form of ¼ (a quarter) of a tube with external diameter of 28 mm, wall of 5 mm and length of 100 mm. Thermocouples are inserted in the workpiece and the temperatures registered during the milling tests. A mathematical model is proposed based on the theory of moving sources of heat in conduction one-dimensional with losses for convection, problem whose solution was proposed initially by Carslaw and Jaeger<sup>(6)</sup>. During the test, not was used any additional system of cooling. The experiment demonstrates the behavior of the temperature along the milling process, trying to adapt a mathematical model that best represents the flow of heat for the workpiece. Being adjusted the experimental data, through the method of the square minimum, the proposed mathematical model can be evaluated the energy partition transferred to the workpiece, in the form of heat.*

**Keywords:** *Temperature; Conduction of Heat; High Speed Cutting.*