



## ESTUDO DA FORMAÇÃO DE TRINCAS DE ORIGEM TÉRMICA NO CORTE INTERROMPIDO

Anderson Clayton A. de Melo<sup>1</sup>, Álisson R. Machado<sup>2</sup>, Sinésio D. Franco<sup>3</sup>

Universidade Federal de Uberlândia, Faculdade de Engenharia Mecânica

(1) [acamel@mecanica.ufu.br](mailto:acamel@mecanica.ufu.br), (2) [alissonm@mecanica.ufu.br](mailto:alissonm@mecanica.ufu.br), (3) [ltm-sdfranco@ufu.br](mailto:ltm-sdfranco@ufu.br)

**Resumo.** São apresentados resultados a respeito do comportamento de duas ferramentas de metal duro de classes distintas quanto a formação de trincas de origem térmica no fresamento. Neste caso, as duas classes testadas foram a P25 e a P40, ambas sem revestimento. Os testes foram realizados a seco, onde foram variados a velocidade de corte, o avanço por dente, a profundidade de corte e o percurso de avanço. O material usinado foi o aço ABNT 1045. Após a usinagem, as ferramentas foram analisadas com o uso de um microscópio eletrônico de varredura (MEV), onde fez-se a contagem do número de trincas térmicas geradas em cada ensaio. Medições do desgaste de flanco médio também foram feitas num microscópio ferramenteiro. Os resultados mostram que existe uma forte dependência entre o comportamento de geração de trincas térmicas e o desgaste de flanco médio com os parâmetros de corte e material da ferramenta.

**Palavras-chave:** Fresamento, Trincas térmicas, Desgaste de flanco, MEV.

### 1. INTRODUÇÃO

Segundo a literatura especializada, as trincas térmicas ou trincas de origem térmica surgem nas ferramentas usadas no corte interrompido como resultado da variação cíclica de temperatura inerente do processo. São distinguidas de outras trincas por se apresentarem perpendiculares à aresta de corte.

Boston e Gilbert (1947) foram os primeiros a referenciar as trincas de origem térmica na literatura. Posteriormente, diversos pesquisadores [Opitz e Fröhlich (1954); Okushima e Hoshi (1963, 1967); Braiden e Dugdale (1970); Ekemar et al. (1970); Bhatia et al. (1978, 1979); Chandrasekaran (1985) e Wang et al. (1996)] fizeram experimentos e tentativas de explicar e evitar a formação destas trincas. Apesar dos estudos já realizados, ainda existem muitas contradições a respeito deste fenômeno, o que torna o assunto carente de mais pesquisa.

As trincas de origem térmica são particularmente importantes na evolução do desgaste das ferramentas de corte. Acredita-se que o surgimento e permanência destas na aresta de corte, desde que isoladas, não seja a causa direta do fim de vida da ferramenta. Porém, com a presença delas, a aresta de corte torna-se mais vulnerável aos carregamentos termo-mecânicos inerentes do processo, fazendo com que outros mecanismos de desgaste atuem, ocasionando a falha da ferramenta. Verifica-se que existe uma forte dependência do comportamento de

geração e propagação de trincas térmicas com os parâmetros do processo e composição química e microestrutural da ferramenta de corte.

Neste artigo, são analisados resultados de ensaios de fresamento frontal a seco em uma barra de aço ABNT 1045 com duas classes de ferramentas de metal duro, ISO P25 e P40 sem revestimento. Neste caso, o número de trincas térmicas e o desgaste de flanco médio observados nas arestas de corte testadas, foram avaliados em função da velocidade de corte, do avanço por dente, da profundidade de corte e do percurso de avanço.

## 2. PROCEDIMENTO EXPERIMENTAL

### 2.1 Ensaios de fresamento

Os ensaios de fresamento constaram da variação do material da ferramenta (ISO P25 e P40, ambas sem revestimento), da velocidade de corte ( $v_c$ ), do avanço por dente ( $f_z$ ), da profundidade de corte ( $a_p$ ) e do percurso de avanço ( $L_f$ ).

A composição química, o tamanho médio dos carbonetos e a condutividade térmica das duas classes de ferramentas SEMN 12 04 AZ testadas estão listadas na Tabela 1.

Tabela 1 – Ferramentas de corte utilizadas nos ensaios experimentais.

	<b>P25</b>	<b>P40</b>
Co (% em peso)	12.5	16.3
WC (% em peso)	46.6	64.4
TaC+TiC+NbC (% em peso)	40.9	19.3
Tamanho médio dos carbonetos ( $\mu\text{m}$ )	3	5
Condutividade térmica (W/mK)	40	75

Os ensaios foram realizados em fresamento frontal onde utilizou-se uma fresa R260 22-080-15. Foi colocada apenas uma pastilha por teste, apesar da fresa ter capacidade de suportar até 8 insertos, Figura 1 (esquerda).

A máquina utilizado nos ensaios foi uma fresadora ROMI, modelo INTERACT 4, com potência máxima de 22 CV, Figura 1 (direita).

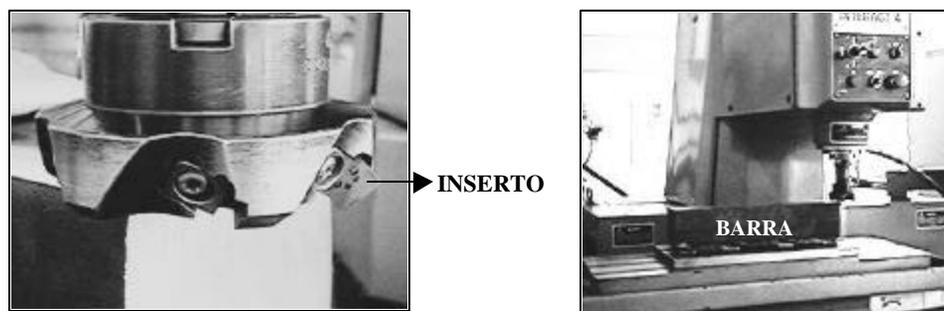


Figura 1 – Foto mostrando apenas um inserto na fresa (esquerda) e fresadora usada nos ensaios com barra de teste fixada em sua mesa (direita).

As peças usinadas foram barras de aço ABNT 1045 com a seguinte composição química: 0.49%C, 0.71%Mn, 0.19%Si, 0.024%P, 0.033%S, 0.18%Cr, 0.17%Ni, 0.04%Mo, 0.22%Cu, 0.01%Sn, 0.034%Al (dureza de 273 HV) com as seguintes dimensões: 110 mm de seção quadrada e 500 mm de comprimento. A Figura 1 (direita) mostra a barra de teste após soldada em uma base apropriada e fixada na mesa da fresadora.

Fixou-se uma penetração de trabalho de 55 mm (correspondente a metade da largura da barra) para todos os testes. Foram utilizados três insertos de cada classe. Fixada uma classe, cada um dos três insertos foi testado, variando-se no primeiro a velocidade de corte, no segundo o avanço por dente e no terceiro a profundidade de corte. A Tabela 2 apresenta as condições de corte empregadas nos ensaios.

Tabela 2 – Condições de corte utilizadas nos testes de fresamento frontal.

<b>Parâmetro variado</b>	<b>Valores usados</b>			
<b>Velocidade de corte (<math>v_c</math>) em m/min</b> ( $f_z=0.15\text{mm/dente}$ ; $a_p=2.0\text{mm}$ )	100	170	240	310
<b>Avanço por dente (<math>f_z</math>) em mm/dente</b> ( $v_c=240\text{m/min}$ ; $a_p=2.0\text{mm}$ )	0.10	0.15	0.20	0.25
<b>Profundidade de corte (<math>a_p</math>) em mm</b> ( $v_c=240\text{m/min}$ ; $f_z=0.15\text{mm/dente}$ )	1.0	1.5	2.0	2.5

Na primeira bateria de testes, cada aresta foi ensaiada com sua respectiva condição de corte por um percurso de avanço ( $L_f$ ) igual a 500 mm. Encerrada esta primeira bateria, as ferramentas foram limpas e analisadas no microscópio eletrônico de varredura e no microscópio ferramenteiro. Após esta primeira análise, as ferramentas retornaram para a fresadora para serem novamente ensaiadas, com as mesmas condições de corte anteriores, por mais um percurso de avanço de 500 mm, para posteriormente serem novamente analisadas no microscópio eletrônico de varredura (MEV) e no microscópio ferramenteiro. Todos os ensaios foram realizados a seco.

## 2.2 Análise no MEV e no microscópio ferramenteiro

Após cada bateria de ensaios, as ferramentas foram levadas para serem limpas e posteriormente analisadas, primeiramente no microscópio eletrônico de varredura LEO940A da Zeiss (Figura 2 – esquerda).

Nesta primeira análise, foram observadas todas as arestas quanto à morfologia dos danos causados pelo processo de usinagem (desgaste de flanco, trincas térmicas e microlascamento) e o número de trincas térmicas geradas, sendo que neste caso a contagem foi realizada com um aumento de 400X. Após as análises no MEV, as ferramentas foram conduzidas até o microscópio ferramenteiro CarlZeiss Jena (Figura 2 – direita), onde foram realizadas medições do desgaste de flanco, considerando-se até duas casas decimais.

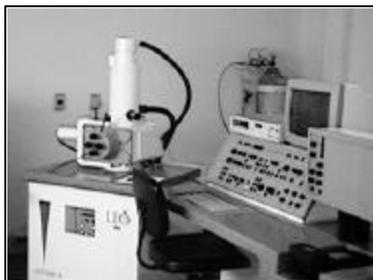


Figura 2 – MEV (esquerda) e Microscópio Ferramenteiro (direita).

### 3. RESULTADOS E DISCUSSÃO

Os gráficos da Figura 3 mostram os resultados de número de trincas térmicas e desgaste de flanco médio ( $VB_B$ ) em função dos parâmetros de corte para as duas ferramentas testadas.

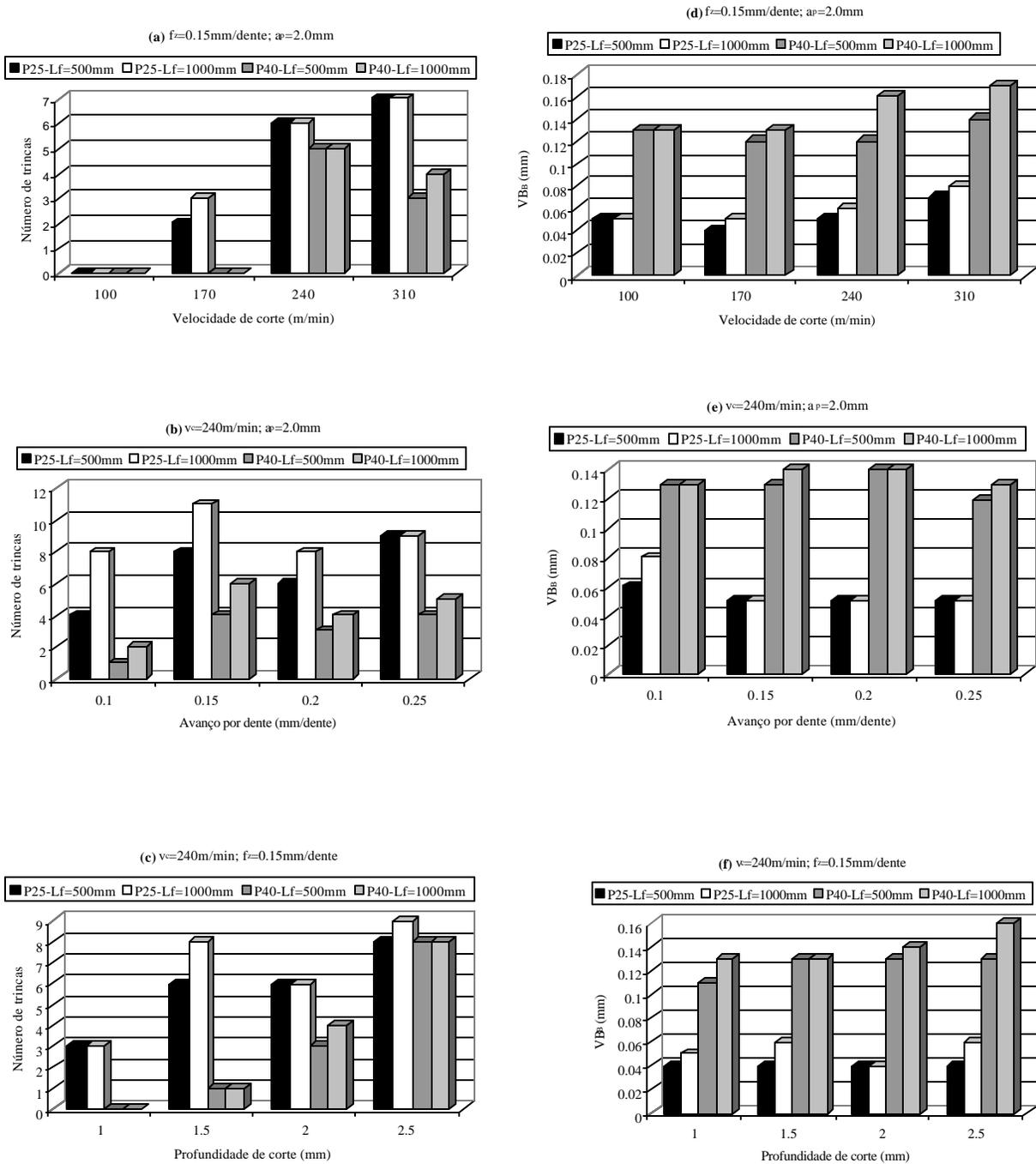


Figura 3 – Número de trincas térmicas (gráficos da esquerda) e desgaste de flanco médio (gráficos da direita) em função da velocidade de corte, do avanço por dente e da profundidade de corte.

Analisando-se primeiramente o comportamento das ferramentas testadas quanto à variação da velocidade de corte, observa-se através do gráfico da Figura 3a que o número de trincas térmicas aumentou com o aumento da velocidade de corte para as ferramentas da classe P25 após estas terem usinado um percurso de avanço  $L_f=500\text{mm}$ . Neste caso, pode-se, notar que nenhuma trinca foi observada para a velocidade de  $100\text{m/min}$ , ao invés disto verificou-se a presença de regiões com microlascamentos na aresta de corte. Após a segunda bateria de ensaios, correspondente a  $L_f=1000\text{mm}$ , ainda não foi verificado qualquer sinal de trincas para a velocidade de corte de  $100\text{m/min}$ , porém observou-se uma maior evolução dos microlascamentos observados nos primeiros ensaios. Para a velocidade de corte  $170\text{m/min}$ , observa-se que houve um aumento do número de trincas de 2 para 3, porém, para as velocidades de  $240$  e  $310\text{m/min}$ , nenhuma trinca adicional em relação aos primeiros ensaios foi observada. Este comportamento já foi verificado por Lehwald (1963), que observou que o número de trincas cresce até um certo valor limite, a partir do qual nenhuma trinca adicional é observada mesmo que a ferramenta seja submetida a períodos de corte adicionais. A maior ou menor rapidez com que se atinge este valor limite, dependerá dos parâmetros de corte utilizados. A Figura 4 mostra algumas das trincas térmicas observadas nas arestas testadas com  $240\text{m/min}$  (esquerda) e  $310\text{m/min}$  (direita), após um percurso de avanço de  $1000\text{mm}$ .

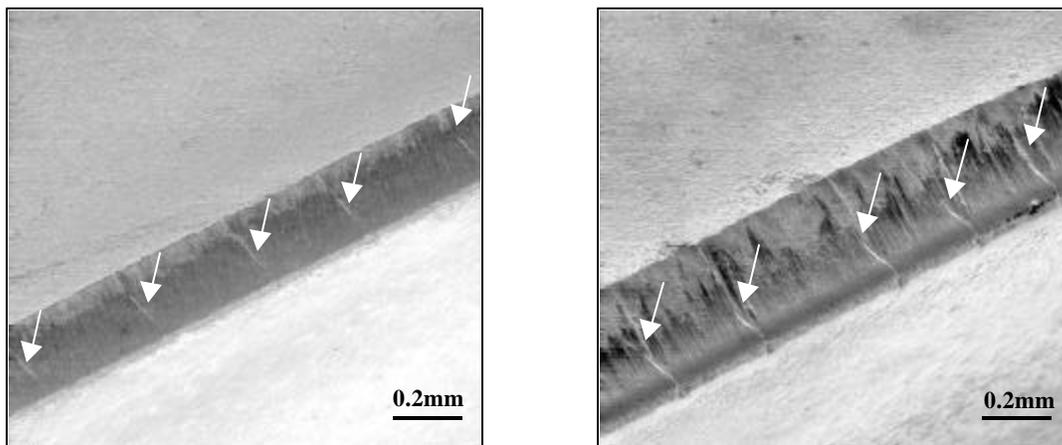


Figura 4 – Trincas térmicas observadas nas arestas de corte testadas com  $240\text{m/min}$  (esquerda) e  $310\text{m/min}$  (direita);  $f_z=0.15\text{mm/dente}$ ,  $a_p=2.0\text{mm}$  e  $L_f=1000\text{mm}$ .

Acredita-se que existam dois motivos principais que possam influenciar na taxa de geração de trincas térmicas. Parece bastante provável que este fenômeno seja regido por um processo de fadiga provocado pela alternância entre valores máximos e mínimos de carregamentos térmicos e mecânicos inerentes do corte interrompido e pela diferença entre as propriedades físicas e mecânicas dos constituintes do metal duro. Parece pouco provável que somente os esforços mecânicos alternativos sejam os principais responsáveis pela geração dessas trincas. Neste caso, a quantidade destas deveria diminuir com o aumento da velocidade de corte, pois o aumento deste parâmetro provoca uma redução nas forças de usinagem. Como é sabido, o metal duro é constituído de uma matriz metálica contendo basicamente cobalto e uma fase cerâmica (carbonetos). O coeficiente de expansão térmica do cobalto é cerca de duas vezes maior do que o destes carbonetos, o que faz gerar durante os períodos de aquecimento e resfriamento do processo de fresamento, tensões que são mais intensas exatamente na interface entre o grão de carboneto e a matriz metálica. Se a força de coesão entre o grão de carboneto e a matriz metálica é menor do que as tensões geradas, pode haver um descolamento na interface provocando a nucleação de uma trinca. Porém, se a força de coesão é mais forte do que as tensões geradas, mas são suficientes para provocar deformação plástica

na matriz metálica próximo à interface, poderá haver acúmulo de defeitos (acúmulo de discordâncias) nesta região a cada ciclo, até que este material deformado já não mais suporte as tensões geradas durante a usinagem e rompa, provocando a nucleação de uma trinca, o que caracterizaria um processo de fadiga. Este processo de fadiga, até se chegar a abertura da trinca, será mais rápido ou mais lento dependendo exatamente do diferencial de temperatura a cada ciclo ( $\Delta T$ ). Quanto maior for o valor de  $\Delta T$ , maiores serão as tensões térmicas geradas (Suresh, 1998), maior será a taxa de acúmulo de defeitos e, conseqüentemente, mais rápido a trinca será formada. Isto poderia explicar o motivo pelo qual, para um mesmo comprimento de avanço usinado, o número de trincas cresceu com o aumento da velocidade de corte. Além do  $\Delta T$ , um outro fator bastante importante na geração de trincas térmicas é o número de impactos, ou ciclos termo-mecânicos, sofridos pela ferramenta. Quanto maior o número de impactos, maior o número de trincas geradas e isto parece ser devido à necessidade de haver um processo de fadiga (acúmulo de defeitos) para que haja a abertura da trinca. No caso da variação da velocidade de corte, este fator praticamente não influenciou, visto que para todas as quatro velocidades testadas, o número de impactos estiveram muito próximos, ou seja, 3316 para  $v_c=100\text{m/min}$ , 3318 para  $v_c=170\text{m/min}$ , 3339 para  $v_c=240\text{m/min}$  e 3335 para  $v_c=310\text{m/min}$ .

Observa-se ainda no gráfico da Figura 3a, que não foram verificadas formações de trincas na ferramenta P40 para as velocidades de 100 e 170m/min mesmo após  $L_f=1000\text{mm}$ . Isto mostra que a ferramenta P40 apresentou um melhor desempenho do que a ferramenta P25 quanto a resistência à formação de trincas de origem térmica, e isto ainda pôde ser notado para as velocidades de 240 e 310m/min (e ainda para todas as condições testadas nesta pesquisa). Pode-se ainda verificar que houve uma queda no número de trincas observadas quando da variação da velocidade de corte de 240 para 310m/min de 5 para 4 trincas, isto parece ser contraditório com as explicações que foram dadas anteriormente. Neste caso, acredita-se que novos testes com as mesmas condições devam ser realizados para verificar se o comportamento observado se repete.

A explicação para o melhor desempenho da ferramenta P40 com relação a resistência à formação de trincas térmicas, está na composição e microestrutura das classes testadas. Pela Tabela 1, nota-se que a ferramenta P25 possui uma maior quantidade de carbonetos cúbicos (TaC+TiC+NbC) e menor quantidade de cobalto do que a P40, além disso o tamanho de grão desta é maior do que o daquela. O aumento da quantidade de carbonetos cúbicos e a diminuição do tamanho de grão e da quantidade de cobalto (matriz metálica) no metal duro provoca uma redução significativa na condutividade térmica (Trent, 1991), e isto pode ser observado pelos valores apresentados na Tabela 1 (P25 –  $k=40\text{W/mK}$  e P40 –  $k=75\text{W/mK}$ ). Portanto, é razoável estimar, que para as mesmas condições de corte, a temperatura na superfície de saída da ferramenta P25 no final da fase ativa é maior do que na ferramenta P40, pois neste caso, a primeira tem um menor poder de dissipação de calor do que a segunda. Basta saber o comportamento destas ferramentas no final da fase inativa quanto a temperatura (temperatura mínima), e isto implica no conhecimento do poder de transferência de calor por convecção que cada classe tem. Porém algumas especulações podem ser feitas. Se a diferença entre a temperatura máxima e a temperatura mínima durante um ciclo for maior para a ferramenta P25 (por esta possuir uma condutividade menor), isto pode gerar tensões térmicas mais intensas do que na ferramenta P40, fazendo com que as chances de nucleação de trincas sejam maiores. Além disso, sabe-se que quanto maior a quantidade de carbonetos cúbicos e menor a quantidade de cobalto, menor será a tenacidade à fratura do metal duro. Desta forma, a possibilidade de maior velocidade de propagação de uma trinca nucleada é maior na ferramenta P25.

Analisando-se o comportamento das ferramentas quanto à variação do avanço por dente (Figura 3b), acredita-se que neste caso o fator número de impactos (ou número de ciclos

termo-mecânicos), possa ter influenciado bastante no comportamento das duas ferramentas quanto a geração de trincas térmica. Segundo Lehwald (1963), o número de trincas cresce com a diminuição do avanço por dente, porém isto não foi observado neste trabalho. Verificou-se tanto para a ferramenta P25 quanto para a ferramenta P40, um aumento no número de trincas quando passou-se de  $f_z=0.10\text{mm/dente}$  para  $f_z=0.15\text{mm/dente}$ , posteriormente uma queda em  $f_z=0.20\text{mm/dente}$  e novamente uma subida em  $f_z=0.25\text{mm/dente}$ . Neste caso, a velocidade de corte permaneceu a mesma ( $240\text{m/min}$ ), o que tornou o número de impactos bastante diferenciado de um avanço por dente para o outro. Os valores calculados foram os seguintes, 4966 para  $f_z=0.10\text{mm/dente}$ , 3342 para  $f_z=0.15\text{mm/dente}$ , 2483 para  $f_z=0.20\text{mm/dente}$  e 2005 para  $f_z=0.25\text{mm/dente}$ . Desta forma, o comportamento do número de trincas térmicas geradas em função do avanço por dente, tem que ser analisado levando-se em consideração tanto o diferencial de temperatura a cada ciclo ( $\Delta T$ ), quanto o número de impactos sofridos pela ferramenta. Se o diferencial de temperatura aumentar com o aumento do avanço por dente, o comportamento oscilatório do gráfico da Figura 3b pode ser explicado. Neste caso, avanços menores provocariam menores diferenciais de temperatura, porém, a quantidade de impactos para um mesmo comprimento de avanço seria maior. Para avanços maiores, o número de impactos seria menor, porém o diferencial de temperatura a cada ciclo seria maior. Desta forma, pode ter acontecido que o efeito do número de impactos tenha sido contrabalançado pelo efeito do diferencial de temperatura e vice-versa.

Analisando-se agora o efeito da profundidade de corte (Figura 3c), observa-se uma tendência de aumento do número de trincas térmicas geradas com o aumento desta variável. A variação deste parâmetro de corte provocaria efeito semelhante à variação da velocidade de corte. Neste caso, o número de impactos é exatamente o mesmo para todas as quatro profundidades testadas. Porém, sabe-se que o aumento da profundidade de corte provoca um aumento na temperatura de corte, basta saber se a variável  $\Delta T$  também aumenta, se isto ocorre, pelos motivos anteriormente citados, o comportamento do gráfico da Figura 3c estaria explicado. Além disso, quando se aumenta a profundidade de corte, aumenta-se também o comprimento da aresta de corte susceptível à formação de trincas.

Os gráficos das Figuras 3d, 3e e 3f mostram como os parâmetros de corte influenciaram no desgaste de flanco médio. Os resultados apresentados e seus motivos já são bastante conhecidos, portanto não carece de explicações mais detalhadas. Comparando-se agora os gráficos 3a, 3b e 3c com os gráficos 3d, 3e e 3f, respectivamente, observa-se que a ferramenta P25 apresentou uma maior resistência ao desgaste de flanco do que a ferramenta P40, que por sua vez foi mais resistente do que aquela quanto a formação de trincas térmicas, resultados estes já esperados. Na grande maioria dos casos, o desgaste de flanco médio é o parâmetro utilizado para se determinar o fim de vida de uma ferramenta de corte, sendo este um dos principais responsáveis pela magnitude da rugosidade da superfície usinada. Poder-se-ia imaginar, neste caso, que a ferramenta P25 seria mais apropriada do que a P40, que apresenta um nível de desgaste bem maior do que a P25 para um mesmo comprimento usinado, porém deve-se observar que a ferramenta P40 é muito mais tenaz e seu desgaste ocorre de uma maneira lenta e fácil de ser controlada. Já no caso da ferramenta P25, o desgaste de flanco demora a aparecer, porém a geração de trincas térmicas na aresta de corte da ferramenta, faz com que a mesma fique fragilizada e mais susceptível aos impactos mecânicos do processo, fazendo com que a possibilidade de ocorrência de um colapso seja maior do que na ferramenta P40.

#### 4. CONCLUSÕES

O aumento da velocidade de corte provocou um aumento no número de trincas de origem térmica nas duas classes de ferramentas testadas. Acredita-se que isto se deva ao aumento do

valor da diferença entre a temperatura máxima e mínima a cada ciclo, o que fez aumentar as tensões térmicas geradas e, conseqüentemente, a taxa de geração de trincas térmicas. A variação do avanço por dente apresentou um comportamento oscilatório quanto ao número de trincas de origem térmica gerado. Neste caso, acredita-se que o efeito do número de impactos, que para um mesmo comprimento de avanço é maior para valores menores do avanço por dente, tenha contrabalançado o efeito do diferencial de temperatura a cada ciclo, o qual considerou-se que tenha aumentado com o aumento do avanço por dente. O aumento da profundidade de corte aumentou o número de trincas de origem térmica. Acredita-se que este efeito se deveu ao aumento no diferencial de temperatura e comprimento da aresta de corte submetido à formação de trincas térmicas. A ferramenta P40 apresentou melhor resistência à formação de trincas térmicas do que a P25, porém o desgaste de flanco médio foi maior naquela do que nesta. Neste caso, as diferenças nas composições químicas e microestruturais das duas classes testadas ocasionou esta diferença de comportamento.

## REFERÊNCIAS

- Bhatia, S. M., Pandey, P. C., and Shaw, H. S., 1978, Thermal cracking of carbide tools during intermittent cutting, *Wear*, vol. 51, pp. 201-211.
- Bhatia, S. M., Pandey, P. C., and Shaw, H. S., 1979, Failure of cemented carbide tools in intermittent cutting, *Precision Engineering*, pp. 148-152.
- Boston, O. W. & Gilbert, W. W., 1947, *Trans. ASME*, 69, 117.
- Braiden, P. M. & Dugdale, D. S., 1970, Failure of carbide tools in intermittent cutting, *Material for Metal Cutting, Proc. Conf. of BIRSA*, 14-16 April, Scarborough, pp. 30-34.
- Chandrasekaran, H., 1985, Thermal fatigue studies on tool carbides and its relevance of milling cutters, *Annals of the CIRP*, vol. 34/1, pp. 125-128.
- Ekemar, C. S. G., Iggström, S. A. O. and Héden, G. K. A., 1970, Influence of some metallurgical parameters of cemented carbide on the sensitivity to thermal fatigue cracking at cutting edges, *Materials for Metal Cutting, Proc. Conf. of BIRSA*, 14-16 April, Scarborough.
- Lehwald, W., 1963, Untersuchungen über die Entstehung von Rissen und Schneidausbrüchen beim Stirnfräsen von Stahl mit Hartmetall, *Industrie-Anzeiger*, Juni, Essen (46), pp. 981-988.
- Okushima, K. & Hoshi, T., 1963, Thermal cracks in the carbide face milling cutter (1<sup>st</sup> Report), *Bull JSME*, 6 (22), pp. 317-326.
- Okushima, K. & Hoshi, T., 1967, Thermal cracks in the carbide face milling cutter (2<sup>nd</sup> Report), *Bull JSME*, 5 (17), pp. 151-160.
- Opitz, H. & Fröhlich, K. E. Z., 1954, *ZVDI*, 96 922.
- Wang, Z. Y., Sahay, C. and Rajurkas, K. P., 1996, Tool temperatures and crack development in milling cutters, *Int. J. Mach. Tools Manufact.*, vol. 36, No. 1, pp. 129-140.
- Suresh, S., 1998, *Fatigue of materials*, 2<sup>nd</sup> ed., Cambridge University Press, pp. 115-131.
- Trent, E. M., 1991, *Metal Cutting*, 3<sup>rd</sup> ed., Butterworths-Heinemann Ltd., 273 pgs.

**Abstract.** *Thermal crack formation during dry milling of ABNT 1045 steel bars with P25 and P40 uncoated cemented carbide tools is studied. In order to verify the influence of the main machining parameters on the process of crack formation the cutting speed, feed rate and depth of cut were varied. After machining tests the tools were analysed within SEM and optical microscope. It was verified a strong correlation between the number of thermal cracks and the amount of flank wear with the machining parameters and with the grade of the cutting tools.*

**Keywords:** *Milling, Thermal cracks, Flank wear, SEM.*