

ESTUDO DA DISTRIBUIÇÃO DE CALOR NA REGIÃO DE CORTE DURANTE O PROCESSO DE FRESAMENTO ORTOGONAL ATRAVÉS DO MÉTODO DE ELEMENTOS FINITOS

Cláudia Hespanholo Nascimento, claudian@sc.usp.br¹
Reginaldo Teixeira Coelho, rtcoelho@sc.usp.br¹

¹Universidade de São Paulo, Escola de Engenharia de São Carlos, Departamento de Engenharia de Produção, Avenida Trabalhador são-carlense, 400. CEP: 13566-598, São Carlos – SP.

Resumo: O presente trabalho tem como objetivo comparar um modelo de formação de cavacos obtido pelo Método dos Elementos Finitos (MEF) com resultados experimentais obtidos em processos de fresamento ortogonal. A comparação se dá pela média do aumento de temperatura na peça. O trabalho desenvolve um modelo para a formação de cavacos com a distribuição de temperatura na região de corte usando o software ABAQUSTM. Usando o método Explícito de solução para a formação de cavacos durante uma interação da aresta da fresa de topo com a peça. Para a simulação da operação completa de fresamento ortogonal de uma peça com a extensão de 80 mm e espessura de 5 mm em aço AISI 4340 endurecido, o método implícito é utilizado. O material da peça e a ruptura do material são modelados segundo a proposta Johnson-Cook. A comparação é realizada com velocidades de corte de 80, 100 e 150 m/mim e avanços por dente de 0,17 mm/rev para que a influência da velocidade na temperatura possa ser avaliada. A partir da comparação desses resultados, será possível analisar a eficiência do modelo desenvolvido pelo MEF para simulação de processos de Usinagem em Altas Velocidades de Corte (HSM - High Speed Machining) em materiais endurecidos.

Palavras-chave: Elementos finitos, distribuição de calor, fresamento ortogonal

1. INTRODUÇÃO

Na indústria, tempo é um dos fatores mais importantes para o custo de produção gerando uma grande necessidade para a sua minimização assim como o número de operações de usinagem (Ferraresi, 1977).

Atualmente, existem pesquisas destinadas ao desenvolvimento de métodos numéricos para descrever o processo de usinagem. Entre eles, a simulação em elementos finitos baseada em métodos numéricos para prever a formação de cavacos, força, taxa de deformação e distribuição de temperatura. Estas previsões são muito úteis para otimizar a geometria da ferramenta e o processo de corte, contribuindo para com o aumento da produtividade (Özel, 2006).

O Método dos Elementos Finitos (MEF) tem sido considerado uma das melhores soluções para a abordagem de problemas de projeto de engenharia, tais como análise estrutural, transferência de calor e mecânica dos sólidos. É um método para obtenção da resposta estática ou dinâmica de estruturas razoavelmente complexas às quais não se podem aplicar diretamente as teorias de resistência dos materiais. As vantagens em utilizar o método dos elementos finitos para estudar o processo de usinagem são: as propriedades dos materiais podem ser tratadas como funções de deformação, taxa de deformação e temperatura, o atrito entre o cavaco e a ferramenta pode ser melhor modelado e características não lineares pertinentes ao processo podem ser representadas (Dirikolu et al, 2001).

Em usinagem, deformações ocorrem na zona de cisalhamento e nas proximidades da aresta de corte, onde alta tensão, taxas de deformação e temperatura são observadas, conforme a Figura 1.



Figura 1 Modelo clássico de formação de cavacos com a zona primária e secundária de cisalhamento em corte ortogonal

A remoção de material por usinagem gera altas taxas de deformação induzindo um aumento da geração de calor na região de corte. Na interface cavaco-ferramenta, o atrito produz um elevado aumento de temperatura que influencia o desgaste da ferramenta. A termomecânica de corte e as características do material tais como taxa de deformação e o encruamento deve ser considerado a fim de desenvolver um modelo adequado para previsão dos parâmetros desejados (Moufki et al, 2004).

O conhecimento dos fatores que influenciam a geração de calor é necessário para reduzir custos no processo de usinagem. De acordo com Majumdar et al. (2005), a produtividade na usinagem é dependente da taxa de remoção de material, influenciada pelo aumento da velocidade de corte e/ou avanço, as limitações estão na capacidade da máquina-ferramenta e nas ferramentas de corte. Os estudos sobre usinagem com alta velocidade surgiram entre 1924 e 1931 com as pesquisas de Carl J. Salomon. Em seus estudos, Salomon verificou que a partir de um dado valor de velocidade de corte a temperatura começava a cair. Pesquisas recentes demonstraram que na verdade com o aumento da velocidade de corte há menos tempo para que o calor gerado durante o corte flua para a peça. Conseqüentemente, a maior parte do calor é transportada pelo cavaco para fora da região de corte.

O conceito sobre alta velocidade de corte ainda é motivo de discussões entre os pesquisadores (Christiffel, 2001). HSM é na verdade uma tecnologia não convencional em que fatores como máquina, ferramenta de corte, material e forma da peça a ser usinada, além do próprio processo, interagem com o objetivo de obter resultados específicos nas operações de usinagem, de maneira muito mais rápida.

A proposta deste trabalho é o desenvolvimento de um modelo numérico em duas etapas para a simulação de um processo de fresamento ortogonal no qual será obtida a distribuição de temperatura na peça. Estas simulações serão realizadas com velocidades de corte de 80, 100 e 150 m/min e avanço por dente de 0,17 mm/dente. Esta variação de parâmetros tem como objetivo estudar a temperatura em alta velocidade de corte

2. TRABALHO EXPERIMENTAL

Os testes experimentais de fresamento foram realizados em um centro de usinagem da marca ROMI, modelo Discovery 560, uma máquina-ferramenta com três eixos de movimento. A ferramenta utilizada foi uma fresa de topo com haste cilíndrica de diâmetro $d=16$ mm (código Sandvik da Fresa R390-016A16-11L e Pastilhas: R390-11 T308M-PL 1030). O material utilizado foi um aço AISI 4340, temperado para atingir a dureza de 48 HRc, com as dimensões (em milímetros) descritas na Figura 2.

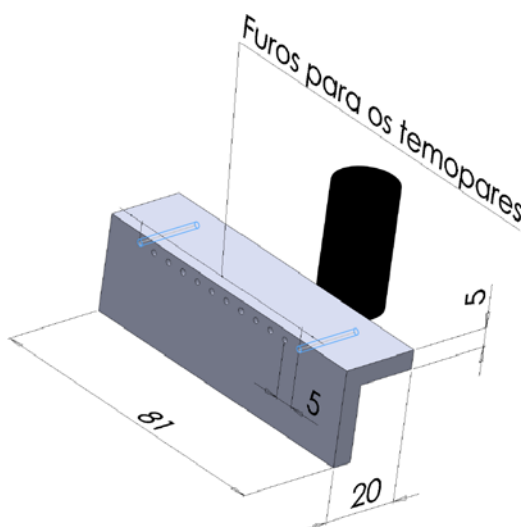


Figura 2 Geometria da peça.

Conforme a Figura 2, o corpo de prova possui furos para a inserção de 12 termopares tipo K para medição de temperatura. Cada furo possui 3 mm de diâmetro e 17 mm de profundidade.

Para a calibração dos termopares foi utilizado um banho termostático com faixa de temperatura entre -60° a 250°C . Nesta etapa foi inicialmente fixada a faixa de temperatura em que os termopares iriam atuar sendo escolhida uma faixa de valores entre 20 a 96°C . Assim construiu-se um gráfico de tensão média versus temperatura para cada termopar. Para cada curva foi construída uma regressão linear, obtendo uma equação que descreve a curva de calibração para cada termopar. Segundo o manual do banho termostático utilizado, as temperaturas medidas podem apresentar erros de $\pm 2^{\circ}\text{C}$.

Os dados de temperatura foram medidos por meio de um sistema de aquisição de dados composto por um amplificador de carga multicanal modelo 5019 da marca *Kistler* e um microcomputador para receber esses sinais. No microcomputador, havia uma rotina computacional em *Labview* para converter os sinais (em Volts) para temperatura (em $^{\circ}\text{C}$) usando as curvas de calibração dos termopares.



Figura 3 Banco de ensaios do trabalho experimental.

Nos ensaios experimentais de fresamento foram utilizadas seis condições de corte. Os valores de profundidade de corte, avanço, velocidade de corte e penetração de trabalho estão dentro dos limites recomendados pelo fabricante da ferramenta. Sendo assim, a Tabela 1 apresenta as variáveis de entrada (fatores de controle). Torna-se importante salientar que os parâmetros de corte foram adotados segundo uma matriz fatorial, pois uma das metas deste trabalho foi estudar o efeito isolado dos parâmetros sobre a distribuição de temperatura.

Tabela 1 Condições de corte no processo de fresamento.

Condições de Usinagem	* v_c [m/min]	f_z [m/dente]	v_f [mm/mim]	a_p [mm]	a_e [mm]
C1	80	0,17	270,57	5	0,55
C2	100	0,17	338,21	5	0,55
C3	150	0,17	508,17	5	0,55

* v_c – velocidade de corte; f_z – avanço por dente; n- rotações por minuto; v_f – velocidade de avanço; a_p – profundidade de usinagem; a_e – profundidade lateral

Cada condição de corte foi realizada em corpos de provas similares quanto às dimensões, material e dureza, porém para modelagem numérica e análises estatísticas estas peças foram consideradas idênticas. Para satisfazer a matriz estatística foram necessários seis corpos de prova (CP1, CP2, CP3, CP4, CP5, CP6).

Cada ensaio foi repetido uma vez no mesmo corpo de prova para maior confiabilidade dos resultados. Porém, no segundo ensaio, a distância entre termopar e a região de calor do processo diminui em 0,55 mm (a_e). No primeiro experimento, a distância entre a região de corte e o termopar foi chamada de $d_{0,8}$ e no segundo experimento, $d_{1,35}$. Os ensaios seguiram a sequência apresentada na Tabela 2.

Tabela 2 Sequência de ensaios

	CP1	CP2	CP3	CP4	CP5	CP6
$d_{0,8}$	C5	C6	C1	C2	C3	C4
$d_{1,35}$	C2	C3	C4	C5	C6	C1

As condições de corte foram distribuídas aleatoriamente entre os corpos de prova.

2.1. Modelo do Método de Elementos Finitos

Foram utilizados dois modelos do Método de Elementos Finitos (MEF): o modelo explícito (ABAQUS/Explicit) e o modelo implícito (ABAQUS/Standard).

Os métodos explícitos utilizam informações no tempo anterior (t) para determinar a variável no tempo futuro, enquanto que os métodos implícitos utilizam informações do passado (t) e presente ($t+dt$) para estimar a variável no futuro. Os métodos implícitos necessitam resolver um sistema de equações para cada intervalo de tempo. Quando o sistema de equações aumenta no tempo e no espaço o problema pode ter dimensões computacionais importantes, apesar dos métodos implícitos permitirem intervalos de tempo maiores (da ordem de minutos ou horas) quando comparados aos métodos explícitos. De outro lado, os métodos explícitos são computacionalmente simples, pode-se utilizar processamento paralelo, mas o intervalo de tempo tem que ser muito pequeno, sendo da ordem de milissegundos.

Especificamente, neste trabalho, o método explícito é mais apropriado para simulações que têm deformações não-lineares em grande taxa de deformação e calor gerado no contato entre superfícies de ferramenta-cavaco e ferramenta-peça durante a formação de cavaco. Neste trabalho foi possível observar a distribuição de calor por cerca de 0,0012 segundos de contato entre a aresta e a peça. Portanto, para maior efetividade do modelo proposto foi realizada uma segunda simulação, que utiliza o método implícito de solução. Através deste método, pode-se verificar somente a distribuição de calor na peça (sem deformação) durante o tempo necessário, até que esta se estabilize.

O modelo usando MEF foi desenvolvido a partir do modelo físico real de fresamento concordante. Observou-se o modelo real do processo e, em seguida foram feitas algumas considerações/simplificações para a implementação do método numérico. Na primeira etapa o processo ocorrerá durante o tempo de contato entre a aresta de corte e a peça em um processo típico de fresamento. Na segunda etapa a fonte de calor, representada pelos fluxos de calor, atuará sobre a peça, por um tempo mais longo, equivalente ao tempo de duração da usinagem da peça. Como o fresamento é um processo intermitente, os valores de fluxo de calor serão pulsos sincronizados com o contato entre os números de dentes, da velocidade de corte e de avanço sobre a peça à medida que a fresa se desloca sobre a peça, como pode ser observado na Figura 4.

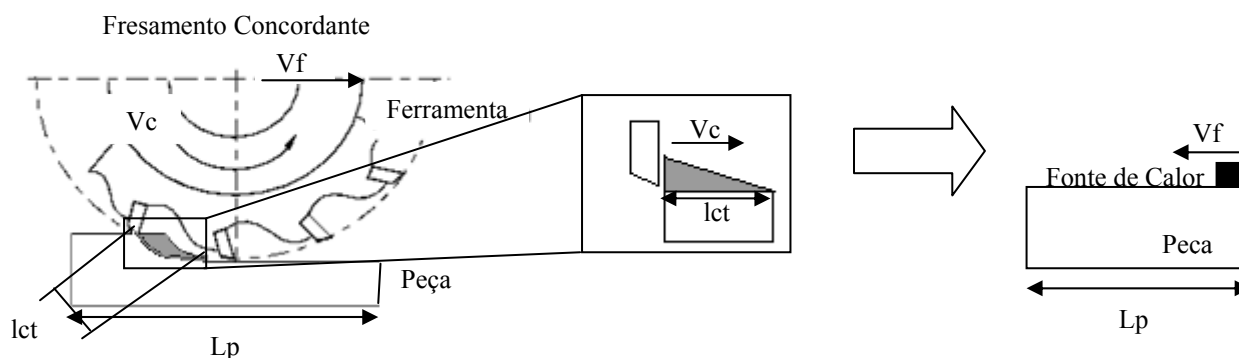


Figura 4 Simplificação do processo de fresamento concordante para a primeira e segunda simulação, respectivamente.

O ambiente ABAQUS/CAE permite a modelagem em 2D do processo, assim como a discretização do mesmo. Na primeira etapa do processo, seguindo a simplificação mostrada na Figura 4, foi criado um modelo MEF para solução explícita que pode ser verificado na Figura 5.

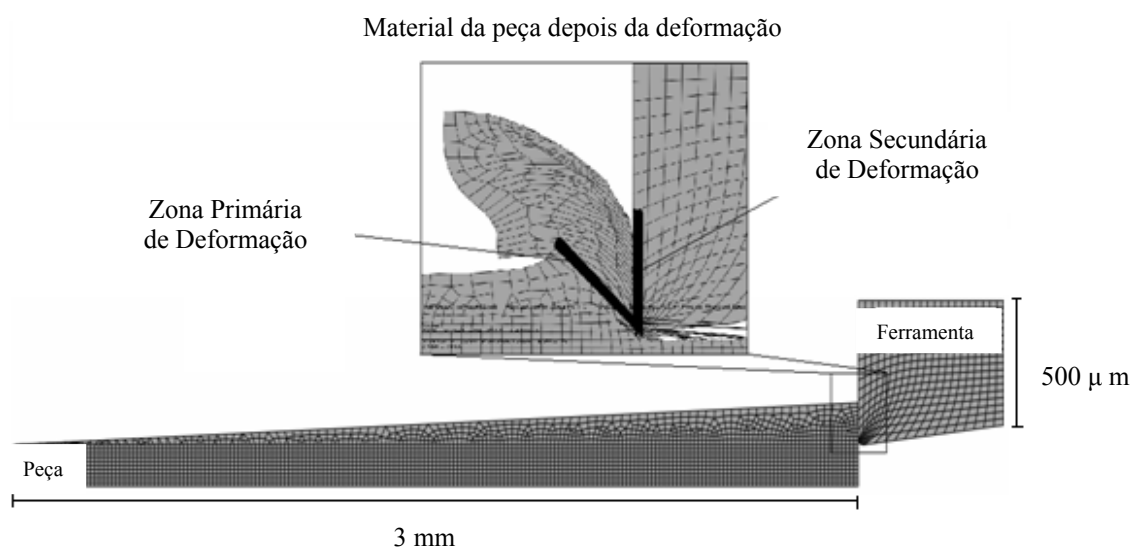


Figura 5. Modelo MEF para a simulação explícita com deformação.

A Figura 5 representa o modelo inicial, sem deformação e com deformação. Após a deformação do material da peça é possível definir as principais regiões de geração de calor: zona primária e zona secundária de deformação. Parte do calor gerado na zona de cisalhamento primária é conduzida à peça gerando elevação na temperatura. Na zona de deformação secundária é onde se desenvolve a maior fonte de calor para o aumento da temperatura de ferramenta e é também a zona mais próxima da ferramenta. O aumento da temperatura causa efeito direto na taxa de remoção de material (Trent, 1988).

O fluxo de calor obtido neste processo foi utilizado como dado de entrada na segunda etapa em que o método de solução do MEF é implícito. Ainda seguindo o modelo simplificado da Figura 4, o modelo da segunda simulação está descrito na Figura 6.

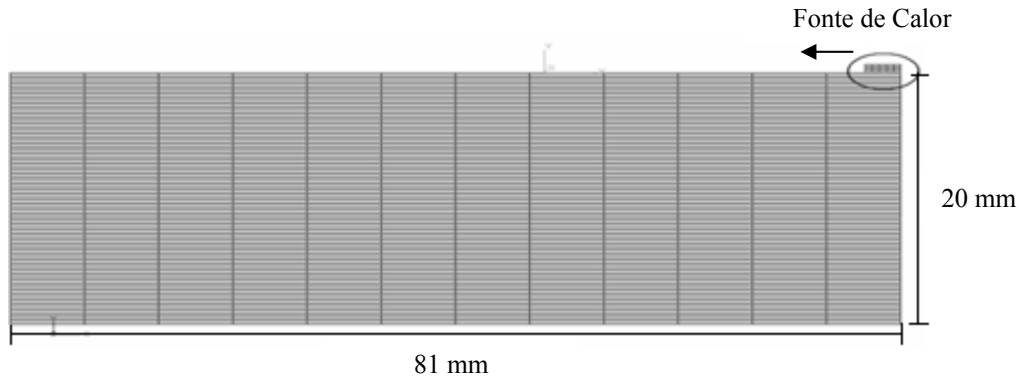


Figura 6 Modelo MEF para a simulação implícita com fonte e calor.

A fonte de calor, ilustrada na Figura 6 percorre pela superfície da peça com velocidade de avanço v_f .

Nas duas etapas de simulação, as condições de corte, tais como velocidade de corte e velocidade de avanço obedecem às condições de corte utilizadas para realização dos experimentos (condições especificadas na Tabela 1).

Segundo Shi e Lin (2004), a seleção do modelo do material como parâmetros de entrada no código MEF é muito importante. O modelo Johnson-Cook é um dos mais convenientes e o que produz melhores resultados para descrever o comportamento do material na formação de cavacos (Belhadí, Mabrouki e Rigal, 2005). O material da peça, AISI 4340, foi modelado como isotrópico termo-elasto-plástico para descrever o comportamento do material como função da deformação, taxa de deformação e temperatura, seguindo a curva de Johnson-Cook (1985).

$$\bar{\sigma} = (A + B\bar{\epsilon}^n) \left[1 + C \ln \frac{\dot{\bar{\epsilon}}}{\dot{\bar{\epsilon}}_0} \right] \left[1 - \left(\frac{T - T_{ref}}{T - T_{melt}} \right)^m \right] \quad (1)$$

em que $\bar{\epsilon}$ é a deformação plástica equivalente. A é a tensão de cisalhamento equivalente (MPa), B é o módulo de encruamento, n é o expoente do trabalho a frio, C é o coeficiente da dependência da taxa de deformação (MPa), m é o coeficiente térmico, T é a temperatura ambiente e T_{melt} é a temperatura de fusão.

O material da ferramenta foi modelado como perfeitamente elástico.

A ruptura foi modelada segundo um critério de dano de acordo com o qual, o material se rompe quando a deformação plástica equivalente alcança um valor crítico. A deformação de um elemento é definida como:

$$D = \sum \frac{\Delta \bar{\epsilon}}{\bar{\epsilon}^f} \quad (2)$$

em que $\Delta \bar{\epsilon}$ é o incremento da deformação plástica equivalente que ocorre durante um ciclo de integração e $\bar{\epsilon}^f$ a deformação de ruptura equivalente, sobre as condições da taxa de deformação, temperatura, pressão e tensão equivalente. A ruptura, então ocorre, quando $D = 1.0$, e o elemento é eliminado dos cálculos. A expressão geral da deformação de ruptura equivalente necessária para o rompimento é dada pela Equação 3:

$$\bar{\epsilon}^f = [D_1 + D_2 \exp D_3 \sigma^*] [1 + D_4 \ln \dot{\bar{\epsilon}}^*] \left[1 + D_5 \left(\frac{T - T_{ref}}{T - T_{melt}} \right) \right] \quad (3)$$

em que D_1, D_2, D_3, D_4, D_5 são constantes de ruptura e $\dot{\bar{\epsilon}}^* = \dot{\bar{\epsilon}} / \dot{\bar{\epsilon}}_0$ é a taxa de deformação plástica para $\dot{\bar{\epsilon}}_0 = 1.0s^{-1}$. Os valores das constantes Johnson-Cook são mostrados na Tabela 3.

Tabela 3 Propriedades de Johnson-Cook.

Fonte: Johnson e Cook (1985)

	A	B	C	m	n	D_1	D_2	D_3	D_4	D_5	T (K)	T_{melt} (K)
AISI 4340	792	510	0,014	0,26	1,03	0,05	3,44	-2,12	0,002	0,61	305	1973

Neste trabalho, o modelo de atrito utilizado estabelece uma tensão limite de cisalhamento $\bar{\tau}_{\max}$ especificada de modo que independentemente da magnitude da tensão de pressão de contato, ocorrerá deslizamento se a magnitude da tensão de cisalhamento equivalente atingir este valor (Ozel, 2006). Este limite da tensão de cisalhamento normalmente é introduzido nos casos em que a tensão da pressão de contato pode se tornar muito grande (como pode acontecer em processos de conformação). Uma estimativa razoável para $\bar{\tau}_{\max}$ é $\sigma/\sqrt{3}$ em que σ é a tensão de von Mises do material da peça o que resulta em um valor de 150 MPa e um coeficiente de atrito de 0,6.

O material da ferramenta foi modelado de acordo com regime elástico e com propriedades físicas de metal duro. As propriedades físicas utilizadas tanto para a peça quanto para a ferramenta estão descritas na Tabela 4.

Tabela 4 Propriedades físicas dos materiais da peça e da ferramenta.

Fonte: Johnson e Cook, 1985

Propriedades Físicas	AISI 4340	Metal Duro
Condutividade Térmica [W/mK]	38	20
Densidade [kg/m ³]	7838	14950
Calor Específico [J/kgK]	477	210
Módulo de Yang [GPa]	200	400
Coefficiente de Poisson	0,29	0,21
Coefficiente de Expansão Térmica [μm/mK]	0,000032	-----

3. RESULTADOS E DISCUSSÃO

Conforme descrito anteriormente, foram realizadas duas simulações no software ABAQUS. Na primeira simulação foi obtido o fluxo de calor gerado durante o processo de fresamento concordante de acordo com as condições de corte utilizadas nos ensaios experimentais. A Figura 7 mostra a simulação com método explícito na condição de usinagem C2.

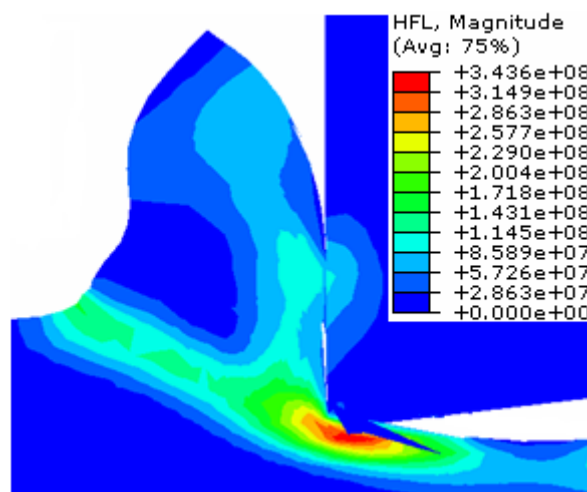


Figura 7 Resultado da simulação utilizando o método explícito (Fluxo de Calor em W/m²).

Em seguida foi realizada a segunda etapa da simulação com o método implícito. A Figura 8 mostra alguns dos resultados obtidos através desta simulação.

O tempo de processamento para a simulação com método explícito foi de aproximadamente 6 horas e para o método implícito 20 minutos.



Figura 8 Resultado da simulação utilizando o método implícito (Temperatura em K).

A Figura 9, que mostra as curvas experimentais dos termopares na condição de corte C2, representa o conjunto de gráficos gerados em todos os experimentos, pois todos eles apresentaram a mesma tendência. Optou-se por registrar nos gráficos apenas o aumento de temperatura.

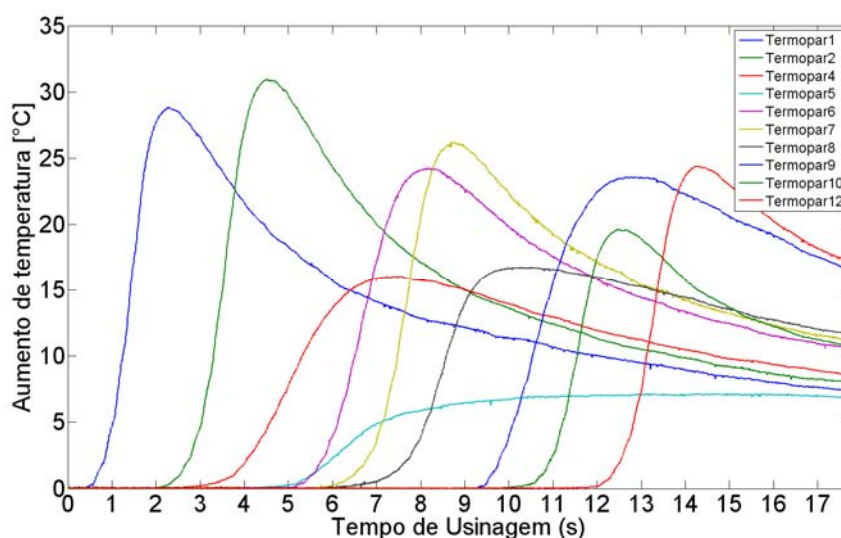


Figura 9 Curvas experimentais da variação de temperatura na condição de usinagem C2

A Figura 10 representa o conjunto de curvas numéricas dos termopares também na condição C2. Assim como nos gráficos experimentais, foi registrado o aumento de temperatura.

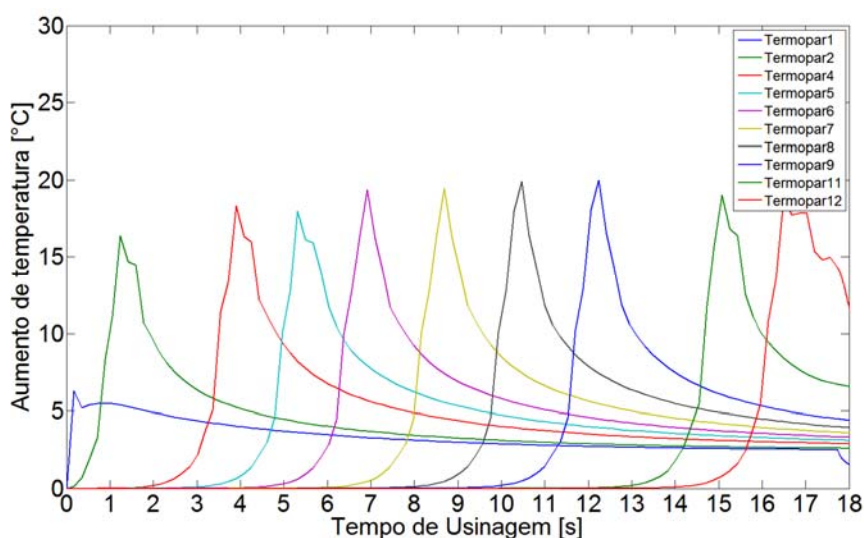


Figura 10 Curvas numéricas da variação de temperatura na condição de usinagem C2

As curvas experimentais de temperatura dos termopares 3 e 10 apresentaram ruídos e, portanto foram retirados das análises. Pelos gráficos apresentados pode-se observar que a distribuição de temperatura medida pelo método experimental não se comporta de maneira tão uniforme quanto a numérica. Este fato pode ter ocorrido devido ao posicionamento dos termopares, já que o gradiente de temperatura na região próxima ao plano de fresamento é muito alto. Embora os termopares tenham sido cuidadosamente posicionados, pequenas variações de distância levam a registros muito diferentes de temperatura.

Em seguida, estes dados foram tratados de forma a se comparar os dados simulados aos experimentais de forma a mais justa possível. Após a aquisição de temperatura para todas as condições de corte (C1, C2, C3) foi feita uma rotina em *Matlab* que calcula a média do aumento de temperatura na peça em cada condição de corte, conforme a Equação 4:

$$\Delta\bar{\theta}^{C,d} = \frac{1}{N} \sum_{i=1}^N \Delta\bar{\theta}_i^{C,d} \quad (4)$$

em que C é a condição de usinagem, d a distância entre o termopar e a fonte de calor e N é o número de termopares.

O gráfico da Figura 11 representa o aumento médio de temperatura medido experimentalmente nas distâncias $d_{0,8}$ e $d_{1,35}$ em função da velocidade de corte.

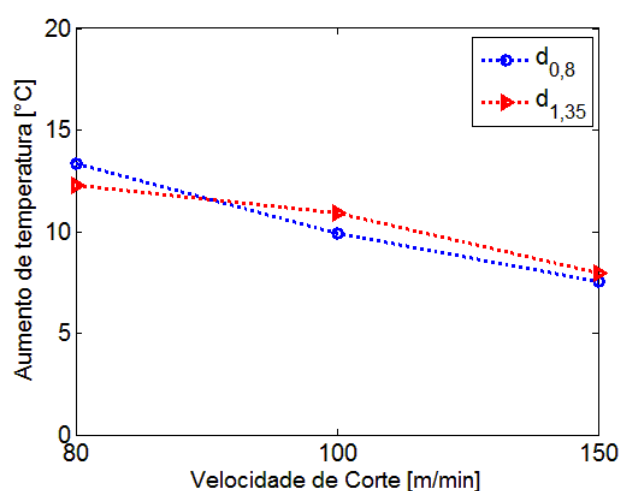


Figura 11 Variação de temperatura em função da velocidade de corte nas distâncias $d_{0,8}$ e $d_{1,35}$

O gráfico da Figura 12 representa o aumento médio de temperatura medido numericamente nas distâncias $d_{0,8}$ e $d_{1,35}$ em função da velocidade de corte.

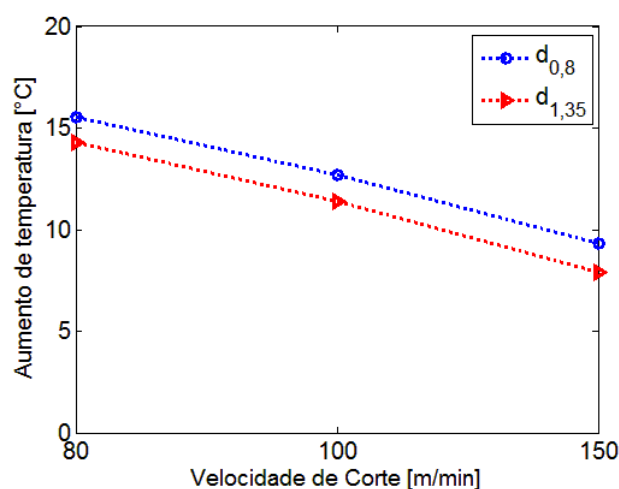


Figura 12 Variação de temperatura em função da velocidade de corte nas distâncias $d_{0,8}$ e $d_{1,35}$

Pelos gráficos, pode-se observar que o aumento da velocidade de corte variou em torno da média, confirmando sua influência na variação da temperatura. O aumento da velocidade de corte causou a redução da temperatura da peça,

provavelmente devido ao menor tempo de contato ferramenta-peça, tendo sido o calor em sua maior parcela dissipado pelo cavaco durante o processo de fresamento.

Para validar estes resultados estatisticamente, os resultados numéricos foram comparados com a incerteza dos resultados experimentais com intervalo de confiança de 95%. A Figura 13 ilustra esta comparação.

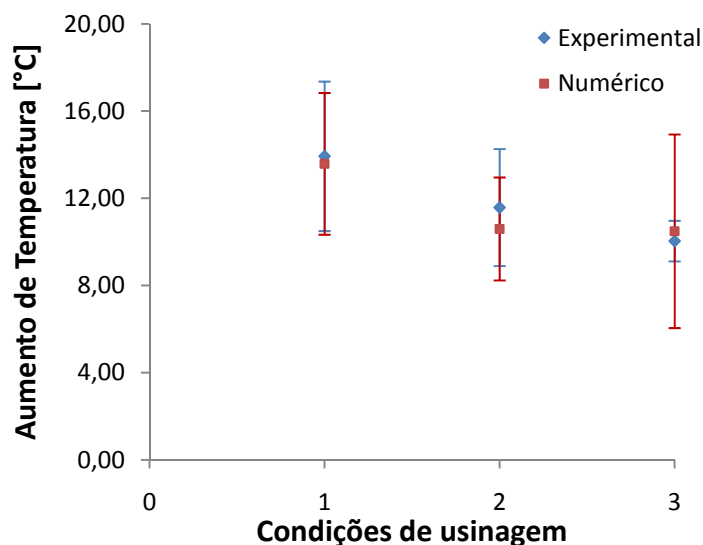


Figura 13 Comparação entre a incerteza das médias das temperaturas obtidas pelo método experimental e numérico

Pelo gráfico apresentado acima é possível observar que a variação de temperatura medida através do método numérico está dentro dos limites do desvio padrão da variação de temperatura medida através do método experimental.

4. CONCLUSÕES

Através da análise dos resultados pode-se concluir que:

- Em fresamento, mesmo quando há aumento de velocidade e conseqüente aumento do fluxo de calor, a distribuição de calor na peça é menor devido ao tempo reduzido de contato entre peça e ferramenta. Pressupõe então que a maior parte do calor gerado no processo é dissipada para o cavaco;
- Pelos resultados numéricos obtidos, pode-se verificar comportamento semelhante a resultados experimentais quanto às mudanças de parâmetro de corte;
- O modelo proposto permite a simulação completa de fresamento em menos de 7 horas de processamento;
- Os resultados comprovam que o uso técnicas de simulação do processo de corte utilizando elementos finitos são ferramentas eficazes na avaliação da distribuição de temperatura e de deformações na região de corte, favorecendo o uso de parâmetros de usinagem que aumentem a produtividade e assegurem a qualidade da peça usinada.
- Com as simulações FEM foi possível obter resultados semelhantes aos resultados experimentais com algumas vantagens: não houve custo de material e o tempo de simulação é menor se comparado ao tempo do processo de fresamento real.

5. AGRADECIMENTOS

Os autores agradecem ao apoio das agências de fomento CAPES (Coordenação de Aperfeiçoamento de Pessoal de Nível Superior) pelo suporte financeiro.

6. REFERÊNCIAS

- Belhadi, S., Mabrouki, T. and Rigal, J.F., 2005, "Experimental and numerical study of chip formation during straight turning of hardened AISI 4340 steel", Proceedings of ImechE, Part B, Journal of Engineering Manufacture, No. 219, pp. 515-524.
- Christiffel, K., 2001, "High speed machining – from a tool manufacture's perspective".
- Dirikolu, M.H., Childs, T.H.C., Maekawa, K., "Finite element simulation of chip flow in metal machining ", International Journal of Mechanical Sciences, Vol. 43, pp. 2699-2713.
- Ferraresi, D., "Fundamento da Usinagem dos Metais", 9ª Ed. Editora Edgard, Vol. 1, Blücher Ltda, São Paulo.

- Johnson, G.R., Cook, W.H., 1985, "Fracture characteristics of the three metals subjected to various strains, strain rates, temperatures and pressures", Vol. 21, No. 1, pp 31-48.
- Majumdar, P., Jayaramachandran, R., Ganesan, S., 2005, "Finite element analysis of temperature rise in metal cutting processes.", Applied Thermal Engineering, pp. 2152-2168.
- Moufki, A., Devillez, A., Dudzinski, D., Molinari, A., 2004, "Thermomechanical modelling of oblique cutting experimental validation", International Journal of Machine Tools and Manufacture, Vol. 44, pp. 971-989.
- Ozel, T., 2006. "The influence of friction models on finite element simulations of machining". International Journal of Machine Tools and Manufacture, Vol. 46, No. 5, pp. 518-530.
- Shi, J.; Lin, C.R., 2004, "The influence of material models on finite element simulation of machining", Transactions of ASME, Journal of Manufacturing Science and Engineering, No. 126, pp. 849-857.
- Trent, E., 1988, "Metal cutting and the tribology of seizure: III temperature in the metal cutting wear ", Vol. 128, pp. 65-81.

7. DIREITOS AUTORAIS

Os autores são os únicos responsáveis pelo conteúdo do material impresso incluído no seu trabalho.

STUDY OF HEAT DISTRIBUTION DURING THE ORTHOGONAL MILLING CUTTING PROCESS USING THE FINITE ELEMENT METHOD

Cláudia Hespanholo Nascimento, claudian@sc.usp.br¹
Reginaldo Teixeira Coelho, rtcoelho@sc.usp.br¹

¹Departament of Production Engineering, School of Engineering of São Carlos, University of São Paulo, Av. Trabalhador São Carlense, 400 CEP 13566-590, São Carlos, SP/Brazil

Abstract. *The goal of this study is to compare a model of chip formation obtained by the Finite Element Method (FEM) with experimental results in orthogonal milling process. The comparison focuses on the temperature distribution in workpiece. The paper develops a model for chip formation with the temperature distribution in the cutting zone using the software ABAQUS. The model uses the explicit method of solution for the chip formation during an interaction between insert and workpiece. To simulate a complete operation of orthogonal milling of a workpiece with a length 80mm and thick 5 mm with hardened AISI 4340 steel, was simulated using the implicit method. The workpiece material is modeled as an isotropic-elastic-plastic according to the Johnson-Cook proposal. The comparison is made with cutting speeds of 80, 100 and 150 m/min and 0.17 mm/rev to check the influences of speed and feed in the temperature. From the comparison of these results, it will be possible to assess the efficiency of the model developed by FEM simulation of machining process in High Speed Machining (HSM).*

Keywords: *Finite elements, heat distribution, orthogonal milling.*