



VI CONGRESSO NACIONAL DE ENGENHARIA MECÂNICA
VI NATIONAL CONGRESS OF MECHANICAL ENGINEERING
18 a 21 de agosto de 2010 – Campina Grande – Paraíba - Brasil
August 18 – 21, 2010 – Campina Grande – Paraíba – Brazil

ESTUDO TEÓRICO-EXPERIMENTAL DA CONDUÇÃO DE CALOR NA REGIÃO DE FORMAÇÃO DE CAVACOS USANDO MÉTODOS ANALÍTICOS E NUMÉRICOS

Cláudia Hespanholo Nascimento, cludian@sc.usp.br¹

Vanda Maria Luchesi, vmluc@sc.usp.br²

Reginaldo Teixeira Coelho, rtcoelho@sc.usp.br¹

¹Departamento de Engenharia de Produção, Escola de Engenharia de São Carlos, Universidade de São Paulo, Av. Trabalhador São Carlense, 400 CEP 13566-590, São Carlos, SP/Brasil

²Departamento de Engenharia Mecânica, Escola de Engenharia de São Carlos, Universidade de São Paulo

Resumo. *O calor gerado no corte de metais é um dos tópicos primordiais na pesquisa do processo de usinagem. O aquecimento da região de formação de cavacos influencia a vida útil da ferramenta, a precisão do corte e o acabamento da peça. Com o intuito de solucionar estes problemas vários estudos na literatura apresentam modelos analíticos e numéricos da condução de calor. Estes estudos têm o objetivo de determinar a distribuição de temperatura, particularmente nos processos de usinagem em altas velocidades. Neste trabalho é proposto um modelo analítico bidimensional para a condução de calor na ferramenta ao usinar uma peça de aço AISI 4340. Este processo é modelado em regime transiente considerando-se as fronteiras do sólido com convecção para o meio ambiente. O modelo terá como entrada as forças medidas em uma operação de torneamento em corte ortogonal. A solução analítica da Equação Diferencial Parcial (EDP) não homogênea com condições de contorno de Robin será construída utilizando a técnica da transformada integral. A partir das condições experimentais é desenvolvido um modelo com o método dos elementos finitos (MEF) utilizando o software ABAQUS. Os resultados analíticos e numéricos serão comparados entre si e com ensaios experimentais. Os ensaios experimentais utilizam a técnica termopar inserido na ferramenta para medir a temperatura e um dinamômetro piezelétrico para medir as forças. A verificação da eficiência dos métodos propostos será discutida.*

Palavras-chave: MEF, aço AISI 4340, torneamento, EDP

1. INTRODUÇÃO

O aquecimento da região de formação de cavacos influencia a vida útil da ferramenta, a precisão do corte e o acabamento da peça. Com o intuito de otimizar o processo de usinagem de metais vários métodos foram propostos para calcular a distribuição de temperatura, Chao and Trigger (1951); Tay and Stevenson (1974); Boothroyd (1975). Na literatura destacam-se os seguintes métodos para analisar a temperatura de corte. Os métodos experimentais: método do termopar inserido e o método da radiação térmica. Métodos analíticos: soluções analíticas de equações diferenciais que governam o modelo de distribuição de calor. Métodos numéricos: técnicas de solução numérica de equações diferenciais.

O ponto de partida para a maioria dos métodos analíticos tem sido os modelos desenvolvidos na metade do século XIX pelos autores Trigger e Chao, e Loewen e Shaw todos usando corte ortogonal, Machado *et al.* (2009). Outras importantes contribuições com estudos analíticos foram os trabalhos de Hahn, Leone, Nakayama, Boothroyd, Weiner, Rapier, Dutt e Brewer, e Dawson e Malkin. De acordo com Komanduri and Hou (2000b), as diferenças encontradas nestes modelos decorrem das hipóteses simplificadoras assumidas, tais como a natureza da fonte de calor, a estimativa da taxa de partição de calor, a direção do movimento da fonte de calor, e as condições de contorno.

Abordando uma análise crítica das publicações correntes verifica-se que a maioria dos trabalhos publicados na área de condução de calor em usinagem considera os experimentos fora da realidade do chão de fábrica. Geralmente o modelo é analisado com a peça isolada ou com temperaturas constantes na fronteira, isto ocorre devido às hipóteses simplificadoras do modelo, as quais o tornam mais fácil de ser resolvido matematicamente. Estas hipóteses podem ocasionar

prejuízos na análise qualitativa do experimento. Outra hipótese simplificadora bem comum na literatura é considerar a peça usinada como sendo um sólido infinito ou semi-infinito, cuja solução é bem mais simples e fácil de ser manipulada matematicamente.

O presente artigo propõe a modelagem da condução de calor num sólido finito em regime transiente do processo de usinagem por meio de uma EDP com condições de contorno de Robin. Fisicamente estas condições de contorno descrevem a transferência convectiva do calor através das fronteiras do sólido em contato com o meio ambiente. A partir deste modelo são estabelecidas soluções utilizando métodos analíticos e numéricos.

A solução analítica da EDP será construída utilizando a técnica da transformada integral. Um modelo semelhante será desenvolvido usando-se o método dos elementos finitos (MEF). Com o intuito de avaliar as soluções analíticas e por MEF estas serão verificadas por meio de comparação com dados experimentais obtidos de um trabalho anterior desenvolvido no mesmo laboratório Aneiro *et al.* (2008). O método experimental utilizado para aquisição de dados é o método do termopar inserido, o qual registra a temperatura em um ponto da ferramenta no processo de torneamento do aço carbono AISI 4340. Além disso, será realizada uma análise comparativa entre as soluções analítica e por MEF.

A técnica da transformada integral fornece uma aproximação da solução de certas classes de equações diferenciais parciais lineares. O método é particularmente conveniente para a solução de problemas homogêneo e não-homogêneo de condução de calor sujeito a valores de contorno, desde que a segunda derivada parcial é removida da equação diferencial por este método. Neste sentido, no problema de condução de calor a transformada integral é aplicada para remover a derivadas parciais com respeito às variáveis espaciais, Özisik (1980) e Özisik (1968).

O método dos elementos finitos (*Finite Element Method* - FEM) é uma análise matemática que consiste na discretização de um meio contínuo em pequenos elementos, mantendo as mesmas propriedades do meio original e se tornou uma valiosa ferramenta para simular o processo de usinagem. Modelos de elementos finitos são amplamente usados para calcular tensão, deformação e distribuição de temperatura na zona de cisalhamento primária, secundária e na zona de interface entre a peça e a superfície de folga da ferramenta. Conseqüentemente, as temperaturas na ferramenta, no cavaco e na peça, assim como as forças de corte, deformação plástica (ângulo de cisalhamento e espessura do cavaco), formação de cavaco e sua possível quebra podem ser determinadas em um menor tempo e por menor custo que métodos experimentais, Grzesik (2005).

O software ABAQUSTM é um software muito utilizado para a simulação do FEM e permite que modelos mais complexos, com geometria complicada e ocorrência de deformações sejam modelados.

2. ESTUDO TEÓRICO

2.1 Termomecânica do Corte

No processo de usinagem o material da peça é removido por uma aresta cortante conforme mostrado na Fig. 1. Assume-se que a formação de cavacos seja uniforme ao longo da aresta cortante e portanto existe um plano bidimensional de tensões e deformação sem espalhamento lateral do material. Desta forma, as forças de corte são exercidas somente na direção da velocidade de corte e na direção da velocidade de avanço. Denominam-se tais forças como força tangencial de corte (F_c) e força de avanço (F_f).

Existem três zonas de deformação no processo de corte (Fig. 2) e conseqüentemente geração de calor.

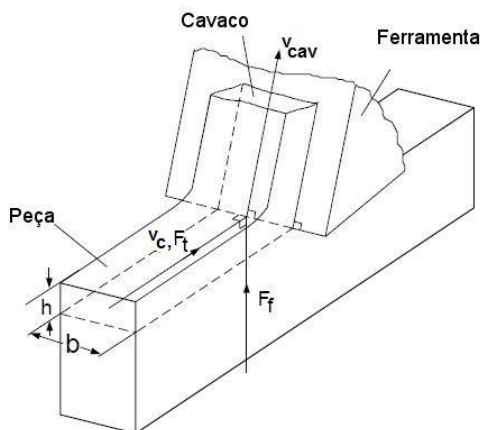


Figura 1. Geometria do corte ortogonal

Fonte: Adaptado de Altintas (2000)

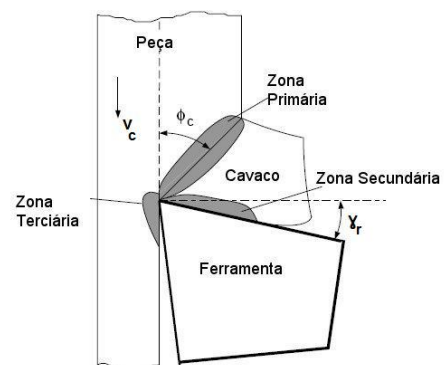


Figura 2. Seção Transversal do corte ortogonal

Fonte: Adaptado de Altintas (2000)

O calor gerado na zona de cisalhamento primária é dissipado pelo cavaco e a outra parte é conduzida à peça. Esta parte

de calor, no entanto, gera elevação na temperatura da peça. O calor gerado nesta zona praticamente não tem influência nenhuma na temperatura da ferramenta, pois o calor gerado aqui se deve a formação do cavaco, e o tempo que uma porção do cavaco passa sobre a superfície de saída da ferramenta é muito pequeno para poder conduzir calor, Trent and Wright (2000). Na zona de cisalhamento secundária é onde se desenvolve a maior fonte de calor para o aumento da temperatura da 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 calor gerado na zona terciária de deformação, a interface peça-ferramenta, é devido ao trabalho feito pelo atrito, o qual ocorre no contato de atrito entre o flanco da ferramenta e a superfície recém usinada. A geração de calor e as temperaturas nas zonas primárias e secundárias são altamente dependentes das condições de corte, enquanto a geração de calor na zona terciária é fortemente influenciada pelo desgaste do flanco da ferramenta, Abukhshim *et al.* (2006).

Em resumo, o consumo de energia e a geração calor em processos de corte de metal são dependentes de uma combinação das condições de corte, da geometria da ferramenta de corte e das propriedades físicas e químicas do material da peça e da ferramenta. Ao modelar a distribuição de calor na ferramenta é possível abordar apenas a termomecânica que influência esta distribuição, ou seja, na zona de cisalhamento secundário.

Assim a velocidade do cavaco v_{cav} pode ser calculada como:

$$v_{cav} = v_c \frac{\text{sen}(\phi_c)}{\text{cos}(\phi_c - \gamma_r)} \quad (1)$$

onde ϕ_c é o ângulo de cisalhamento, formado entre a direção da velocidade de corte v_c e o plano de cisalhamento e γ_r é o ângulo de saída da aresta de corte, Fig. 3.

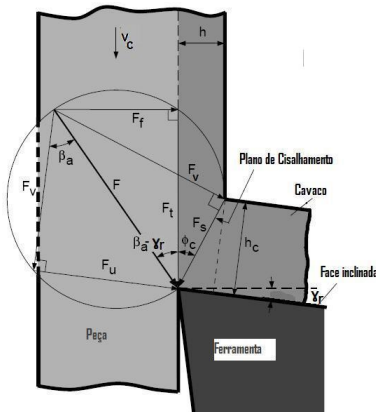


Figura 3. Diagrama de distribuição das forças (Círculo de Merchant)

Fonte: Adaptado de Altintas (2000)

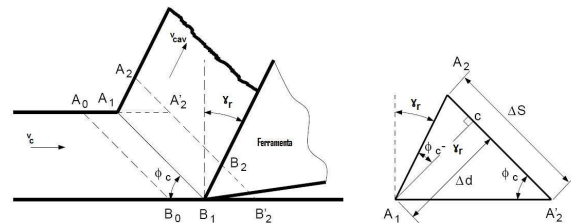
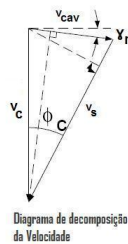


Figura 4. Deformação do cavaco no corte ortogonal

Fonte: Adaptado de Altintas (2000)

Existem duas componentes da força atuando na face inclinada da ferramenta (Fig. 3), a força normal F_v e a força tangencial F_u . A força que predominantemente influencia a distribuição de calor na ferramenta é a força tangencial. Esta força pode ser calculada a partir da decomposição geométrica, Fig. 3, como:

$$F_u = F_c \text{sen}(\gamma_r) - F_f \text{cos}(\gamma_r) \quad (2)$$

Assumindo que todo trabalho mecânico realizado no processo é convertido em calor então o fluxo de calor q_u em Joules por segundo (J/s) na zona secundária de deformação, principal fonte de calor que afeta a ferramenta, pode ser calculado como:

$$q_u = F_u v_{cav} \quad (3)$$

A fim de modelar a geometria da fonte de calor na ferramenta deve-se estudar a geometria de deformação do cavaco apresentada na Fig. 4. Assume-se que a seção do cavaco sem deformação $A_0B_0A_1B_1$ está se movendo com velocidade v_c .

O material da peça é deformado plasticamente no plano de cisalhamento (A_1B_1), e o cavaco cortado desliza sobre a face da ferramenta com velocidade v_{cav} . Depois de um tempo de aderência Δt a faixa de metal não cortada $A_0B_0A_1B_1$ torna-se o cavaco com geometria $A_1B_1A_2B_2$.

Segundo Altintas (2000) da geometria do corte ortogonal pode-se aproximar o comprimento de contato do cavaco com a ferramenta, l_t , por:

$$l_t = \frac{h \text{sen}(\phi_c + \beta_a + \gamma_r)}{\text{sen}(\phi_c) \text{cos}(\beta_a)} \quad (4)$$

Este comprimento multiplicado pela largura de corte b resulta na área da fonte de calor sobre a superfície de saída da ferramenta.

2.2 Modelo de Distribuição de Calor

Considera-se a ferramenta um sólido homogêneo isotrópico com temperatura inicial T_0 . Para $t > 0$, existe geração de calor, na área compreendida pelo produto $l_t \cdot b$ e dissipação por convecção através das superfícies de contorno para o meio que a envolve à temperatura constante T_∞ . Assumindo ainda uma geometria retangular para a superfície de saída da ferramenta, a distribuição de calor na região de formação de cavacos sobre a superfície de saída da ferramenta pode ser modelado por:

$$\frac{\partial^2 T}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial y^2} + \frac{g(x, y, t)}{k} = \frac{1}{\alpha} \frac{\partial T}{\partial t} \quad 0 < x < l_1, \quad 0 < y < l_2 \quad (5)$$

Ou seja, uma fonte de calor com área l_t por b se movendo sobre a superfície de saída da ferramenta com velocidade v_{cav} . Assumindo a ferramenta como um sólido finito de lados l_1 e l_2 , têm-se as seguintes condições de contorno:

$$\pm k \frac{\partial T}{\partial x} + h_f(T - T_\infty) = 0, \text{ para } x = 0, l_1 \quad \text{e} \quad \pm k \frac{\partial T}{\partial y} + h_f(T - T_\infty) = 0, \text{ para } y = 0, l_2 \quad (6)$$

e condição inicial $T(x, y, 0) = T_0$

3. SOLUÇÕES DO MODELO

3.1 Solução Analítica utilizando Transformada Integral

O número das variáveis na solução deste problema de condução de calor, em particular, pode ser reduzido introduzindo variáveis adimensionais. Seja L o comprimento característico do sólido, reescrevendo a equação 7, nos parâmetros adimensionais $\xi, \eta, \Theta, F_0, \Phi$ e Bi (definidos na lista de símbolos) tem-se:

$$\left(\frac{\partial^2 \Theta}{\partial \xi^2} + \frac{\partial^2 \Theta}{\partial \eta^2} \right) + \Phi = \frac{\partial \Theta}{\partial F_0} \quad \text{em } R = [0, 1] \times [0, 1], \quad F_0 > 0 \quad (7)$$

$$\frac{\partial \Theta}{\partial N} \pm Bi \Theta = 0 \quad \text{se } N = \xi \text{ em } \xi = 0, 1, \\ \text{se } N = \eta \text{ em } \eta = 0, 1, \quad (8)$$

$$\Theta = 1 \quad \text{em } R, \quad F_0 = 0 \quad (9)$$

De onde

$$\Phi = \frac{gL^2}{k(T_0 - T_\infty)} \quad (10)$$

e $g = g(x, y, t)$ é a intensidade da fonte de calor a qual será definida na seção 3.1.1

A solução adimensional da Eq. 7 é estabelecida no trabalho de Özlçer (1969). Esta solução é baseada na técnica da transformada integral. Em (Özlçer, 1969, pag. 310) o autor garante a convergência uniforme da série infinita da equação solução assegurada pela exigência de que a função Φ possua primeira e segunda derivada parcial continua na variável espacial e derivada parcial continua de primeira ordem na variável tempo F_0 . Garantida a convergência pode-se supor que a série converge para seu primeiro termo, $m = 1$. Assim adota-se a solução aproximada do problema de condução de calor descrita pela seguinte equação:

$$\Theta(\xi, \eta, F_0) = \frac{K(\lambda_1, \xi, \eta)}{\lambda_1^2} \left\{ \frac{\bar{\Phi}(\lambda_1, F_0)}{k} + e^{-\lambda_1^2 F_0} \left\{ \bar{F}(\lambda_1) \lambda_1^2 - \bar{\Phi}(\lambda_1, 0) - \int_0^{F_0} e^{-\lambda_1^2 \bar{F}_0} \left[\frac{\partial \bar{\Phi}}{\partial t}(\lambda_1, \bar{F}_0) \right] d\bar{F}_0 \right\} \right\} \quad (11)$$

onde

$$\bar{F}(\lambda_1) = \int_0^1 \int_0^1 K(\lambda_1, \bar{\xi}, \bar{\eta}) d\bar{\xi} d\bar{\eta} \quad (12)$$

$$\bar{\Phi}(\lambda_1, F_0) = \int_0^1 \int_0^1 K(\lambda_1, \bar{\xi}, \bar{\eta}) \Phi(\bar{\xi}, \bar{\eta}, \bar{F}_0) d\bar{\xi} d\bar{\eta} \quad (13)$$

$$K(\lambda_1, \xi, \eta) = K(\beta_1, \xi) K(\mu_1, \eta), \quad \lambda_1^2 = \beta_1^2 + \mu_1^2 \quad (14)$$

$$K(\beta_1, \xi) = \frac{\beta_1 \cos(\beta_1 \xi) + B_i \operatorname{sen}(\beta_1 \xi)}{\frac{1}{2} \left[(\beta_1^2 + B_i^2) \left(1 + \frac{B_i}{\beta_1^2 + B_i^2} \right) + B_i \right]} \text{ e } K(\mu_1, \eta) = \frac{\mu_1 \cos(\mu_1 \eta) + B_i \operatorname{sen}(\mu_1 \eta)}{\frac{1}{2} \left[(\mu_1^2 + B_i^2) \left(1 + \frac{B_i}{\mu_1^2 + B_i^2} \right) + B_i \right]} \quad (15)$$

Nas equações 14 e 15 β_1 e μ_1 são os autovalores das autofunções $K(\beta_1, \xi)$ e $K(\mu_1, \eta)$, respectivamente, e devem satisfazer a equação:

$$\tan(\zeta_1) = \frac{2B_i}{\zeta_1^2 - B_i}, \quad \zeta = \beta, \mu \quad (16)$$

Na equação 11 a função Φ deve ser conhecida. A fim de descrevê-la deve-se estudar a intensidade da fonte de calor dentro da área de contato sobre a superfície de saída da ferramenta.

3.1.1 Modelando a fonte de Calor

Assume-se a área de contato do cavaco com a ferramenta como uma fonte de calor com geometria retangular (Fig. 5), com dimensões $2a_0 = b$ e $2b_0 = l_t$, em que l_t foi calculado conforme a equação 4, sobre a superfície de saída da ferramenta.

A intensidade da fonte de calor será considerada adotada com uma distribuição parabólica sobre a superfície de saída e pode ser formulada como, Abukhshim *et al.* (2006):

$$g(x, y, t) = \begin{cases} \frac{q_u}{4a_0b_0} (1 - (\frac{y_i}{b_0})^2) (1 - (\frac{x_i}{a_0})^2) & -a_0 < x_i < a_0 \quad -b_0 < y_i < b_0 \\ 0 & \text{caso contrário} \end{cases} \quad (17)$$

onde a_0, b_0 são metade do lado da fonte retangular e x_i, y_i são as distâncias ao centro da fonte, Fig. 5.

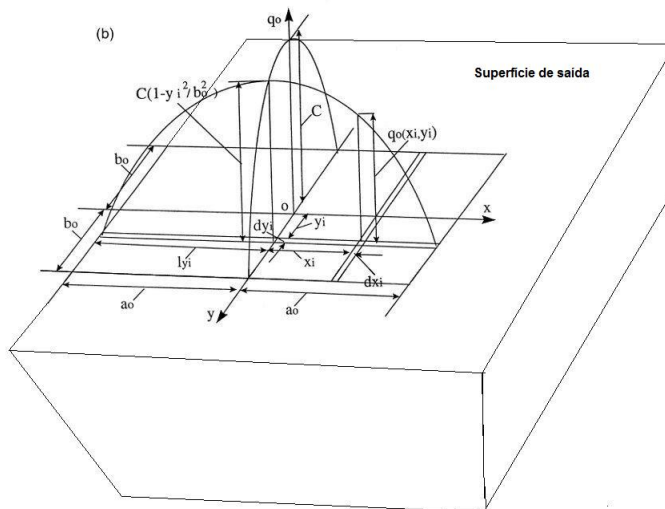


Figura 5. Intensidade da fonte de calor com forma retangular e distribuição parabólica

Fonte: Adaptado de Komanduri and Hou (2000a)

A partir da equação 11 para a distribuição de calor e a equação 17 para a fonte de calor a temperatura na ferramenta poderá ser calculada em qualquer ponto x e y , sendo assim comparável ao método FEM e aos dados medidos experimentalmente.

3.2 Solução do modelo por meio de Métodos Numéricos

O conceito básico da técnica é a subdivisão da região em regiões suficientemente pequenas, então a solução é dada por cada uma das pequenas regiões (elementos) que podem ser representados por simples funções, Chen and Black (1924).

Para este estudo, foram assumidas as seguintes hipóteses: o corte está em 2D e é considerado Lagrangiano; a ferramenta, a peça e o cavaco são homogêneos e isotrópicos e o corte ortogonal. O método explícito simula a formação de cavacos por um período de tempo e alguns milésimos de segundo, o que não permite afirmar que o resultado obtido seja próximo dos valores medidos experimentalmente com termopares, uma vez que a estabilidade da temperatura medida por meio de termopares leva cerca de 30 segundos no experimento real. Isso se deve ao fato de que há um tempo necessário para que a junção quente do termopar absorva o calor e que esse seja convertido em tensão elétrica e captado pelo sistema eletrônico, transformando-a em valores analógicos. Além disso, a onda de calor gerada pelo processo de formação de cavacos deve percorrer o espaço entre a fonte, seja plano de cisalhamento, ou a interface cavaco-ferramenta, até o ponto de medição onde o termopar se coloca. Esse espaço, em geral, é de alguns milímetros. Sendo assim, a simulação deve se dar em tempo real por um intervalo suficiente para que a onda de calor atinja o ponto onde o termopar se coloca e durar o suficiente para que tudo se estabilize, como é feito na realidade experimental. Uma solução para o problema da longa duração da simulação, sem que se necessite um longo tempo de simulação numérica foi dividir a simulação em duas etapas. Na primeira etapa, a simulação é realizada com o método explícito para que haja formação de cavaco durante o contato peça-ferramenta. Porém, devido a instabilidades numéricas provocadas por eliminação de elementos que se rompem segundo o critério de ruptura adotado, foi possível simular o corte por 0,0004 segundos. As Figuras 6 e 7 mostram o modelo do torneamento real e seu respectivo modelo simplificado para realizar a simulação, respectivamente.

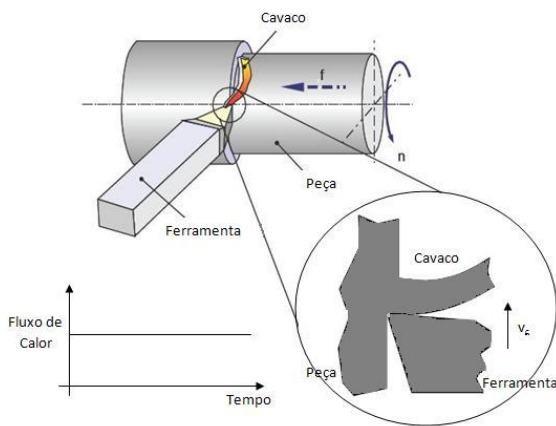


Figura 6. Geometria do processo e modelagem em 2D

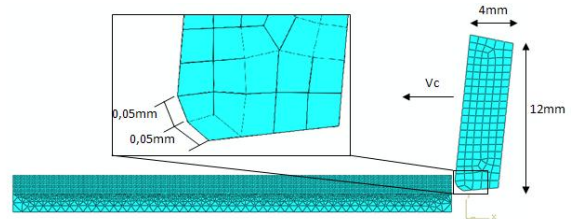


Figura 7. Modelo MEF da peça e da ferramenta

Na segunda etapa da simulação, foi utilizado método implícito em que não há formação de cavacos, mas há distribuição de calor por 30 segundos na ferramenta. Para que ocorra essa distribuição de calor na ferramenta, um fluxo de calor, equivalente ao fluxo obtido na primeira etapa da simulação, foi transferido para a parte da ferramenta em que há contato com a peça e o cavaco durante o corte, ilustrada na Figura 7. Na primeira etapa não foi usada condição de convecção devido ao curto tempo de simulação. Na segunda etapa usou-se a condição de refrigeração com ar com um valor de coeficiente de convecção h_f de $15,5 \text{ W}/(\text{m}^2 \text{ } ^\circ\text{C})$ conforme o cálculo mostrado na seção 4.2 deste trabalho.

3.3 Formulação Johnson-Cook

Para modelar o material da peça, foi utilizada a formulação Johnson-Cook. O modelo de material proposto por Johnson-Cook é um dos mais convenientes e também um dos que produz excelentes resultados ao descreverem o comportamento do material na formação do cavaco, Coelho *et al.* (2007). A formulação para a tensão de escoamento σ é expressa por:

$$\sigma = \underbrace{[A + B\epsilon^n]}_{\text{Termo-ElastoPlástico}} \underbrace{\left[1 + C \ln \frac{\dot{\epsilon}}{\dot{\epsilon}_0}\right]}_{\text{TermoViscosidade}} \underbrace{\left[1 - \left(\frac{T - T_{room}}{T_{melt} - T_{room}}\right)^m\right]}_{\text{TermoAmolecimento-Termico}} \quad (18)$$

em que ϵ é a deformação plástica equivalente, $\dot{\epsilon}^* = \dot{\epsilon}/\dot{\epsilon}_0$ é a taxa de deformação plástica para $\dot{\epsilon}_0 = 1.0\text{s}^{-1}$. 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 peça foi modelado como isotrópico termo-elasto-plástico para descrever o comportamento do material como função da deformação, taxa de deformação e temperatura. O material da ferramenta foi modelado como perfeita-

mente 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 definido como:

$$D = \sum \frac{\Delta \epsilon}{\epsilon^f} \quad (19)$$

em que $\Delta \epsilon$ o incremento da deformação plástica equivalente que ocorre durante um ciclo de integração e ϵ^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 20:

$$\epsilon^f = [D_1 + D_2 \exp D_3 \sigma^*] [1 + D_4 \ln \dot{\epsilon}^*] \left[1 + D_5 \left(\frac{T - T_{room}}{T_{melt} - T_{room}} \right) \right] \quad (20)$$

em que D_1, D_2, D_3, D_4 e D_5 são constantes de ruptura e $\sigma^* = \sigma_m / \bar{\sigma}$, onde σ_m é a média de três tensões normais e $\bar{\sigma}$ é a tensão equivalente de von Mises. A taxa de deformação plástica $\dot{\epsilon}^*$ e as temperaturas T_{melt} e T_{room} são as mesmas usadas na equação 18, Johnson and Cook (1985).

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 Mises do material da peça.

4. TRABALHOS EXPERIMENTAIS

4.1 Medição de temperatura por métodos experimentais

Os dados experimentais necessários para a comparação das soluções foram retirados do trabalho Aneiro *et al.* (2008). Neste trabalho utilizou-se uma peça de aço AISI 4340 e a ferramenta DCLNL 2525 M12-2 com pastilhas CNMA-120408-KR. A geometria da ferramenta tem ângulo de saída $\gamma_r = 6$ e pastilha com $s = 4mm$ de espessura e lado $l = 12mm$ extraídas de Coromat (2007). As condições de corte utilizadas para o ensaio experimental foram velocidade de corte $v_c = 150mm/min$, avanço $f = 0.07mm$ e profundidade de corte $a_p = 0.2mm$.

A medição da temperatura foi com um termopar do tipo K alocado a $0.2mm$ da superfície de saída da ferramenta. A coordenada deste ponto nos modelos analíticos e numérico é $(x, y) = (0.2, 0.2)$. A figura 1 do artigo Aneiro *et al.* (2008) ilustra a alocação do termopar na ferramenta. A Figura 10 mostra a curva experimental obtida neste trabalho experimental.

4.2 Cálculo da temperatura pelo método analítico

As medidas geométricas necessárias para a modelagem da fonte de calor, $g(x, y, t)$, são o comprimento de contato l_t calculado pela Equação 4 e a largura de corte $b = 3mm$. Com as dimensões da pastilha usada no trabalho experimental, item 4.1 pode-se calcular o comprimento característico da ferramenta $L = \frac{l^2 s}{l_s} = l$ e o ângulo de cisalhamento, usando [p. 17]AltintasB:

$$\phi_c = \frac{\pi}{4} - (\beta_a - \gamma_r) \quad (21)$$

Esta ultima equação descreve o Princípio da tensão de cisalhamento máxima, onde β_a é calculado pela equação:

$$\beta_a = \gamma_r + \tan^{-1} \frac{F_f}{F_c} \quad (22)$$

Como dados necessários para os cálculos no método analítico usaram-se os valores de forças de avanço e de corte do trabalho experimental de Aneiro *et al.* (2008): $F_c = 200N$ e $F_f = 45N$. A quantidade de calor q_u foi calculada pelas equações 2 e eq:qu e com esses valores de forças, usando-se a velocidade do cavaco calculada pela equação vs. A partir destes dados calcula-se a força de atrito F_u e q_u por meio das equações 2 e 3, respectivamente. A velocidade do cavaco foi calculada pela equação 1. Os dados resultantes dos cálculos para entrada na Equação 7 estão na Tabela 4.2

O valor do coeficiente de convecção do ar, h_f , foi calculado pela equação

$$h_f = \frac{Nuk_f}{L} \quad (23)$$

Tabela 1. Dados de entrada da solução analítica

h_f (ar, Eq. 23)	$g(x, y, t)$ (Eq. 17)	ϕ_e (Eq.21)	β_a (Eq. 22)	l_t (Eq. 4)	v_{cav} (Eq. 1)	F_u (Eq. 2)
$15.5W/(m^2\text{ }^\circ C)$	$280J/m^2s$	31°	$71,6^\circ$	$0.1mm$	$1.4m/s$	$195.30N$

onde k_f é a condutividade térmica do fluido, L é o comprimento característico da ferramenta e Nu é o número de Nusselt médio do fluido dado pela equação, (Incropera and Witt, 1992, p.331):

$$Nu = 0.664(Pr)^{\frac{1}{3}}\sqrt{Re} \quad (24)$$

para $Pr = 0.7$ o número de Prandtl do ar e $Re = 71.25$ o número de Reynold.

4.3 Medição de temperatura por MEF

Na simulação por MEF foram utilizadas as mesmas condições de corte e mesma geometria da ferramenta do trabalho experimental de Aneiro et al. 2008, citadas na seção 3.3 As constantes do material da ferramenta e para a ruptura estão listadas na Tabela 4.3

Tabela 2. Propriedades Johnson-Cook

	A	B	C	m	n	D_1	D_2	D_3	D_4	D_5	$T_m(K)$	T (K)
AISI 4340	792	510	0,014	0,26	1,03	0,05	3,44	-2,12	0,002	0,61	1793	305

Também usou-se como critério para eliminação do elemento da malha o valor 18×10^{-6} mm para deformação. Para $\bar{\tau}_{max}$ como fator limite da tensão tangencial na interface cavaco-ferramenta usou-se o valor de 400 MPa. As constantes físicas para os materiais da ferramenta e da peça estão especificadas na Tabela 4.3

Tabela 3. Propriedades dos Materiais

		Aço AISI 4340	Carboneto
Condutividade Térmica ($W/m^\circ C$)	k	38	20
Densidade (Kg/m^3)	ρ	7838	14950
Calor específico ($J/(Kg^\circ C)$)	c	477	210
Módulo de Young (MPa)		200	400
Coefficiente de Poisson		0,29	0,21
Coefficiente de expansão térmica ($\mu m/m^\circ C$)		0,000032	

5. RESULTADOS E DISCUSSÃO

5.1 Resultado experimental

Aneiro *et al.* (2008) verificou depois de algum tempo de usinagem, a temperatura se torna razoavelmente estável, uma vez que atinge o equilíbrio entre o calor gerado nas três zonas de deformação plástica e que se dissipou ao longo da peça, chip e uma ferramenta para o ambiente. Para todas as condições de usinagem, as curvas de temperatura se comportaram de modo similar. A curva de temperatura obtida para as condições utilizadas neste trabalho é mostrada na Figura10.

5.2 Resultados analíticos

A implementação da solução analítica do problema foi baseada nos dados descritos na seção 4.2 Estes dados foram substituídos na equação 11 e implementados em uma rotina computacional com o auxílio do Software MapleTM 12. A Eq. 25 é a solução do modelo para o ponto $(x, y) = (0.2, 0.2)$ coordenadas onde se localizou o termopar usado no trabalho experimental para medir a temperatura na ferramenta.

$$T(t) = 86.4 - 57.7e^{-1.96t}, \quad 0 < t < 30s \quad (25)$$

A curva gerada pela equação 25 esta ilustrada na Figura 10, juntamente com a curva experimental de temperatura, para comparação.

5.3 Resultados numéricos

As Figura 8 e 9 ilustram os resultados obtidos pelo modelo MEF de acordo com os modelos nas Figuras 6 e 7, respectivamente.

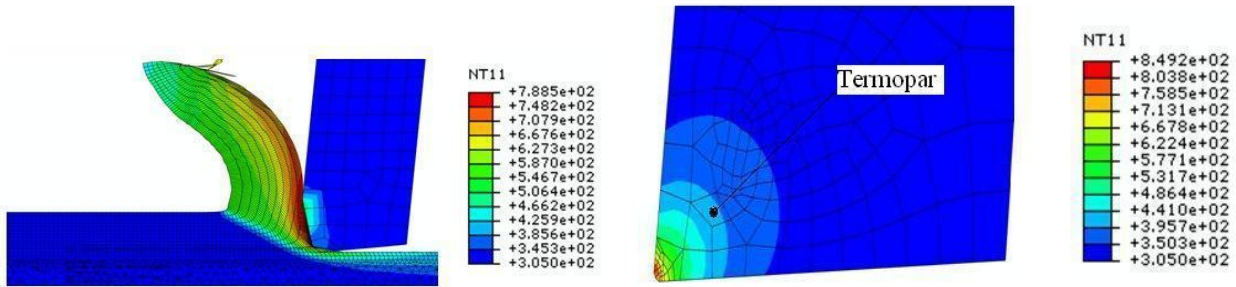


Figura 8. Temperatura na formação de cavacos usando o método explícito após 0,0004 s
 Figura 9. Temperatura na ferramenta usando método implícito após 30 s

A Figura 8 representa o resultado obtido pela primeira etapa usando método explícito, para somente a formação de cavaco. A maior temperatura está na zona de deformação secundária e é de 785 K. Desta simulação obtêm-se os valores de fluxo de calor para a ferramenta e para a peça. O tempo de simulação foi suficiente para que os valores de fluxo de calor se estabilizassem. Na Figura 9 pode-se observar a distribuição de temperatura na ferramenta de corte após 30 segundos. Próximo à ponta da ferramenta, encontra-se a maior temperatura (849 K).

5.4 Discussões

Para comparação com os dados experimentais da seção 4.1 será utilizada a temperatura da ferramenta a 0,2 mm da superfície de saída, e 0,2 mm da ponta, coordenadas $(x,y) = (0,2;0,2)$ onde se localizou o termopar no trabalho experimental. A Figura 10 mostra as 3 curvas de temperatura no tempo, obtidas pelos métodos usados para comparação neste trabalho.

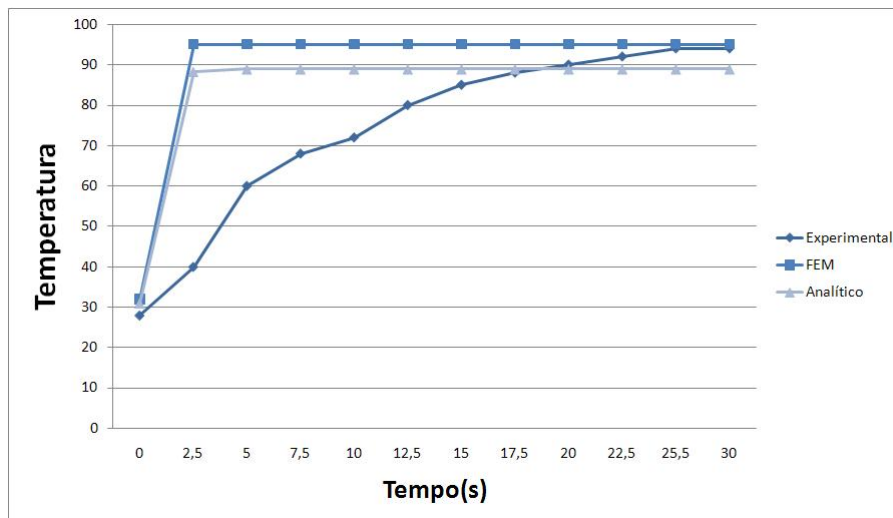


Figura 10. Resultados obtidos na coordenada $(x,y)=(0,2 0,2)$ para a temperatura usando e método experimental, analítico e MEF

A Figura 11 mostra o erro quadrático padrão pontual entre os resultados analíticos, numéricos e experimentais. O desvio foi calculado por

$$S = \sqrt{(T_1 - \bar{T})^2 + (T_2 - \bar{T})^2} \tag{26}$$

onde \bar{T} é a média das temperaturas no ponto e T_1 e T_2 são as temperaturas obtidas em dois métodos a serem comparados.

O erro quadrático padrão pontual mostra-se maior durante os primeiros segundos de usinagem, principalmente em 2,5 segundos. Porém a partir de aproximadamente 15 segundos o erro quadrático padrão se torna aceitável do ponto de vista prático.

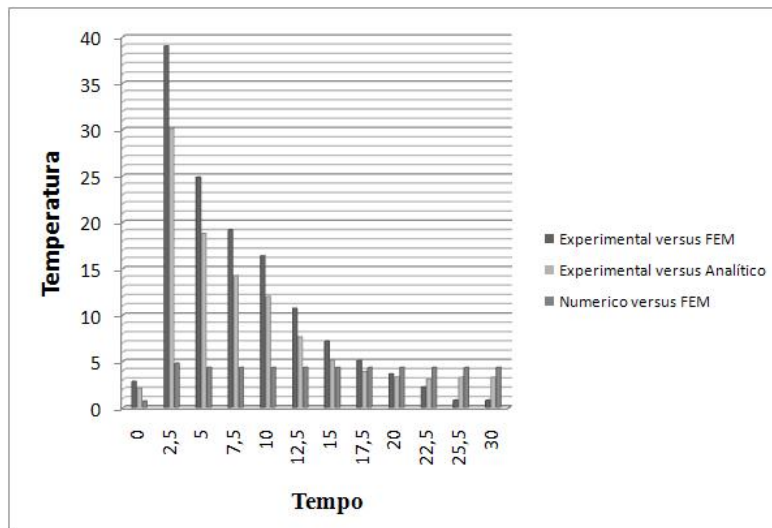


Figura 11. Gráfico do erro quadrático padrão pontual

Na comparação da solução analítica com os dados experimentais observa-se que as temperaturas iniciais e finais estão em acordo. No entanto ocorre grande discrepância dos dados com o tempo variando de 2.5 a 15 s, veja a Fig. 11. Isto pode ocorrer devido ao modelo da fonte de calor ser constante na variável tempo. Conseqüentemente, no modelo analítico ocorre apenas um impulso de calor para o tempo $t = 0s$. Se tomarmos vários impulsos para $t > 0$, o qual significaria um contato contínuo do cavaco, esta defasagem das curvas pode ser minimizada. Um novo modelo da fonte de calor deverá ser proposto em trabalhos futuros considerando a entrada de calor na ferramenta variável no tempo. Por outro lado, nota-se também a concordância do formato da curva dos dados analíticos e numéricos. Uma hipótese provável é que o mesmo problema de impulso constante em $t = 0$, com $\Delta t = 0,0004s$, ocorra na simulação numérica.

6. Conclusão

Pelos resultados obtidos neste trabalho comparativo pode-se concluir que:

- Os métodos analíticos e numéricos usando MEF se mostraram capazes de descrever o aumento da temperatura na ferramenta durante o processo de usinagem se aproximando dos dados experimentais quando o processo se aproxima do regime permanente;
- A função que descreve analiticamente a fonte de calor, Eq. 17, deve ser ajustada para uma função dependente do tempo a fim de obter uma melhor concordância dos resultados analíticos com o experimental, de modo a descrever o aumento gradativo da temperatura, típico de uma operação real;
- O modelo de simulação desenvolvido em MEF também deve ser aperfeiçoado para conseguir reproduzir o aumento gradual da temperatura experimentado pela ferramenta desde o início do contato aresta-peça. Isso pode ser conseguido por meio de uma aplicação gradual do fluxo de calor na segunda etapa da simulação. Esse aumento gradual poderia ser conseguido usando-se uma função que descreva a taxa de aumento do fluxo de calor.

7. AGRADECIMENTOS

Os autores agradecem ao apoio das agências de fomento FAPESP e CAPES pelo suporte financeiro.

8. REFERÊNCIAS

- Abukhshim, N.A., Mativenga, P. and Sheikh, M.A., 2006. "Heat generation and temperature prediction in metal cutting: A review and implications for high speed machining". *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, Vol. 46, pp. 782–800.
- Altintas, Y., 2000. *Manufacturing Automation*. Cambridge University Press, New York.
- Aneiro, F., Coelho, R. and Lincon, C., 2008. "Turning hardened steel using coated carbide at high cutting speeds". Vol. XXX, No. 2, pp. 104–109.
- Boothroyd, G., 1975. *Fundamentals of metal cutting and machine tools*. Hemisphere, Washington.
- Chao, B. and Trigger, K., 1951. "An analytical evaluation of metal cutting temperature". *Transactions ASME*, , No. 73, pp. 57–68.

- Chen, Z. and Black, J., 1924. "Fem modeling in metal cutting". *Manufacturing Review*, Vol. 7, pp. 120–133.
- Coelho, R., Eu-Gené, N. and Elbestawi, M., 2007. "Tool wear when turning hardened aisi 4340 with coated pcbn tools using finishing cutting conditions". *International journal of machine tools & manufacture*, Vol. 47, No. 2, pp. 263–272.
- Coromat, S., 2007. *Catálogo para ferramentas de Tornear*.
- Grzesik, W., 2005. "Determination of temperature distribution in the cutting zone using hybrid analytical-fem technique". *International Journal of Machine Tools & Manufacture*.
- Incropera, F.P. and Witt, D.P., 1992. *Fundamentos de transferência de calor e massa*. LTC - livros técnicos e científicos Editora S.A., Rio de Janeiro, 3rd edition.
- Johnson, G. and Cook, W., 1985. "Fracture characteristics of three metals subjected to various strains, strain rates, temperatures and pressures". *Engineering Fracture Mechanics*, Vol. 21, No. 1, pp. 31–48.
- Komanduri, R. and Hou, Z.B., 2000a. "General solutions for stationary/moving plane heat source problems in manufacturing and tribology". *International Journal of Heat and Mass Transfer*, Vol. 43, pp. 1679–1698.
- Komanduri, R. and Hou, Z.B., 2000b. "Thermal modeling of metal cutting process: Part i - temperature rise distribution due to shear plane heat source". *International Journal of Mechanical Sciences*, Vol. 42, pp. 1715–1752.
- Ölçer, N.Y., 1969. "General solutions to a class of unsteady heat conduction problems in a rectangular parallelepiped". *International Journal of Heat and Mass Transfer*, Vol. 12, No. 4, pp. 393 – 411.
- Machado, A.R., Coelho, R.T., Abrão, A.M. and Bacci, M., 2009. *Teoria da Usinagem dos Materiais*. Ed. Edgard Blücher, Rio de Janeiro, 1st edition.
- 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. ISSN 08906955. URL <http://dx.doi.org/10.1016/j.ijmachtools.2005.07.001>.
- Tay, A. and Stevenson, M., 1974. "Using the finite element method to determine temperature distributions in orthogonal machining". *Proc. Inst. Mech. Eng.*, Vol. 188, pp. 627–638.
- Trent, E., 1988. "Metal cutting and the tribology of seizure: Iii. temperature in metal cutting". *Wear*, Vol. 128, pp. 65–81.
- Trent, E. and Wright, P.K., 2000. *Metal Cutting*. Butterworths, Boston.
- Özisik, M.N., 1968. *Boundary value problems of heat conduction*. International textbook company, Pennsylvania.
- Özisik, M.N., 1980. *Heat conduction*. Wiley, New York, 2nd edition.

9. DIREITOS AUTORAIS

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

Lista de Símbolos

F_c	Força de Corte
F_f	Força de avanço
v_{cav}	velocidade do cavaco [m/min]
l_t	Comprimento de contato do cavaco com a ferramenta
T_0	Temperatura Inicial
T_∞	Temperatura Ambiente
L	Comprimento característico do sólido (Quociente entre o volume do sólido e a área de sua superfície)
ξ, η	Variável espacial adimensional ($\frac{x}{L}, \frac{y}{L}$)
Θ	Temperatura adimensional ($\frac{T-T_\infty}{T_0-T_\infty}$)
F_0	Variável tempo adimensional, número de Fourier ($\frac{kt}{c\rho L^2}$)
Φ	Variável geração de calor adimensional $\frac{gL^2}{k(T_0-T_\infty)}$
Bi	Variável condução de calor adimensional, número de Biot ($\frac{hL}{k}$)
a_0, b_0	Metade do lado da fonte retangular
x_i, y_i	coordenada da fonte plana de calor
ϵ	Deformação plástica equivalente

$\dot{\epsilon}^*$	Taxa de deformação plástica
A	Tensão de cisalhamento equivalente
B	Módulo de encruamento
n	Expoente do trabalho a frio
C	Coefficiente da dependência da taxa de deformação
m	Coefficiente térmico
$\bar{\tau}_{max}$	Tensão limite de cisalhamento
h_f	Coefficiente de convecção do fluido, $W/(m^2 \circ C)$
$g(x, y, t)$	Fonte de calor, $J/m^2 s$
l_t	Comprimento de contato do cavaco, m
k	Condutividade Térmica ($W/m \circ C$)
ρ	Densidade (Kg/m^3)
c	Calor específico ($J/(Kg \circ C)$)



VI CONGRESSO NACIONAL DE ENGENHARIA MECÂNICA
VI NATIONAL CONGRESS OF MECHANICAL ENGINEERING
18 a 21 de agosto de 2010 – Campina Grande – Paraíba - Brasil
August 18 – 21, 2010 – Campina Grande – Paraíba – Brazil

ESTUDO TEÓRICO-EXPERIMENTAL DA CONDUÇÃO DE CALOR NO TORNEAMENTO SOB ALTAS VELOCIDADES USANDO MÉTODOS ANALÍTICOS E NUMÉRICOS

Cláudia Hespanholo Nascimento, claudian@sc.usp.br¹

Vanda Maria Luchesi, vmluc@sc.usp.br²

Reginaldo Teixeira Coelho, rtcoelho@sc.usp.br¹

¹Department of Production Engineering, School of Engineering of São Carlos, University of São Paulo, São Carlos, São Paulo, Brazil

²Department of Mechanical Engineering School of Engineering of São Carlos, University of São Paulo, Brazil

Abstract. *The heat generated in cutting is one of the most topics in the research of the machining process. The heating in the chip formation zone influence the tool life, the cutting precision and finish work. Several studies in the literature present analytical and numerical models of heat conduction to solve these problems. These studies aim to determine the temperature distribution, particularly in machining processes at high speeds. This paper proposes an analytical model of two-dimensional heat conduction in the tool when machining a piece of steel AISI 4340. This process is modeled in transient and considers the boundaries of the solid with convection to the environment. This model will be input forces of a machining process in orthogonal cutting. The analytical solution of partial differential equation (PDE) inhomogeneous with boundary conditions of Robin will be built using the technique of integral transform. From this model will be developed a numerical simulation with the finite element method (FEM) using the software ABAQUSTM. The analytical and numerical results are compared with each other and with experimental tests. The experimental test using the technique thermocouple inserted into the tool to measure the temperature and a piezoelectric dynamometer to measure forces. The verification of the efficiency of the proposed methods will be studied.*

Key-works: FEM, steel AISI 4340, turning, PDE