

TEMPERATURA NA ZONA DE CISALHAMENTO SECUNDÁRIA NO CORTE ORTOGONAL

Brubeyk Garcia Nascimento (brubeyk@hotmail.com)¹

Miguel Ângelo Menezes (miguel@dem.feis.unesp.br)²

Wyser José Yamakami (wyser@dem.feis.unesp.br)²

Hidekasu Matsumoto (hidekasu@dem.feis.unesp.br)²

Alessandro Roger Rodrigues (roger@sc.usp.br)³

¹ J M B Industria e Comercio de Alimentos Ltda. Av Goiás, 2375, Fundos. Vila Calixto Abrão. CEP 75144-355. Anápolis / GO, Brasil.

² Universidade Estadual Paulista “Júlio de Mesquita Filho”, UNESP, Campus de Ilha Solteira, Departamento de Engenharia Mecânica. Av. Brasil Centro, 56. CEP 15385-000. Ilha Solteira / SP, Brasil.

³ USP. Escola de Engenharia de São Carlos. Departamento de Engenharia Mecânica. Av. Trabalhador São-Carlense 400. CEP 13.566-590. São Carlos / SP.

Resumo: Este trabalho analisa a influência do ângulo de cisalhamento na temperatura da zona secundária de deformação no corte ortogonal no processo de fresamento de uma peça de liga de titânio (Ti-6Al-4V). Foi empregado o modelo matemático baseado nas equações da mecânica do contínuo e na teoria dos planos de cisalhamento paralelo de Oxley. O modelo de Oxley permitiu a obtenção das relações que descrevem a temperatura média na interface cavaco-ferramenta (T_{int}), a temperatura média do cavaco na zona de deformação secundária (T_f) e a temperatura na zona de deformação primária (T_s). Essas relações possibilitaram fazer a análise do comportamento dessas temperaturas em relação a uma faixa de ângulos de cisalhamento, as quais mostram que o aumento do ângulo de cisalhamento tende provocar o decréscimo da intensidade das temperaturas T_f , T_s e T_{int} . Essa tendência se reproduz em todas as velocidades de corte analisadas. Contudo, o aumento da velocidade de corte provoca o aumento das intensidades das temperaturas analisadas. Assim, verifica-se que a velocidade foi o parâmetro de maior influência na temperatura que, por sua vez, possui significativa influência no tempo de vida da ferramenta.

Palavras-chave: fresamento, corte ortogonal, ângulo de cisalhamento, temperatura

1. INTRODUÇÃO

Os processos de usinagem são amplamente empregados na indústria para a manufatura de diversos produtos (Bagci, 2011), sendo o fresamento um importante processo para remoção progressiva de uma quantidade pré-determinada de material da superfície de uma peça com a formação de cavaco (Zheng, Sutherland e Olson, 1996).

A remoção de material em forma de cavaco gera grande quantidade de energia decorrente do atrito, do cisalhamento e da deformação plástica gerados durante a formação do mesmo. A maior parte dessa energia gerada é transformada em calor e, em alguns materiais, pode ocorrer a alteração de propriedades importantes da ferramenta de corte (Sousa e Sousa, 2012).

Alguns desses problemas são o desgaste rápido e o superaquecimento da ferramenta pelo material da peça (Ferraresi, 1970). Assim, a compreensão do fenômeno de geração de calor na usinagem pode ajudar na redução dos mecanismos de desgaste possibilitando o aumento da vida útil da ferramenta de corte (Sousa e Sousa, 2012).

Contudo, o processo físico-mecânico envolvido na formação do cavaco é complexo, principalmente devido à deformação e alta tensão na zona primária de deformação, ao atrito na interface ferramenta - cavaco e à deformação plástica presente na zona secundária de deformação (Bagci, 2011). Além disso, as velocidades e as taxas de deformações que ocorrem são bem maiores que aquelas tratadas na teoria da plasticidade (Silva *et al.*, 2007). Assim, é fundamental compreender quais parâmetros de corte e quais características físicas dos materiais estão envolvidos na geração de energia térmica durante a usinagem.

O mecanismo de formação do cavaco é um processo complexo, mas analisando o caso mais simples de formação de cavaco, o qual considera o corte ortogonal, é possível determinar as forças atuantes e os fenômenos envolvidos no processo de formação do cavaco (Ferraresi, 1970).

A investigação empírica desse fenômeno, frequentemente realizada durante a usinagem de metais, necessita de grande quantidade de recursos financeiros e demanda muito tempo (Bagci, 2011). Então, a compreensão teórica do fenômeno é muito importante para o conhecimento dos parâmetros que influem na geração de energia térmica e/ou comportamento mecânico do material.

Devido à necessidade de simplificações, algumas análises teóricas são baseadas na formação de cavaco contínuo em corte ortogonal, resultando numa condição de usinagem mais simples, possibilitando determinar as forças atuantes e os

fenômenos envolvidos na formação do cavaco (Ferraresi, 1970). Oxley (1961) propõe um modelo o qual considera que as forças envolvidas no processo são funções da deformação, da taxa de deformação, da temperatura gerada e das propriedades do material a ser usinado, de modo que se baseia principalmente na teoria clássica da plasticidade para fundamentar seu modelo, ou seja, $\sigma = \sigma_1 \cdot \epsilon^n$.

Contudo, Oxley assume em sua teoria a existência de um único ângulo de cisalhamento, hipótese essa considerada limitada por diferentes pesquisadores (Rodrigues, 2009). Cook (1966), *apud* Rodrigues (2009), afirma que: “a usinagem de materiais que apresentam aumento de resistência com a evolução da deformação irá resultar em direções difusas para o fluxo da deformação plástica, condição que justifica uma faixa para o ângulo do plano de cisalhamento”. Portanto, compreender a função que o ângulo de cisalhamento desenvolve na temperatura na zona secundária de deformação é uma importante informação na área da usinagem.

Quanto à influência dos materiais, as pesquisas na área de usinagem envolvem uma ampla variedade de materiais, destacando-se o Ti-6Al-4V, aplicado cada vez mais na fabricação de importantes peças, componentes e estruturas, incluindo aplicações nas indústrias aeronáutica, naval, química, petroquímica, devido à elevada razão resistência – peso, às excelentes propriedades mecânicas e elevada resistência à corrosão (Machado e Wallbank, 1990). Contudo, devido principalmente à baixa condutividade térmica das ligas de Titânio, a usinagem desses materiais pode provocar problemas tanto na manufatura das peças quanto na ferramenta utilizada, a qual se desgasta de forma rápida e progressiva devido às altas temperaturas de corte e alta adesão entre a ela e a liga usinada (Fang e Wu, 2009; Narutaki e Murakoshi, 1983).

Este trabalho tem como objetivo avaliar a influência do ângulo de cisalhamento na temperatura da zona secundária de deformação no corte ortogonal durante o fresamento de uma peça de liga de titânio (Ti-6Al-4V), bem como de outros parâmetros envolvidos neste processo.

2. MATERIAIS E MÉTODOS

Foi proposto um modelo matemático baseado nas equações da mecânica do contínuo e na teoria dos planos de cisalhamento paralelo de Oxley (Oxley, 1989) para calcular a magnitude das temperaturas na zona primária, secundária e na interface cavaco-ferramenta, e analisar a influência do ângulo de cisalhamento no comportamento da temperatura.

Devido à restrição do modelo de Oxley considerar um único ângulo de cisalhamento e, por isso, não ser aceito por vários pesquisadores, esta pesquisa assumiu a existência de uma faixa de ângulos de cisalhamento. Assim, como a literatura (Astakhov, 1999) assume a existência dessa faixa entre um ângulo de cisalhamento mínimo Φ_{min} e um ângulo de cisalhamento máximo Φ_{max} , foi avaliado o comportamento de cinco ângulos de cisalhamento, dos quais estão inclusos: Φ_{min} , Φ_{max} e $\Phi_{médio}$, no qual $\Phi_{médio} = ((\Phi_{min} + \Phi_{max}) / 2)$. Devido ao fluxo da deformação plástica apresentar direções difusas (Cook, 1966), esses limites variam com a velocidade de corte e o ângulo de saída.

Na Figura 1a observa-se o modelamento do corte ortogonal utilizando fresa. O plano de cisalhamento AB é um plano onde ocorre a descontinuidade da velocidade tangencial e, portanto, o plano da máxima taxa de deformação cisalhante. Para compreensão do modelo de Oxley a Fig. 1b mostra uma simplificação da deformação plástica para a formação de um cavaco contínuo quando usinado um material dúctil. É considerado que a deformação plástica primária vale para uma zona de cisalhamento de tamanho finito. A peça começa a deformar quando entra na zona primária a partir da pequena camada CD e continua a se deformar conforme o material passa até o limite superior da camada EF.

Além disso, na zona de deformação secundária que é adjacente a interface ferramenta – cavaco é gerada pela pressão de contato e pela força adicional. Assim, após passar pela zona de deformação primária, parte da peça sofre

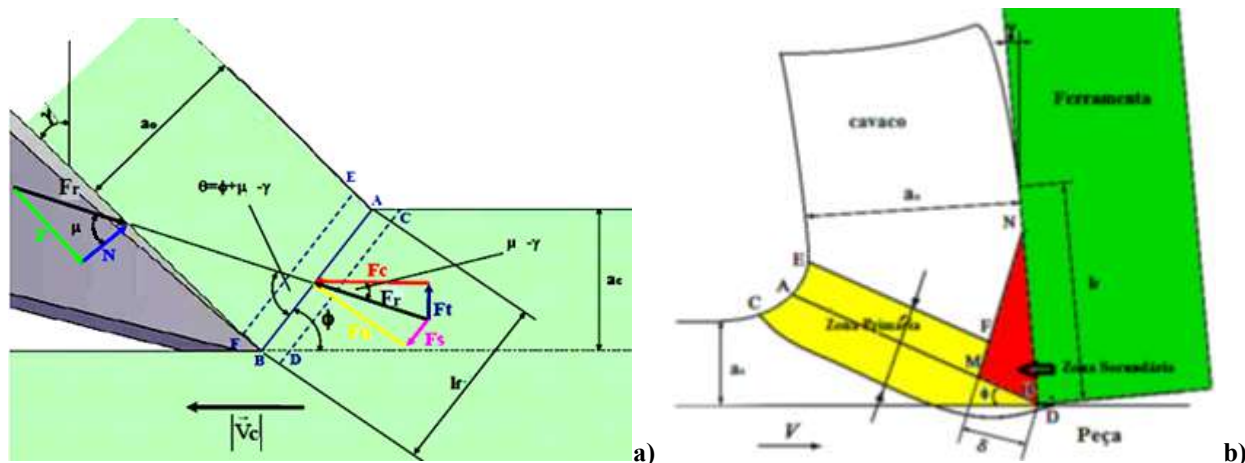


Figura 1. a) Modelamento para o corte ortogonal utilizando fresa. b) Simplificação das zonas de deformação para a formação de cavaco contínuo - material dúctil. (Ozel and Zeren, 2004)

novamente deformação plástica na zona de deformação secundária.

Inicialmente, Oxley (1989) considerou que a zona secundária tem espessura constante na zona de cisalhamento. Mas, Ozel e Zeren (2004) consideram que a zona de deformação secundária tem forma triangular e a espessura máxima é proporcional a espessura do cavaco (δ).

Oxley, baseado em observações experimentais, propôs uma relação empírica para o valor médio da taxa de deformação de cisalhamento ao longo do plano AB sendo essa relação dada por:

$$\dot{\gamma}_{AB} = C \cdot (V/l_{AB}) \quad (1)$$

Sendo que C é uma constante obtida a partir da relação máxima taxa de deformação, l_{AB} é o comprimento de $\overline{AB}$ como pode ser visto na Figura 1b e V é uma velocidade de cisalhamento dada por:

$$V = (V_c \cdot \cos \gamma) / \cos(\phi - \gamma) \quad (2)$$

na qual V_c é a velocidade de corte, γ é o ângulo de saída e ϕ é o ângulo de cisalhamento. Das geometria tem-se:

$$a_0 = (a_c \cos(\phi - \gamma)) / \sin \phi \quad (3)$$

na qual a_c é a espessura do cavaco não deformado. Já a solução do problema de escoamento ao longo do plano de cisalhamento permite também encontrar as seguintes relações para o ângulo auxiliar (θ):

$$\tan \theta = 1 + 2(\pi/4 - \phi) - C \cdot n \quad (4)$$

$$l_f = [(a_c \cdot \sin \theta) / (\cos \mu \cdot \sin \phi)] \cdot \{1 + [C \cdot n / (3 \cdot \tan \theta)]\} \quad (5)$$

A teoria de Oxley afirma que o equilíbrio de forças ao longo de uma orientação definida através do ângulo auxiliar que tem como componente o ângulo de atrito na interface cavaco – ferramenta (μ) é dada pela relação:

$$\mu = \theta - \phi + \gamma \quad (6)$$

A tensão ao longo do plano CD visto na Figura 1 é dada por:

$$K_{CD} = (E \cdot \epsilon_{CD}) / \sqrt{3} \quad (1)$$

A equação a seguir é também decorrente das condições geométricas que estão ilustradas na Figura 1, na qual a deformação por cisalhamento no plano EF (γ_{EF}) é dada por:

$$\gamma_{EF} = (\cos \phi) / (\sin \phi - \cos(\phi - \gamma)) \quad (2)$$

A tensão ao longo do plano de cisalhamento AB (K_{AB}) é dada por:

$$K_{AB} = K_{CD} + (1/2) \cdot (m \cdot \gamma_{EF}) \quad (9)$$

Além disso, encontrou-se que a força resultante do sistema (F_r), na direção máxima tensão de cisalhamento e máxima taxa de deformação, é descrita na relação a seguir:

$$F_r = (K_{AB} \cdot a_c \cdot a_w) / (\sin \phi \cdot \cos \theta) \quad (3)$$

na qual a_w é a largura do cavaco.

Considerando que l_f é o comprimento de contato da interface, a variação da espessura da zona plástica retangular utilizada para expressar a deformação na interface em relação a espessura do cavaco pode ser calculada como:

$$\delta = \sqrt{(R_t \cdot a_0) / (l_f)} \quad (11)$$

A partir do equilíbrio na interface podem-se obter as seguintes equações:

$$F_f = F_r \cdot \sin \mu \quad (12)$$

$$F_c = F_r \cdot \cos(\mu - \gamma) \quad (13)$$

$$F_t = F_r \cdot \sin(\mu - \gamma) \quad (14)$$

$$F_s = F_c \cdot \cos \phi - F_t \cdot \sin \phi \quad (15)$$

As constantes C , m e n são obtidas experimentalmente por meio das relações tensão-deformação. Por meio de ensaios de compressão uniaxial do tipo SHBT (“Slip Hopkinson Bar Test”) é possível obter as relações de tensão-deformação sob taxas de deformação conhecidas (Rodrigues, 2009).

O índice de plastificação do material (n) possui dependência direta com a velocidade na qual o ensaio foi realizado, e mede o quão plastificado o material se tornou ao longo do processo de deformação que o material sofreu.

O número térmico também conhecido por número de Peclet por ser obtido para as condições específicas do processo de usinagem em questão como sendo:

$$R_t = (\rho \cdot C_p \cdot V \cdot a_0) / (k) \quad (16)$$

na qual ρ é a densidade da peça de trabalho, C_p é o calor específico e k é a condutividade térmica.

Já a grandeza Γ é a fração de calor conduzida para o interior da peça de trabalho é obtida experimentalmente, ou estimada por métodos computacionais (Boothroyd, 1975). Assim, foram obtidas as relações a seguir:

$$\Gamma = 0,5 - 0,35 \log(R_t \tan \phi) \quad \text{para } 0,04 \leq R_t \tan \phi \leq 10,0 \quad (17)$$

$$\Gamma = 0,3 - 0,15 \log(R_t \tan \phi) \quad \text{para } R_t \tan \phi > 10,0 \quad (18)$$

Oxley utiliza uma versão modificada do modelo de temperatura de Boothroyd (Boothroyd, 1975). Então, a variação de temperatura na zona de cisalhamento (ΔT_s) é:

$$\Delta T_s = ((1 - \Gamma) F_s \cdot \cos \gamma) / (\rho \cdot C_p \cdot a_0 \cdot a_w \cdot \cos(\phi - \gamma)) \quad (19)$$

Assim, podemos considerar que a temperatura na zona de deformação primária é:

$$T_s = T_0 + \Delta T_s \quad (20)$$

Na qual T_0 é a temperatura inicial do plano AB representado na Figura 1.

Pode-se também estimar que a temperatura média na interface ferramenta-cavaco (T_{int}) é dado por:

$$T_{int} = T_s + \Psi \Delta T_m \quad (21)$$

na qual Ψ é o fator de permissão de variação da temperatura ao longo da interface ($0 < \Psi < 1$) e o aumento de temperatura máximo do cavaco, ΔT_m , pode ser calculado conhecendo-se a espessura da interface ferramenta-cavaco a_0 e o comprimento de contato l_f .

$$\log(\Delta T_m / T_f) = 0,06 - 0,195 \cdot \delta \cdot [((R_t \cdot a_0) / l_f)^{0,5}] + 0,5 \cdot \log(R_t \cdot a_0 / l_f). \quad (22)$$

Já T_f é temperatura média no cavaco na zona de deformação secundária dado por:

$$T_f = (F_f \sin \phi) / (\rho \cdot C_p \cdot a_0 \cdot a_w \cdot \cos(\phi - \gamma)) \quad (23)$$

3. RESULTADOS E DISCUSSÃO

Os cálculos foram realizados para dois ângulos de saída ($\gamma=30^\circ$ e $\gamma=45^\circ$) e, para cada um destes ângulos, adotou-se quatro diferentes velocidades de corte ($V_c = 37,5; 45; 52,2$ e 60 m/min) e cinco ângulos de cisalhamento, não necessariamente os mesmos para cada par γ e V_c . Uma mesma velocidade de avanço (f) de $0,08$ mm/rev. foi adotada para todas as quarenta condições obtidas.

Para calcular as temperaturas, foram considerados os dados de entradas listados na Tab. 1, obtidos da literatura (Rodrigues, 2009). Os dados calculados para a liga de titânio Ti-6Al-4V foram encontrados utilizando as equações descritas, sendo três condições apresentada na Tab. 2, como exemplo.

Para análise dos dados coletados, de acordo com o objetivo proposto, diversos gráficos foram feitos para ilustrar o comportamento das temperaturas em relação ao ângulo de cisalhamento e dispostos na Figura .

Estes gráficos apresentam os dados das variações de temperatura na zona de cisalhamento (ΔT_s), a temperatura máxima na zona primária de deformação (T_s), temperatura média do cavaco na zona de deformação secundária (T_f), o aumento máximo de temperatura na zona de deformação secundária (ΔT_m) e a temperatura média na interface ferramenta-cavaco na zona de deformação secundária (T_{int}) em função do ângulo de cisalhamento, os quais variam para dois diferentes ângulos de saída e quatro velocidades de corte.

Como se pode observar o aumento no ângulo de cisalhamento provoca o decréscimo das temperaturas tanto na zona primária quanto na zona secundária. Contudo, esse decréscimo na temperatura da zona secundária foi mais

acentuado que na primária.

O ângulo de cisalhamento é uma resposta intrínseca do material, dessa forma quando se analisa a faixa de ângulo de cisalhamento pode-se dizer que a deformação plástica decorrente do corte é altamente irregular e provoca grande alteração na intensidade das temperaturas estudadas.

Inicialmente, serão analisados os dados referentes a velocidade de corte $V_c = 37,5$ m/min. e ao ângulo de saída de $\gamma = 30^\circ$. A faixa de ângulos de cisalhamento estudado para estes parâmetros de V_c e γ varia entre $24,45^\circ$ e $40,10^\circ$. Os dados obtidos mostram que houve uma diminuição de 21,7 % na magnitude da temperatura na zona primária (T_s) entre os extremos dos ângulos ϕ . Também dentro dessa faixa houve o decréscimo de 45 % na temperatura média do cavaco na zona de deformação secundária (T_f) e a temperatura média na interface cavaco-ferramenta (T_{int}) decresceu por volta de 25 %.

A análise dos dados relacionados às outras velocidades de corte $V_c = 45$; 52,5 e 60 m/min e ao mesmo ângulo de saída de $\gamma = 30^\circ$ indicam comportamentos semelhantes em todos esses casos, ou seja, o decréscimo das magnitudes de T_s , T_{int} e T_f com o aumento dos ângulos ϕ . A temperatura T_s decresce 32 % quando ϕ passa de $20,88^\circ$ para 40° . Nesta mesma faixa dos ângulos de cisalhamento, T_{int} e T_f decrescem 42% e 50%, respectivamente.

Um fator que provoca alterações no comportamento das temperaturas T_s , T_{int} e T_f é a velocidade de corte. Assim, para $V_c = 45$ m/min., T_{int} sofre um decréscimo de 29% com o aumento de ϕ , contudo, para $V_c = 60$ m/min, T_{int}

Tabela 1 - Dados de Entrada: Ti-6Al-4V – Velocidade de avanço (f) = 0,08 mm/rev,

Descrição (símbolo) – [unidade]	Valor
Espessura não deformada do cavaco (a_c) – [mm]	2,000
Espessura de corte (a_w) – [mm]	0,069
Calor específico a pressão constante (C_p) – [$J / (g \cdot ^\circ C)$]	0,526
Condutividade térmica (k) – [$W / (m \cdot K)$]	6,700
Densidade do material (ρ) – [$g / (cm^3)$]	4,430
Fator de permissão de variação da temperatura ao longo da interface (Ψ)	0,950
Temperatura inicial (T_0) – [$^\circ C$]	20,000
Índice de plastificação (n)	0,340
Constante C	0,012
Módulo de elasticidade (E) – [$10^4 \times MPa$]	11,380
Deformação no escoamento (ϵ_{CD})	0,0076
Constante m	0,800

Tabela 2. Dados: Ti-6Al-4V. $V_c = 37,5$ m/min.; $\gamma = 30^\circ$; $\phi = 24,450$; 28,362 e 32,275°

Equação	Descrição (símbolo) – [unidade]	Valor		
3	Espessura deformada do cavaco (a_0) – [mm]	4,809	4,208	3,742
4	Ângulo auxiliar (θ) – [$^\circ$]	59,854	57,757	55,386
5	Comprimento de contato na interface (l_f) – [mm]	10,064	7,012	5,150
6	Ângulo de atrito (μ) – [$^\circ$]	65,400	59,391	53,107
7	Tensão no plano CD (K_{CD}) – [MPa]	499,931	499,931	499,931
9	Tensão ao longo do plano de cisalhamento (K_{AB}) – [MPa]	499,335	499,270	499,186
8	Deformação por cisalhamento no plano EF (γ_{EF}) – [s^{-1}]	1,4896	1,6512	1,8617
10	Força resultante (F_r) – [N]	331,394	271,759	227,023
11	Espessura da zona secundária (δ)	0,456	0,511	0,562
12	Força de atrito na interface (F_f) – [N]	301,333	233,909	181,578
13	Força de corte (F_c) – [N]	270,103	236,764	208,799
14	Força de apoio (F_t) – [N]	192,007	133,400	89,120
15	Força de cisalhamento ao longo do plano AB (F_s) – [N]	166,395	144,958	128,938
16	Número térmico (R_t)	0,435	0,435	0,435
---	$R_t \tan \phi$	0,1977	0,2347	0,2746
17	$0,04 \leq R_t \tan \phi \leq 10,0$	0,7464	0,7203	0,6964
18	$R_t \tan \phi > 10,0$	0,4056	0,3944	0,3842
19	Variação de temperatura na zona de cisalhamento (ΔT_s) – [$^\circ C$]	120,07	111,04	103,03
20	Temperatura na zona primária de deformação (T_s) – [$^\circ C$]	140,07	131,04	123,03
21	Temperatura média na interface ferramenta – cavaco (T_{int}) – [$^\circ C$]	316,64	302,43	283,65
22	Máx. aumento de temperatura no cavaco na interface (ΔT_m) – [$^\circ C$]	185,86	180,41	169,07
23	Temp. média do cavaco - zona deformação secundária (T_f) – [$^\circ C$]	389,89	345,88	301,93

apresenta uma diminuição de 42%. Esse comportamento se repete para as temperaturas T_S e T_f , contudo, a influência da velocidade de corte é mais proeminente em T_S e T_{int} do que em T_f .

Agora, analisando-se os parâmetros referentes ao ângulo de saída de $\gamma = 45^\circ$ pode-se encontrar uma tendência semelhante da diminuição da temperatura em relação ao aumento do ângulo de cisalhamento, e um comportamento também análogo em relação ao aumento da velocidade de corte. Para $V_c = 37,5$ m/min, as temperaturas T_S , T_{int} e T_f apresentam um decréscimo de 25%, 66% e 42%, respectivamente, com o aumento do ângulo de cisalhamento. Esse comportamento se repete para todas as outras velocidades de corte estudadas, podendo-se ainda afirmar que os ângulos de saída exercem influências similares no comportamento das temperaturas. Contudo, apesar de γ apresentar uma tendência semelhante, as Figura 4a e 4b ilustram uma descontinuidade no comportamento tanto da temperatura média do cavaco na zona secundária (T_f) quanto da temperatura média na interface cavaco-ferramenta (T_{int}) quando ocorre o

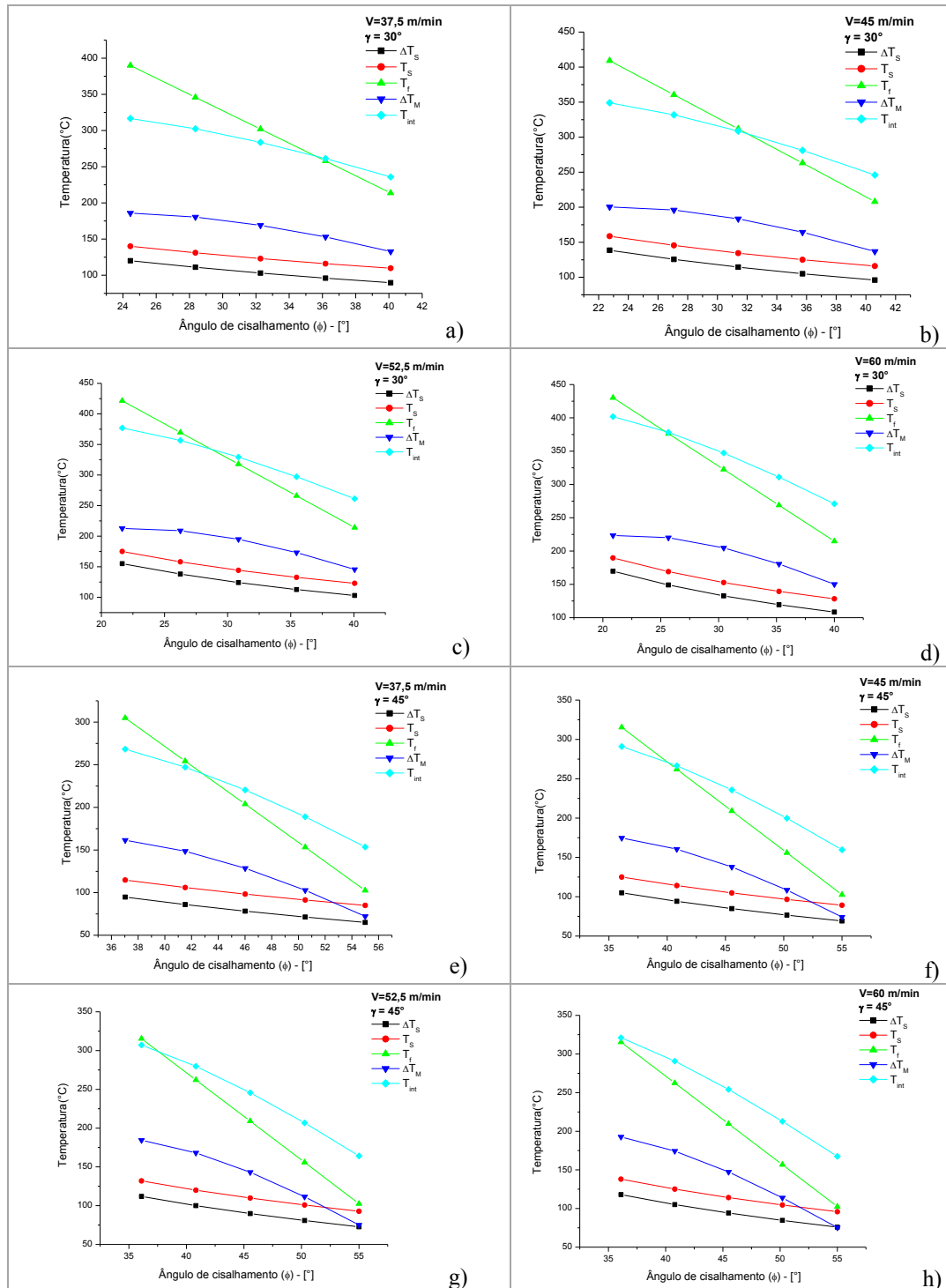


Figura 3. Temperatura na zona primária e secundária em função do ângulo de cisalhamento.

aumento do ângulo de saída de 30° para 45°. Todavia, observa-se na Figura 5, que o ângulo de saída não exibe comportamento semelhante ao descrito anteriormente em relação a temperatura na zona primária. Deste modo, pode-se enfatizar que modificar o ângulo de saída pode provocar alterações somente nas temperaturas na interface cavaco-ferramenta e na temperatura do cavaco na zona secundária, não influenciando a temperatura na zona primária.

A razão de corte (r_c) é a razão entre a espessura do cavaco não deformado (a_c) e a espessura do cavaco deformado (a_0). Esta razão é um valor importante na usinabilidade, pois reflete a qualidade da deformação plástica existente após a usinagem. Há algumas propriedades que estão relacionadas com r_c as quais são: pressão específica do cavaco sobre a ferramenta, volume de cavacos produzidos por unidade de potência e temperatura. Portanto, quanto maior for a razão de corte, mais facilmente o material é usinado, o que resulta numa melhor condição de fabricação.

Essas características foram demonstradas nos gráficos ilustrados nas Fig. 6a e 6b. A Figura 6a ilustra o decréscimo das temperaturas T_f , T_s e T_{int} com o aumento da razão de corte. Para completar, a Fig. 6b ilustra a relação direta existente entre o ângulo de cisalhamento e a razão de corte. Esses dados foram obtidos para a velocidade de corte de 60 m/min e para $\gamma=30^\circ$, porém o mesmo comportamento foi obtido para todas as velocidades de corte e ângulos de saída analisados.

Para corroborar os resultados coletados, foram extraídos dados simulados da literatura (Neves, 2010) com o intuito de comparar as intensidades: da temperatura média na interface cavaco-ferramenta (T_{int}), da temperatura média do cavaco na zona de deformação secundária (T_f) e da temperatura na zona primária (T_s). Esses dados estão dispostos na Fig. 7a-i, na qual observa-se a distribuição da temperatura prevista pela simulação numérica para os testes com velocidade de corte de 15, 60 e 180 m/min, para avanços de 0,06, 0,08 e 0,1 mm/rev.

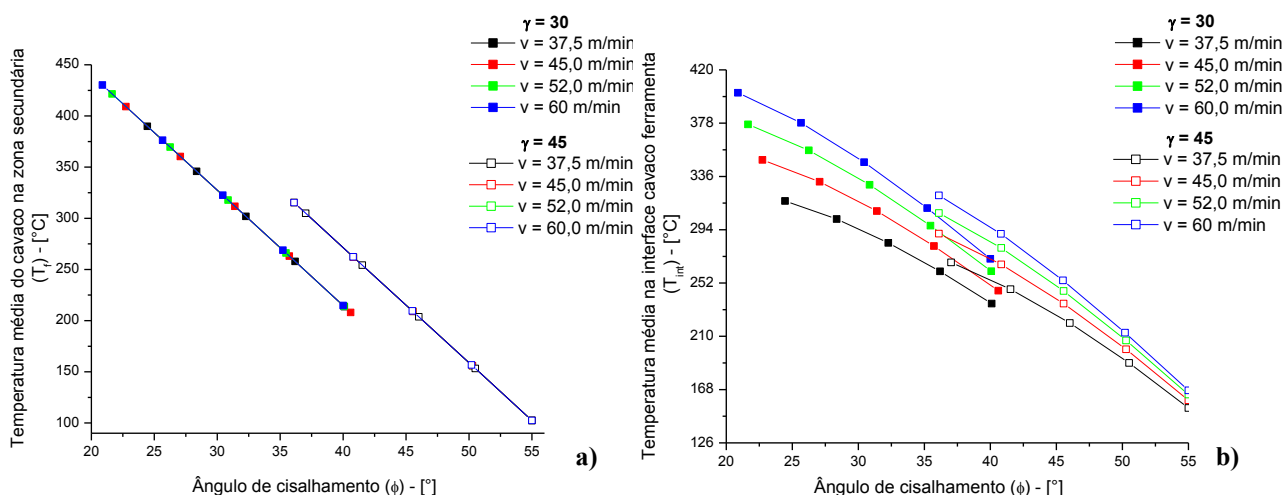


Figura 4. a) Temperatura média do cavaco na zona secundária. b) Temperatura média na interface cavaco ferramenta, para diferentes velocidades de corte e ângulos de saída.

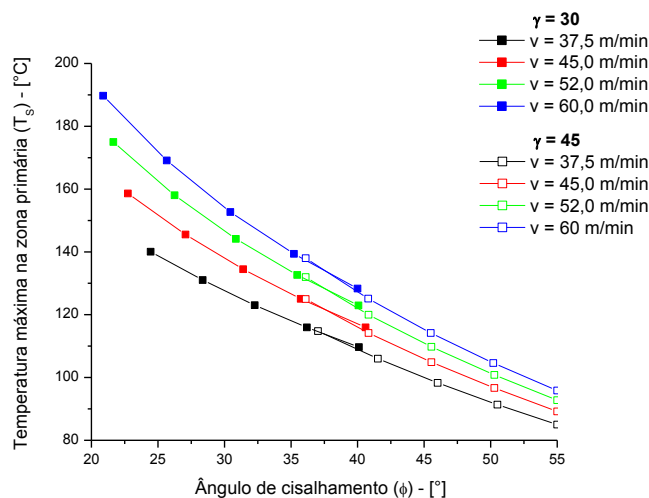


Figura 5. Temperatura máxima na zona primária a para diferentes velocidades de corte e ângulos de saída.

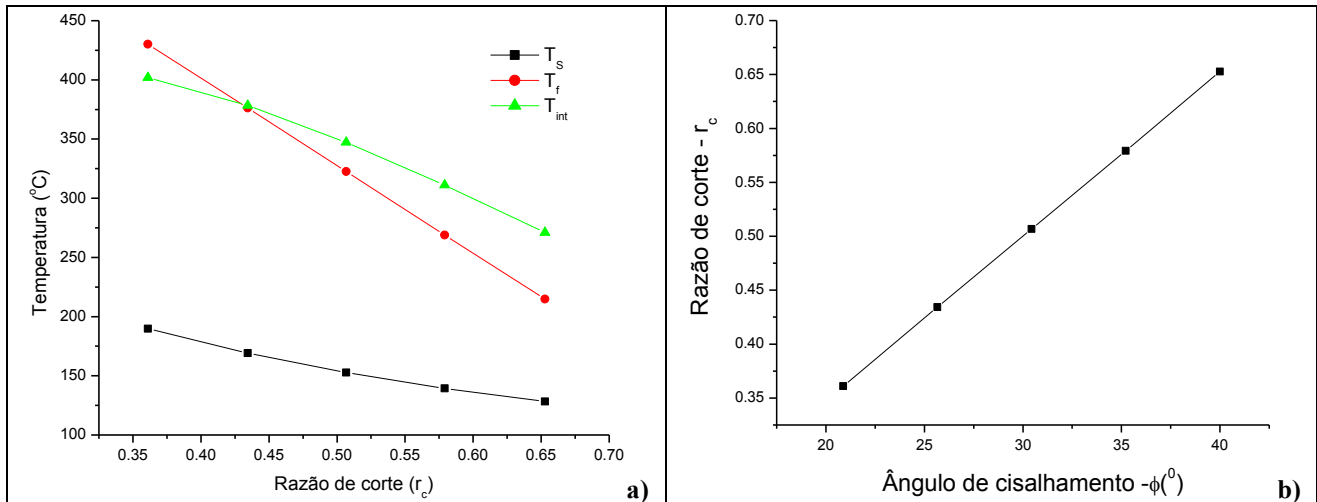


Figura 6. a) Temperaturas em função da razão de corte r_c . b) Relação entre o ângulo de cisalhamento e r_c , para $V_c = 60$ m/min e $\gamma = 30^{\circ}$.

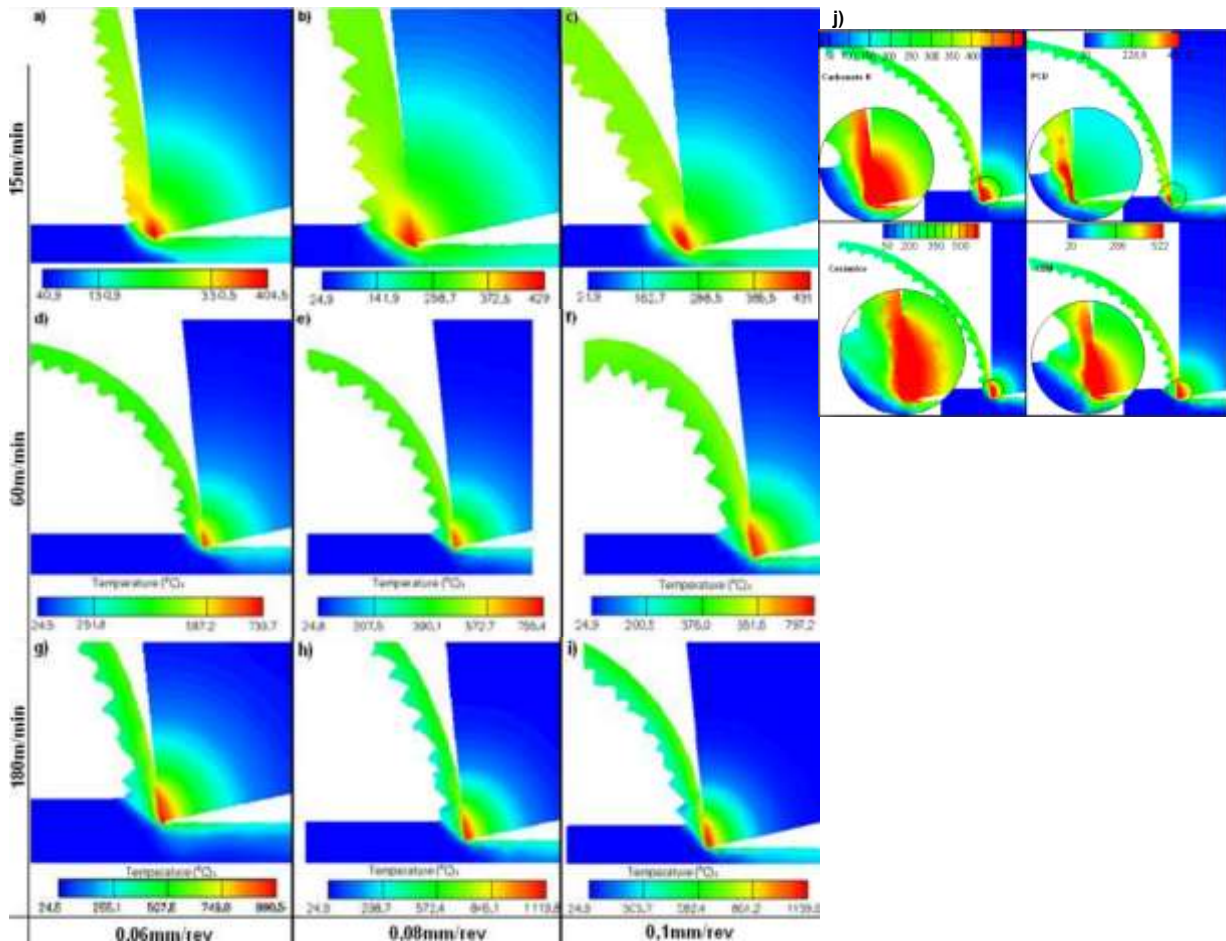


Figura 7. Simulações da distribuição da temperatura. $V_c = 15$ m/min. - Avanços: a) 0,06 b) 0,08 e c) 0,1 mm/rev. $V_c = 60$ m/min. - avanços: d) 0,06 e) 0,08 e f) 0,1 mm/rev. $V_c = 180$ m/min. - avanços: g) 0,06 h) 0,08 e i) 0,1 mm/rev. j) Corte ortogonal do Ti6Al4V: diferentes ferramentas de corte. (Neves, 2010)

A Figura 7 ilustra uma simulação numérica (Neves, 2010) obtida para a velocidade de corte de 60 m/min e para a velocidade de avanço de 0,08 mm/rev em que foram obtidas as temperaturas: $T_{int} \cong 570^{\circ}\text{C}$, $T_s \cong 210^{\circ}\text{C}$ e $T_f \cong 390^{\circ}\text{C}$. Assim, para efeito de uma análise qualitativa, os valores de $T_s \cong 190^{\circ}\text{C}$ e $T_f \cong 400^{\circ}\text{C}$, desta pesquisa, estão bem próximos dos obtidos por Neves (2010). E, apesar de $T_{int} \cong 401^{\circ}\text{C}$ ser quase 30 % menor que o obtido por Neves

(2010), o comportamento destas temperaturas em função das condições de usinagem mostrou uma mesma tendência. Uma possível razão para esse comportamento da temperatura T_{int} pode ser decorrente do modelo de Oxley não contemplar todas as propriedades do material do qual a ferramenta é manufaturada.

Portanto, todos esses resultados vêm a consolidar as temperaturas obtidas nesse trabalho para zonas de deformação primária e secundária de modo a concretizar o modelo utilizado para futuros projetos de usinagem.

Um importante parâmetro não levado em consideração nesta análise foi toda a influência das propriedades do material do qual é manufaturado a ferramenta de corte. Neves (2010) concluiu que o material da ferramenta influencia expressivamente na magnitude das temperaturas T_s , T_f e T_{int} . A Figura 7j ilustra os dados obtidos por Neves, os quais mostram que T_s diminui de 300°C para o carbeneto K para 210°C para o PCD, T_f passou de 500°C para materiais cerâmicos para 480°C para o CBN. Apresentando comportamento semelhante, T_{int} diminuiu de 550°C para materiais cerâmicos para 440°C (ferramenta de PCD). De modo, geral, as temperaturas obtidas referentes às ferramentas feitas de PCD apresentaram menores intensidades e o material que exibe as maiores intensidades de T_s , T_f e T_{int} é o cerâmico.

Essa análise mostrou a grande influência do material do qual a ferramenta é produzida. Deste modo, como este trabalho não pesquisou sobre esse efeito na temperatura da zona secundária, enfatiza-se a necessidade de se considerar a influência desse parâmetro na escolha do material da ferramenta a ser utilizada no fresamento.

4. CONCLUSÕES

O aumento do ângulo de cisalhamento tende provocar o decréscimo da intensidade das temperaturas T_f , T_s e T_{int} para as velocidades de corte analisadas. Porém, o aumento da velocidade de corte provoca o aumento destas temperaturas.

A velocidade de corte é o parâmetro de maior influência na temperatura, impedindo a aplicação de altos valores, os quais permitiriam maior produtividade se não fosse a maior taxa de desgaste da ferramenta de corte e o atrito entre cavaco e ferramenta promovidos pelo aumento da temperatura.

A aplicação da teoria da plasticidade junto da mecânica do contínuo se mostrou de grande capacidade de interpretação e modelamento do fenômeno, pois os procedimentos matemáticos da mecânica do contínuo garantem que qualquer perfil de deformação poderá ser avaliado num campo tensorial que tornará possível, com a aplicação dos modelos constitutivos de plasticidade, uma análise completa da relação tensão-deformação para a condição plástica de deformação.

5. REFERÊNCIAS

- Astakhov, V., 1999, "Metal cutting mechanics". London, CRC Press.
- Bagci, E., 2011, "3-D numerical analysis of orthogonal cutting process via mesh free method.", International Journal of the Physical Sciences, United States, v. 6, n. 6, pp. 1267-1282.
- Boothroyd, G., 1975, "Fundamentals of metal machining and machine tools", New York: McGraw-Hill Book Company.
- Cook, N.H., 1966, "Manufacturing analysis", New York: Addison-Wesley Publishing Company, Inc.
- Fang, N., Wu, Q., 2009, "A comparative study of the cutting forces in high speed machining of Ti-6Al-4V and Inconel 718 with a round cutting edge tool", Journal of materials processing technology, Amsterdam, v. 209, n. 9, pp. 4385-4389.
- Ferraresi, D., 1970, "Fundamentos da usinagem dos metais", São Paulo: Edgard Blucher Ltda.
- Machado, A., Wallbank, J., 1990, "Machining of titanium and its alloys", Processing of the institution of mechanical engineering, New York, v. 204, n. 0, pp. 53-60.
- Narutaki, N., Murakoshi, A., 1983, "Study on machining of titanium", Annals of CIRP, Paris, v. 32, n. 1, pp. 65-69.
- Neves, G.P., 2010, "Simulação numérica por elementos finitos da maquinagem de titânio e suas ligas", Dissertação (mestrado em engenharia mecânica), Universidade de Aveiro, Aveiro, Portugal. 135 p.
- Oxley, P., 1961, "Mechanics of metal cutting", International journal of machine tool design and research, Oxford, v. 1, n. 1-2, p. 89-97.
- Oxley, P., 1989, "Mechanics of machining - An analytical approach to assessing machinability", New York: Ellis Horwood Limited.
- Ozel, T., Zeren, E., 2004, "Determination of work material flow stress and friction for FEA of machining using orthogonal cutting tests", Journal of materials processing technology, Amsterdam, v. 153-154, p. 1019-1025.
- Rodrigues, M.A., 2009, "Uma contribuição para o estudo das deformações residuais proporcionadas pelo processo de usinagem por fresamento", Tese (doutorado em engenharia mecânica), Escola politécnica, Universidade de São Paulo, São Paulo, 221 p.
- Silva, F.C.S., Pereira, J.A., Ferreira, C.C.M., Silva, M.B., 2007, "Análise do torneamento do aço inoxidável ABNT 304 através da temperatura do cavaco", In: 17º Simpósio do Programa de Pós-graduação em Engenharia Mecânica, UFU, FEMEC, Uberlândia, pp. 1-10.
- Sousa, J.A.G., Sousa, M.N., 2012, "Análise da temperatura de usinagem no corte ortogonal de alumínio", In: 20º

Simpósio do Programa de Pós-graduação em Engenharia Mecânica, UFU, FEMEC, Uberlândia, p. 1-10.
Zheng, Y.; Sutherland, J.; Olson, W., 1996, "A predictive heat generation model in orthogonal cutting visco-plastic material", Journal of the mechanical behavior of materials, Tel Aviv, v. 6, n. 3, p. 245-261.

6. DIREITOS AUTORAIS

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

TEMPERATURE IN SECONDARY SHEAR ZONE ON ORTHOGONAL CUTTING

Brubeyk Garcia Nascimento (brubeyk@hotmail.com)¹
Miguel Ângelo Menezes (miguel@dem.feis.unesp.br)²
Wyser José Yamakami (wyser@dem.feis.unesp.br)²
Hidekasu Matsumoto (hidekasu@dem.feis.unesp.br)²
Alessandro Roger Rodrigues (roger@sc.usp.br)³

¹ J M B Industria e Comercio de Alimentos Ltda. Av Goias, 2375, Fundos. Vila Calixto Abrão. CEP 75144-355. Anapolis / GO, Brasil.

² Universidade Estadual Paulista "Júlio de Mesquita Filho", UNESP, Campus de Ilha Solteira, Departamento de Engenharia Mecânica. Av. Brasil Centro, 56. CEP 15385-000. Ilha Solteira / SP, Brasil.

³ USP. Escola de Engenharia de São Carlos. Departamento de Engenharia Mecânica. Av. Trabalhador São-Carlense 400. CEP 13.566-590. São Carlos / SP.

Abstract: This research analyzes the influence of the shear angle on the temperature of the secondary shear zone on orthogonal cutting in the milling of titanium alloy (Ti-6Al-4V). It used the mathematical model based on the continuous mechanics equations and Oxley's parallel shear planes theory. By Oxley's model was obtained the relations that describe the average temperature at the interface (T_{int}), the average temperature of the chip at the secondary deformation zone (T_f) and the temperature at the primary deformation zone (T_s). The analysis these temperatures as a function of a range of shear angles showed that the increase this angle cause the decrease of the intensity of T_f , T_s and T_{int} . This behavior is reproduced at all analyzed speed cutting. However, increasing the speed cutting causes the increase of temperatures analyzed. Thus, it was observed that the velocity was the parameter of greatest influence on temperature, which, in turn, significantly affects the tool life.

Key-words: milling, orthogonal cutting, shear angle, temperature

COPYRIGHT

Authors are solely responsible for the content of the printed material included in their work.