



MODELAÇÃO TERMOMECÂNICA DO CORTE ORTOGONAL DO COMPÓSITO TUNGSTÊNIO/COBRE SINTERIZADO (WCu25)

M. FAUSTINO, J. PAULO DAVIM

Universidade Aveiro
Departamento de Engenharia Mecânica
Campus Universitário de Santiago, 3810-193 Aveiro, Portugal

(Recibido 21 de octubre de 2011, para publicación 20 de diciembre de 2011)

Resumo – No presente artigo apresenta-se a modelação termomecânica do corte ortogonal do compósito tungsténio/cobre sinterizado (WCu25). Os resultados mostram que o modelo teórico de Merchant aproxima bem o modelo obtido experimentalmente ao contrário do modelo de Lee e Schaffer. Aplicou-se ainda o modelo descrito em Boothroyd e Knight para a determinação da temperatura de corte.

Palavras-chave – Maquinagem, corte ortogonal, forças de corte, temperaturas de corte.

1. INTRODUÇÃO

Actualmente os materiais usados em eléctrodos para electroerosão (EDM) são de vários tipos nomeadamente cobre, tungsténio, grafite e latão. O cobre é um material extremamente versátil com uma excelente condutividade térmica e eléctrica e devido a estas propriedades é muito requisitado em termos comerciais. Os eléctrodos de cobre – tungsténio (W/Cu) têm sido normalmente usados na maquinagem de peças de aço endurecido e de carboneto de tungsténio devido á alta condutibilidade térmica do cobre, melhor resistência à erosão, baixo coeficiente de expansão térmica e temperatura de fusão alta do tungsténio [1].

Na indústria, os compósitos de W/Cu são normalmente fabricados através da infiltração do cobre no tungsténio poroso pré – sinterizado [1]. A liga de W/Cu é particularmente utilizada em micro – EDM como um eléctrodo por causa das suas propriedades de grande rigidez mecânica e baixo desgaste mecânico.

Recentemente foram apresentados dois estudos pelo grupo dos autores do presente artigo sobre a maquinabilidade do compósito tungsténio/cobre sinterizado (WCu25) [2,3].

2. MODELO FÍSICO DE CORTE ORTOGONAL

O compósito em estudo quando maquinada apresenta uma apara contínua com apreciável deformação plástica permitindo a aplicação do modelo físico de corte de Merchant [4]. Este modelo baseia-se em determinadas hipóteses simplistas não desvirtuando o fenómeno básico, permitem explicar o processo de corte e traduzi-lo o mais aproximadamente possível ao que se passa na realidade. Diz-se que o corte é ortogonal (Fig. 1) quando a direcção efectiva de corte é portanto, a velocidade efectiva de corte é perpendicular á aresta de corte e os ângulos de posição e de inclinação, tomam respectivamente os valores de 90° e 0° [5].

Assim, a apara sai perpendicular á aresta e sofre uma deformação plana, pois a largura desta é muito superior á espessura de corte e as tensões normais e as tensões de corte ao longo do plano de corte e da ferramenta são uniformes [6]. Logo, o fenómeno tem uma representação bidimensional, o que facilita a análise vectorial das forças e velocidades bem como o estabelecimento de relações geométricas simples [7].

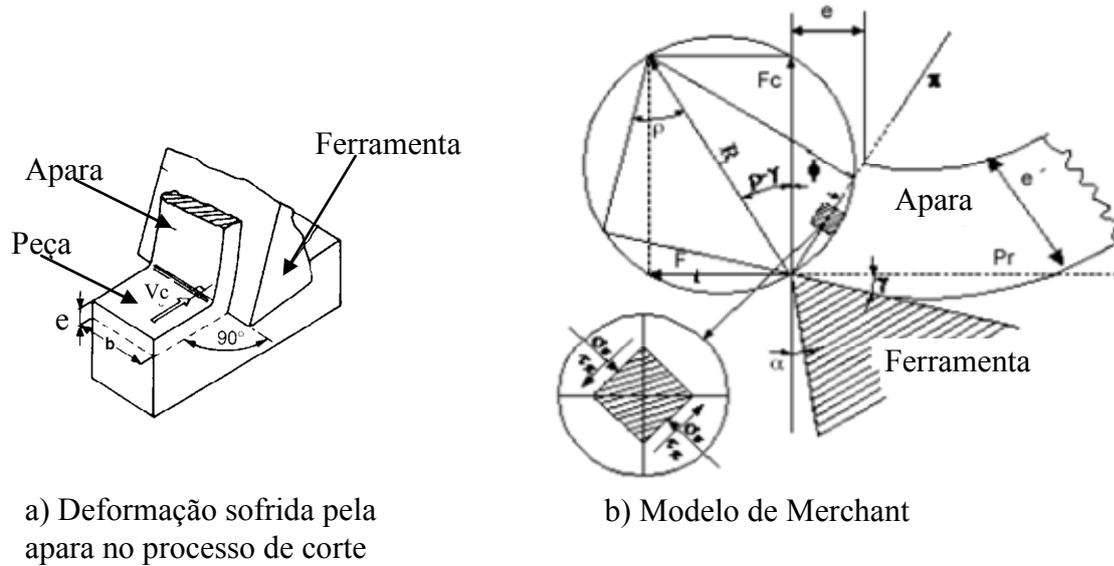


Fig. 1. Modelo de corte Ortogonal: a) Interação ferramenta – peça e formação da apra, b) Detalhe do plano de corte [4].

O modelo de corte ortogonal pode utilizar-se para se aproximar o torneamento e outras operações de maquinagem desde que o avanço seja pequeno em relação à profundidade de corte [8,9].

Mesmo que a geometria da ferramenta não corresponda integralmente com as condições teóricas de corte ortogonal, o processo de corte pode analisar-se com base neste modelo. O grau de recalque da apra obtêm-se a partir da seguinte equação:

$$R_c = \frac{e'}{e} \quad (1)$$

sendo e' a espessura medida após o corte e e a espessura da apra antes do corte, ($e = a \cdot \sin \chi$), sendo $\chi = 91^\circ$ o que implica $e \approx a$, sendo a o avanço.

O ângulo de corte pode calcular-se a partir da seguinte equação:

$$\operatorname{tg} \phi = \frac{\cos \gamma}{R_c - \operatorname{sen} \gamma} \quad (2)$$

sendo R_c o grau de recalque (1) e γ o ângulo de ataque da ferramenta.

Com base nas forças de corte e do ângulo de corte (ϕ), podemos calcular as tensões de corte (τ) e as tensões normais (σ) no plano de corte:

$$\tau = \frac{F_c \cos \phi - F_a \operatorname{sen} \phi}{l \times e} \operatorname{sen} \phi \quad (3)$$

e,

$$\sigma = \frac{F_c \operatorname{sen} \phi + F_a \cos \phi}{l \times e} \operatorname{sen} \phi \quad (4)$$

sendo, F_c a força de corte, F_a a força de avanço, l a largura da apra de corte e e é a espessura da apra antes do corte.

A deformação da apra obtêm-se a partir da seguinte equação:

$$\varepsilon = \frac{1 + R_c^2 - 2R_c \operatorname{sen}\gamma}{R_c \cos\gamma} \quad (5)$$

sendo R_c o grau de recalque (1) e γ o ângulo de ataque da ferramenta.

De acordo com Merchant [4], o ângulo de corte (ϕ), pode determinar-se derivando a tensão de corte (3), em função de (ϕ) e igualando a zero, obtendo-se a seguinte equação:

$$\phi_M = \frac{\pi}{4} - \frac{1}{2}(\rho - \gamma) \quad (6)$$

sendo ρ o ângulo de atrito entre a apara e a ferramenta e γ o ângulo de ataque.

O ângulo de atrito (ρ) pode ser calculado através da seguinte equação:

$$\mu = \operatorname{tg}(\rho) = \frac{F_c \operatorname{sen}\gamma + F_a \cos\gamma}{F_c \cos\gamma - F_a \operatorname{sen}\gamma} \quad (7)$$

sendo F_c a força de corte, F_a a força de avanço e γ o ângulo de ataque.

A equação 6 define a relação geral entre o ângulo de ataque da ferramenta (γ), o ângulo de atrito entre a ferramenta e a apara (ρ) e o ângulo de corte (ϕ).

Lee and Shaffer [10] aplicaram a teoria da plasticidade ao problema do corte ortogonal dos metais. Assumindo certas hipóteses, aproximaram o comportamento plástico do material durante a maquinagem devido às elevadas tensões que têm lugar no processo de corte pela seguinte equação:

$$\phi_{LS} = \frac{\pi}{4} - (\rho - \gamma) \quad (8)$$

sendo ρ o ângulo de atrito entre a apara e a ferramenta e γ o ângulo de ataque.

Para determinar a temperatura de corte utilizou-se o modelo analítico descrito em Boothroyd and Knight [7]. Durante o processo de maquinagem do compósito de WCu25, irão gerar-se altas temperaturas dentro na zona de corte. Usando este modelo analítico, é possível chegar a um valor próximo da temperatura de corte.

A espessura teórica da apara e , pode ser obtida pela seguinte expressão:

$$e = a \cdot \operatorname{sen}\chi \quad (9)$$

sendo a o avanço e χ o ângulo de posição da aresta de corte, ($e = a \cdot \operatorname{sen}\chi$), sendo $\chi = 91^\circ$ o que implica $e \approx a$.

A largura da apara pode ser obtida através da expressão:

$$b = \frac{p}{\sin\chi} \quad (10)$$

onde p é o penetramento e χ é o ângulo de posição da aresta de corte.

A potência de corte P_m pode ser calculada pela expressão:

$$P_m = F_c \times V_c \quad (11)$$

sendo, F_c a força principal de corte e V_c a velocidade de corte.

A potência gerada pelo o atrito entre a apara e a ferramenta é dada pela seguinte expressão:

$$P_f = F_a \times V_c \times r_c \quad (12)$$

sendo, F_a a força de avanço, V_c a velocidade de corte e r_c o inverso do grau de recalque.

A potência gerada na zona primária de deformação pode ser calculada pela seguinte expressão:

$$P_s = P_m - P_f \quad (13)$$

sendo P_m a potência de corte e P_f a potência gerada pelo o atrito entre a avara e a ferramenta.

A temperatura da avara na zona primária de corte θ_s pode ser obtida através de:

$$\theta_s = \frac{(1-\Gamma)P_s}{\rho \times c \times V_c \times e \times b} \quad (14)$$

sendo Γ a proporção de calor absorvido, ρ o peso específico do material (WCu25), o c é o calor específico do material (WCu25), e é a espessura teórica da avara, b é a largura da avara e V_c a velocidade de corte.

A temperatura na zona secundária de corte pode ser calculada através de:

$$\theta_m = \theta_f \times 1,13 \sqrt{\frac{R}{l_0}} \quad (15)$$

onde l_0 é o comprimento de contacto médio (l_f) dividido pela espessura da avara após o corte (e'), e o R é o número térmico que pode ser obtido pela seguinte equação:

$$R = \frac{\rho \times c \times V_c \times e}{k} \quad (16)$$

sendo k o coeficiente de condutividade térmico do material maquinado, o e é a espessura teórica da avara, o c o calor específico do material (WCu25), ρ o peso específico do material (WCu25) e V_c a velocidade de corte.

O comprimento de contacto médio pode ser calculado através da seguinte expressão [11]:

$$l_f = e \times (R_c)^{1,5} \quad (17)$$

sendo R_c o grau de recalque da avara e e a espessura teórica da avara.

A temperatura média θ_f que resulta do atrito entre a avara e a face de ataque da pastilha de corte pode ser calculada através de:

$$\theta_f = \frac{P_f}{\rho \times c \times V_c \times e \times b} \quad (18)$$

A temperatura de corte máxima θ pode ser obtida através da seguinte expressão:

$$\theta = \theta_s + \theta_m + \theta_0 \quad (19)$$

onde θ_0 é a temperatura ambiente.

3. PROCEDIMENTO EXPERIMENTAL

O material ensaiado foi um compósito de tungsténio e cobre (WCu25) que apresenta baixa dilatação térmica, uma boa condutividade térmica e eléctrica e também uma boa resistência à abrasão. A composição química, e as propriedades mecânicas e físicas do compósito (WCu25), encontram-se na Tabela 1.

Estas características do compósito WCu25 são muito adequadas para o fabrico de eléctrodos para a maquinagem de electroerosão (EDM) por causa das suas propriedades nomeadamente rigidez mecânica e resistência ao desgaste.

Tabela 1. Composição química e propriedades mecânicas e físicas do compósito WCu25 (Cortesia Palbit).

Composição Química (%)	
W	70
Cu	20,5
Outros	9,5
Propriedades Físicas e Mecânicas em Sinterizado	
Condutividade Eléctrica	40 %IACS
Resistência Eléctrica	4,3 $\mu\Omega$ cm ² /cm
Módulo de Elasticidade	250000 MPa
Densidade	13,75 \pm 0,45 g/cm ³
Dureza	225 \pm 40 HV10
Porosidade	\leq A06 B06 ASTM
Granulometria do WC utilizado na mistura	
Fisher	\approx 3,0 – 5,0 μ m



Fig. 2. Torno CNC onde foram efectuados os ensaios.

Os testes de torneamento foram efectuados num torno CNC Kingsbury 50, com uma potência de 18 KW e com uma rotação máxima de 4500 rpm. O torno CNC possui um controlador FANUC, uma bucha de aperto hidráulico capaz de fixar peças até 200 mm de diâmetro, um armazém de 12 ferramentas e um contraponto de 70 mm de diâmetro activado também por accionamento hidráulico. A Fig. 2 mostra o torno onde foram efectuadas as experimentações em laboratório.

Nos ensaios do corte ortogonal (profundidade de corte $p=2,5$ mm) foram utilizadas pastilhas de corte de carboneto sinterizado K10 (Palbit TPUN 110304 – SM01). O porta ferramentas utilizado foi do tipo ISO CTGPL 2020K11 (Sandvik).

Na Fig. 3 mostra-se uma analogia entre o torneamento cilíndrico e o corte ortogonal.

Nos ensaios do corte ortogonal, utilizou-se uma profundidade de corte constante de 2,5 mm com as respectivas velocidades de corte e avanço representadas na tabela 2.

A profundidade de corte escolhida foi de 2,5 mm a fim de se obter aparas contínuas e o mais planas possíveis aproximando-se o mais possível ao corte ortogonal.

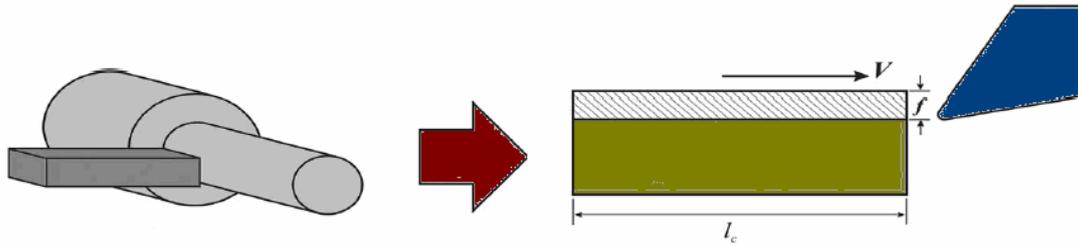


Fig. 3. Esquema de como o processo experimental foi conduzido em comparação ao corte ortogonal [12].

Tabela 2. Parâmetros de corte utilizados no corte ortogonal do compósito WCu25 ($p=2,5$ mm).

Nº Ensaio	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12
Velocidade de corte (m/min)	200	200	200	200	100	100	100	100	50	50	50	50
Avanço (mm/rot)	0,05	0,1	0,2	0,4	0,05	0,1	0,2	0,4	0,05	0,1	0,2	0,4



Fig. 4. Sistema de aquisição de dados das Forças de corte a) dinamómetro piezoeléctrico b) amplificador de sinal c) computador.

As medições das forças de corte, avanço e penetramento, envolvidas no processo de torneamento foram feitas através do dinamómetro piezoeléctrico Kistler® (modelo 9121) ligado ao amplificador e este por sua vez ao computador. Utilizando o software de aquisição de dados Dynoware obtiveram-se assim os dados em formato *. xls para posterior tratamento (Fig. 4).

4. RESULTADOS OBTIDOS E SUA DISCUSSÃO

A Fig. 5 apresenta a evolução do ângulo de corte (ϕ) em função do grau de recalque (R_c) para o compósito de WCu25.

Observa-se na Fig. 5, que o ângulo de corte (ϕ) diminui com o aumento de R_c , de acordo com uma evolução aproximadamente linear.

A Fig. 6 e a Fig. 7 mostram a evolução da tensão normal e da tensão de corte em função do avanço, para as diferentes velocidades de corte.

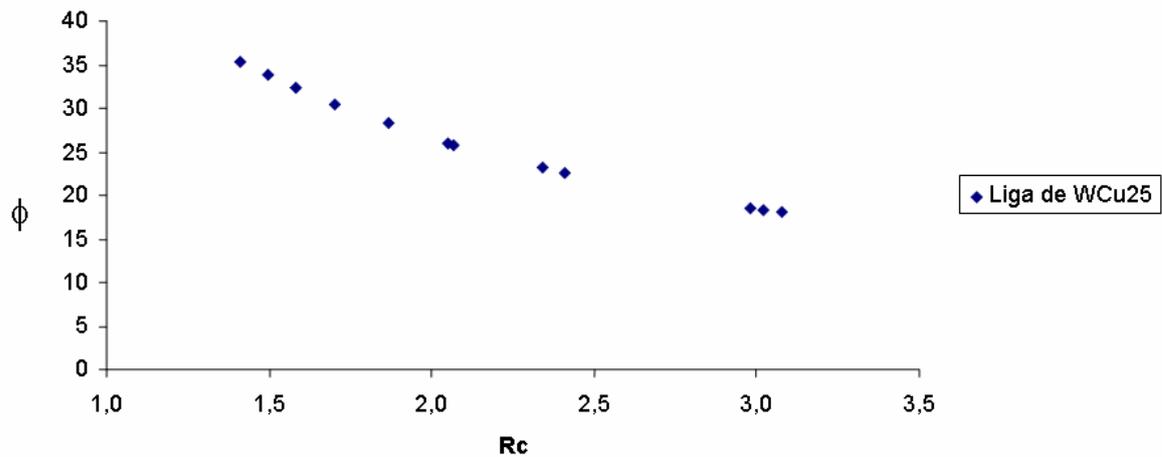


Fig. 5. Evolução do ângulo de corte (ϕ) em função do grau de recalque (R_c).

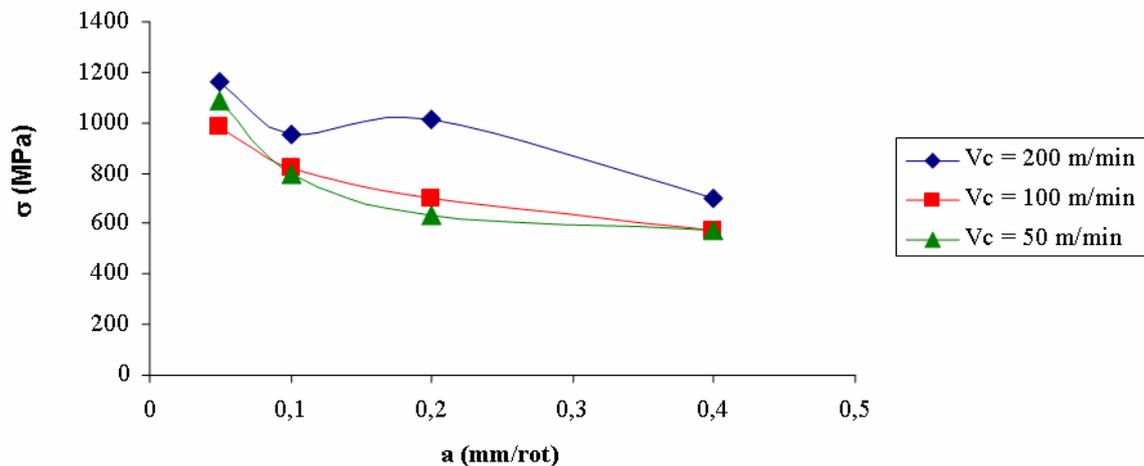


Fig. 6. Evolução da tensão normal (σ) em função do avanço (a).

Como se pode observar na Fig. 6, de uma maneira geral a tensão normal (σ) diminui com o avanço (a) durante o processo de corte. Pode observar-se também na mesma figura que o valor da tensão normal (σ) é de uma maneira geral mais elevada para quanto mais elevada for a velocidade de corte.

Em geral, pela observação da Fig. 7, os valores da tensão tangencial (τ) não são muito influenciados pelo avanço. Observa-se uma diminuição da tensão tangencial (τ) nas três velocidades de corte neste estudo para um avanço de 0,4 mm/rot.

De uma maneira geral a tensão normal (σ) apresenta valores de tensão mais elevados que a tensão tangencial (τ).

A Fig. 8 mostra a evolução da deformação da avara (ϵ) em função do grau de recalque (R_c).

Observa-se na Fig. 8, que a deformação da avara aumenta com o aumento de R_c de uma maneira aproximadamente linear.

A Fig. 9 mostra uma comparação entre o ângulo de corte experimental (ϕ) com o modelo de Merchant (ϕ_M) e de Lee e Shafer (ϕ_{LS}). Utilizou-se uma recta de tendência no modelo de corte de Merchant (ϕ_M) e

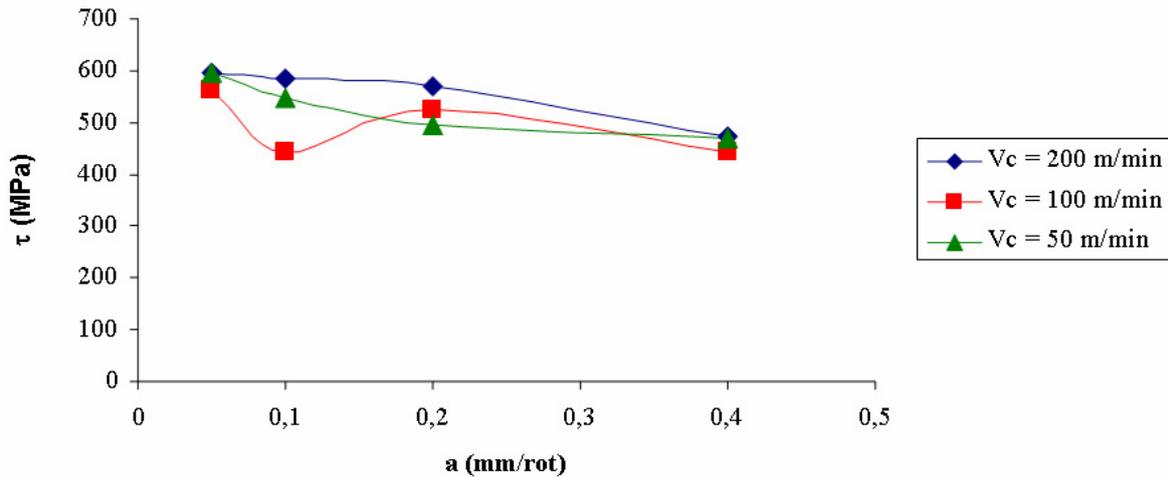


Fig. 7. Evolução da tensão tangencial (τ) em função do avanço (a).

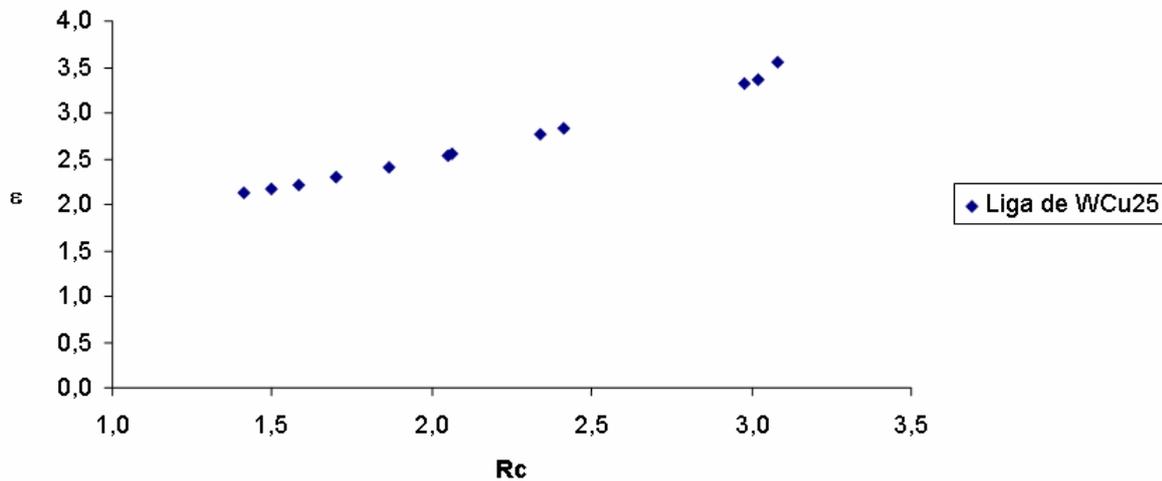


Fig. 8. Evolução da deformação da apara (ϵ) em função do grau de recalque (R_c).

de Lee e Shafer (ϕ_{LS}), para se poder visualizar melhor a comparação entre o ângulo de corte experimental (ϕ), o modelo de corte de Merchant (ϕ_M) e o de Lee e Shafer (ϕ_{LS}).

Observa-se na Fig. 9, como seria de esperar, que o ângulo de corte de Merchant (ϕ_M) e também o de Lee e Shafer (ϕ_{LS}), diminuem de valor à medida que aumenta o valor de $\rho - \gamma$, onde ρ é o ângulo de atrito e γ o ângulo de ataque da ferramenta. Pode também observar-se na mesma figura que de uma maneira geral o modelo de Merchant tende a apresentar valores acima dos estimados para o ângulo de corte experimental, ou seja a equação referente ao modelo de Merchant aproxima em geral o ângulo de corte por ligeiro excesso. Na observação da Fig. 9, a equação referente ao modelo de Lee e Shafer aproxima o ângulo de corte por defeito. A equação $\phi = 45^\circ - 0,613(\rho - \gamma)$ com $R^2=0,83$, é a equação da recta tendência dos pontos experimentais, que permite efectuar uma comparação entre o modelo de Merchant e o modelo de Lee e Shaffer. Através da observação da Fig. 9, pode afirmar-se que o modelo experimental está mais próximo do modelo de Merchant que do modelo de Lee e Shaffer.

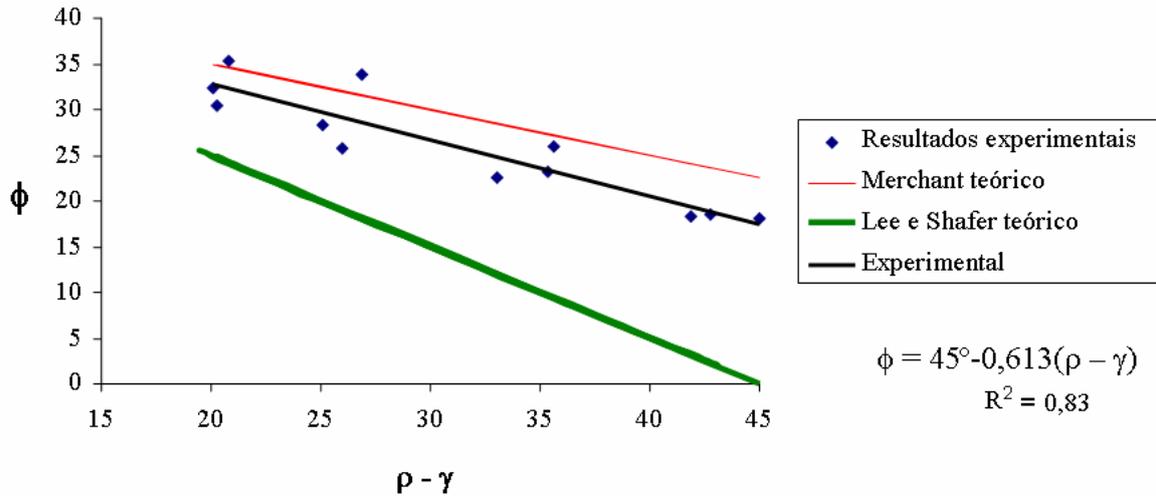


Fig. 9. Comparação entre o ângulo de corte (ϕ) com o modelo de Merchant (ϕ_M) e de Lee e Shafer (ϕ_{LS})

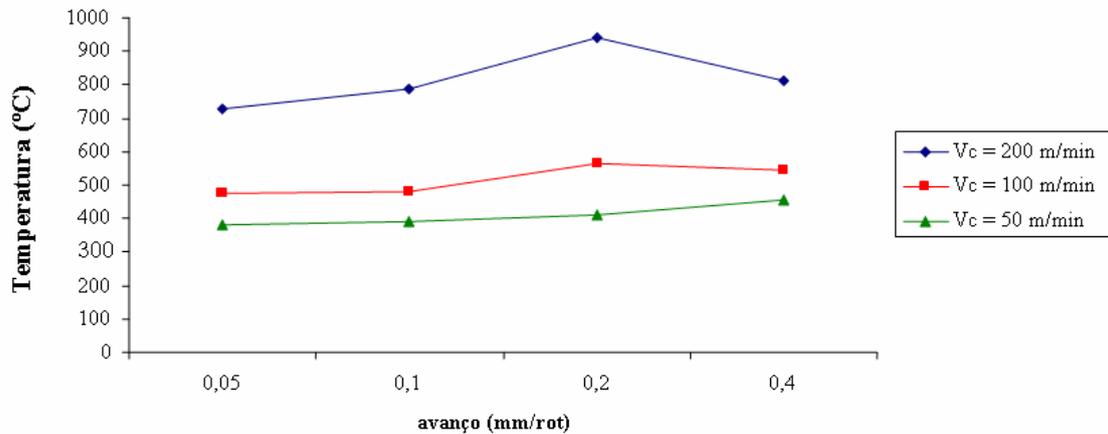


Fig. 10. Evolução da temperatura de corte em função do avanço (a).

A Fig. 10 mostra a evolução estimada teoricamente da temperatura θ ($^\circ\text{C}$) gerada no corte em função do avanço (a) para as diferentes velocidades de corte, utilizando o modelo analítico descrito em Boothroyd and Knight [7].

Como se pode observar na Fig. 10, de uma maneira geral a temperatura de corte aumenta muito ligeiramente com o avanço (a) durante o processo de corte. Ao contrário pode observar-se que o valor da temperatura de corte cresce bastante com o aumento da velocidade de corte.

5. CONCLUSÕES

Neste trabalho mostrou-se que o modelo teórico de Merchant aproxima bem o modelo obtido experimentalmente ao contrário do modelo de Lee e Schaffer. Obteve-se uma equação específica para caracterizar a evolução do ângulo de corte para o compósito tungstênio/cobre sinterizado (WCu25). Foi também possível determinar a evolução do ângulo de corte e da deformação na apana em função do grau de recalque bem como a evolução da tensão normal e tensão tangencial de corte para diferentes velocidades de corte em função do avanço. Finalmente, foi possível com recurso ao modelo analítico

descrito em Boothroyd and Knight obter a evolução da temperatura de corte para diferentes velocidades de corte em função do avanço.

REFERÊNCIAS

- [1] Li, Y., Wong, J.Y.H., Fuh, L.L., “Effect of TiC in copper-tungsten electrodes on EDM performance”, *Journal of Materials Processing Technology*, **113**, 563-567 (2001)
- [2] Davim, J.P., Maranhão C., Cabral G., Grácio, J., “Performance of cutting tools in machining Cu/W alloys for application in EDM electrodes”, *International Journal of Refractory Metals & Hard Materials*, **27**(4), 676-682 (2009)
- [3] Gaitonde, V.N., Karnik, S.R., Faustino, M., Davim J.P., “Machinability analysis in turning tungsten-copper composite for application in EDM electrodes”, *International Journal of Refractory Metals & Hard Materials*, **28**, 221-227 (2010)
- [4] Merchant, M.E., “Mechanics of Metal Cutting Process. I Orthogonal Cutting and type 2 chip”, *Journal of applied Physics*, **16**, 267-275 (1945)
- [5] Groover, M.P., *Fundamentals of Modern Manufacturing Materials, Process and Systems*, Prentice Hall International Editions (1996)
- [6] Shaw, M.C., *Metal Cutting Principles*, Oxford Science Publications New York (1984)
- [7] Boothroyd, G., Knight, W., *Fundamentals of Machining and Machine Tools*, Marcel Dekker, New York, (1989)
- [8] Young, H.T., Chou, T.L., “Modeling of tool/chip interface temperature distribution in metal cutting”, *International Journal of Mechanical Sciences*, **36**(10), 931-943 (1994)
- [9] Shet, C., Deng, X., “Finite element analysis of the orthogonal metal cutting process”, *Journal of Materials Processing Technology*, **105**(1), 95-109 (2000)
- [10] Lee, H.C., Shaffer, B.W., “The theory of plasticity applied to a problem of machining”, *ASME Journal of Engineering for Industry*, **73** (1951)
- [11] Astakhov, V.P., *Tribology of metal cutting*, Tribology and Interface Engineering Series, nº 52, Elsevier (2006)
- [12] Bil, H., Kiliç, S., Tekkaya, A., “A comparison of orthogonal cutting data from experiments with three different finite element models”, *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, **44**, 933-944 (2004)

TERMOMECHANICAL MODEL IN ORTHOGONAL CUTTING OF TUNGSTEN/COPPER COMPOSITE SINTERING (WCu25)

Abstract – In the present article it is presented thermo mechanical model of the orthogonal cutting of the tungsten/copper composite sintering (WCu25). The results show that the theoretical Merchant approaches well the experimental model in contrast of the Lee and Schaffer model. The described model in Boothroyd and Knight for the determination of the cutting temperature was applied..

Keywords – Machining, Orthogonal cutting, Cutting forces, Cutting temperature.