

REVISÃO DOS FUNDAMENTOS DO CORTE ORTOGONAL

Pedro A.R. Rosa, pedro.rosa@ist.utl.pt¹
Paulo A.F. Martins, pmartins@ist.utl.pt¹

¹IDMEC, Instituto Superior Técnico, TULisbon, Av. Rovisco Pais, 1049-001 Lisboa, Portugal

Resumo: *Este trabalho de investigação desenvolve-se em torno da ideia apresentada por Atkins na qual o mecanismo de formação de apara inclui uma quantidade significativa de energia para a formação das novas superfícies numa zona junto à aresta de corte da ferramenta. Consequentemente, a modelação teórica do processo deverá contabilizar para além das componentes tradicionais derivadas dos fenómenos de deformação plástica e de atrito, uma componente derivada da mecânica da fractura dúctil. O trabalho experimental consistiu na realização de ensaios de corte ortogonal e o trabalho teórico consistiu na simulação numérica dos ensaios experimentais, sendo apresentada a correlação entre resultados teóricos e experimentais. É também apresentada uma caracterização independente do comportamento mecânico (tensão de escoamento e tenacidade à fractura) e tribológico dos materiais. Para permitir uma avaliação completa da capacidade preditiva das estimativas computacionais foram focados vários tópicos, tais como, o grau de encaque, o ângulo do plano de corte, a força de corte e a pressão específica de corte. Este trabalho demonstra quantitativamente que enquanto a formação e o escoamento da apara, e a generalidade das variáveis de campo podem ser modeladas com sucessos através da análise tradicional baseada unicamente na plasticidade e no atrito, a contribuição da mecânica da fractura é essencial para obter uma boa estimativa das forças de corte e da pressão específica de corte.*

Palavras-chave: *Corte Ortogonal, Tenacidade à Fractura, Modelação Numérica;*

1. INTRODUÇÃO

Existem dois pontos de vista diferentes sobre os fundamentos do corte por arranque de apara (Atkins, 2006); Um ponto de vista considera que o mecanismo de formação de apara é um problema meramente do domínio da teoria da plasticidade, argumentando que o valor da energia consumida na abertura de novas superfícies não é significativo (Shaw, 1984). Esta aproximação está implícita nas principais contribuições para a compreensão do processo (Ernst e Merchant, 1941; Zorev, 1966; Oxley, 1989; entre muitos outros investigadores), aparecendo como primeira opção nos cursos leccionados na maioria das universidades e escolas politécnicas. O outro ponto de vista, não tradicional e controverso, apresenta a abertura de fissuras junto da aresta de corte como um fenómeno fundamental para a compreensão do mecanismo de formação de apara. A energia consumida na abertura das novas superfícies é considerada significativa, alcançando valores na ordem dos kJ/m^2 , contrariamente aos poucos J/m^2 derivados da tensão superficial de (Shaw, 1984), considerados no conceito anterior. Este conceito foi apresentado por (Atkins, 2003), baseado na elevada deformação plástica que ocorre em redor da fissura junto da aresta de corte.

A aceitação de um mecanismo de formação de apara exclusivamente baseado na teoria da plasticidade pareceria à primeira vista a opção mais segura tendo em conta o elevado numero de trabalhos científicos realizados neste domínio, assim como, os autores de renome que o apoiam. No entanto, será de estranhar um conjunto de relatos ao longo da história da investigação neste domínio, os quais referem problemas na utilização preditiva dos seus modelos teóricos (Watkins, 1957; Chishom, 1952; Pugh, 1958; Creveling, 1957; Astakhov, 2005). Muitos investigadores indicaram a complexidade do escoamento da apara como a principal razão para esta diferença, no entanto, a simulação dos escoamentos complexos obtida através dos programas de elementos finitos apontaram para as mesmas dificuldades encontradas nos modelos analíticos (Tekkaya, 2004). Esta é provavelmente a razão pela qual (Astakov, 2005), após analisar o trabalho de diversos investigadores, afirmou que estes trabalhos pareciam estar limitadas a casos onde a experimentação havia sido realizada previamente, nunca sendo a simulação numérica utilizada de forma preditiva.

O presente trabalho está orientado para uma revisão fenomenológica do corte ortogonal à luz da mecânica da fractura dúctil. São propostas novas técnicas para a caracterização independente do material de modo a permitir uma interacção adequada entre o método dos elementos finitos e a mecânica da fractura. A apresentação do trabalho é suportada por ensaios experimentais de corte ortogonal orientados para os objectivos do trabalho. A comparação entre resultados teóricos e experimentais é conduzida numa gama alargada de tópicos, tais como o grau de encaque, o ângulo do plano de corte, a força de corte e a pressão específica de corte. O presente trabalho permite demonstrar

quantitativamente que enquanto a formação e o escoamento da avara, e a generalidade das variáveis de campo podem ser modeladas com relativo sucesso através de uma análise tradicional baseada unicamente na plasticidade e no atrito, a contribuição da mecânica da fractura é essencial para obter uma boa estimativa das forças de corte e da pressão específica de corte.

2. DESENVOLVIMENTO EXPERIMENTAL

O trabalho experimental envolveu a utilização de uma prensa hidráulica de controlo numérico com uma capacidade de 500 KN (Fig. (1)), devidamente instrumentada com um sistema piezoeléctrico para a medição de forças e um transdutor linear indutivo para a medição dos deslocamentos. Foi igualmente desenvolvido um conjunto de ferramentas adequadas para a realização dos ensaios de compressão, de fractura e de corte (Fig. (1 a, b, c)). Os ensaios experimentais seguiram um plano de forma a cumprir com os principais objectivos desta investigação.

A selecção do material foi de primeira importância na investigação do corte ortogonal, uma vez que é esperado que este material se aproxime das condições ideais utilizadas na modelação teórica. Em primeira aproximação, parece ser importante seleccionar um material que tenha um comportamento próximo do rígido-perfeitamente plástico em condições de baixa velocidade de deformação. A combinação destas características é importante no sentido de permitir reduzir o efeito do encruamento e eliminar possíveis influências da velocidade de deformação e da temperatura de corte, permitindo focar a atenção da investigação no mecanismo de corte ortogonal.

Infelizmente, os materiais de engenharia tradicionalmente utilizados não permitem preencher os requisitos anteriores em condições de velocidades de corte reduzidas devido ao fenómeno de encruamento durante o processo de deformação plástica. O chumbo tecnicamente-puro (99.9%) é provavelmente uma das melhores escolhas devido ao seu baixo encruamento e à sua capacidade de modelar a deformação plástica de materiais amplamente requeridos em engenharia (p.ex. aços) quando aplicados em condições de elevada velocidade de deformação e temperatura.



Figura 1. Prensa hidráulica de controlo numérico e ferramentas utilizadas no desenvolvimento experimental do trabalho. (a) Ensaio de compressão, (b) Ensaio de fractura, (c) Ensaio de corte ortogonal.

Caracterização do comportamento mecânica e tribológico

O comportamento mecânico do chumbo tecnicamente-puro foi avaliado através de ensaios de compressão em condições ‘quasi-estáticas’ e de baixa velocidade de deformação (na gama de $\dot{\epsilon} = 0.02$ a $0.2s^{-1}$) conduzidos numa prensa hidráulica de controlo numérico. Nestes ensaios foram utilizados provetes cilíndricos lubrificados com PTFE, que possuíam um diâmetro inicial de $D_0 = 8mm$ e uma relação altura/diâmetro inicial de $D_0/H_0 = 1$. A Figura (2 a) apresenta a curva de escoamento do material para as diferentes velocidades de deformação ensaiadas, tendo estes resultados servido de base à determinação da equação empírica do tipo misto plástica/viscoplástica da Eq. (1).

A condição tribológica na interface de contacto entre a ferramenta de corte e o material foi avaliada por intermédio de ensaios tipo pino-no-disco desenvolvidos para cumprir com as especificidades existentes na interface de contacto entre a avara e a ferramenta de corte. Os provetes foram preparados de acordo com o procedimento utilizado no processo de corte ortogonal (lubrificados com Lactuca MS 7000). O atrito foi modelado através da lei de atrito constante, $\tau = mk$, e o factor de atrito m foi determinado como sendo 0.36 de acordo com técnicas de identificação inversa baseadas no método dos elementos finitos.

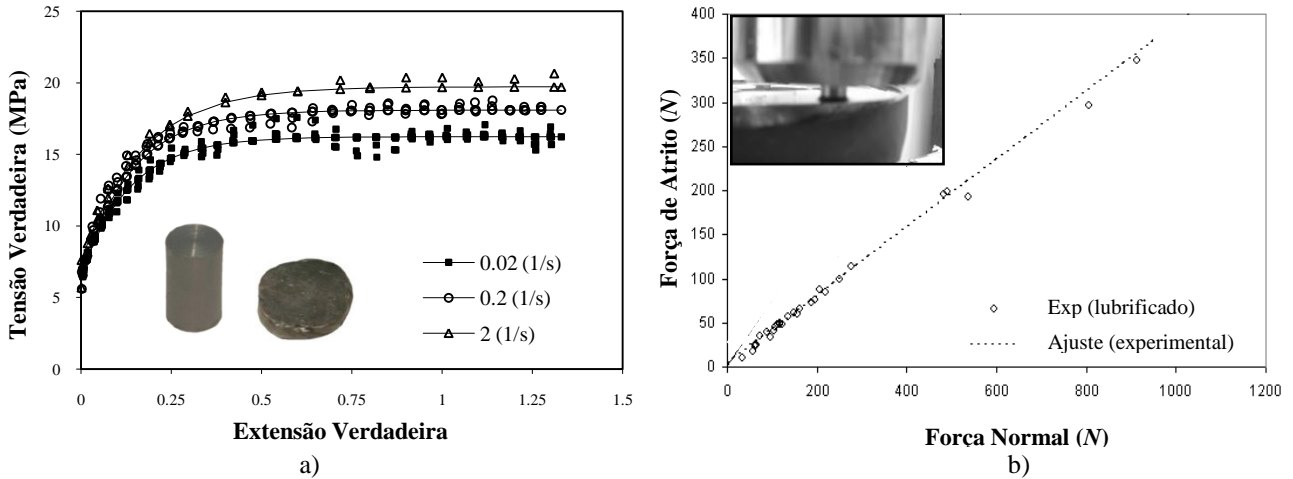


Figura 2. Caracterização do comportamento mecânica e tribológico. a) Evolução da tensão de escoamento do chumbo tecnicamente-puro para diferentes velocidades de deformação; b) Evolução da força de atrito em função da força normal para o par de materiais AISI 316L e chumbo, lubrificadas com Lactuca MS 7000.

$$\bar{\sigma} = 19.223\epsilon^{0.0423} - 12.019\epsilon^{0.0518} \exp^{(0.676\epsilon - 7.34)\epsilon} \text{ MPa} \quad (1)$$

Tenacidade à fractura dúctil

A caracterização da tenacidade à fractura do chumbo tecnicamente-puro foi realizada com provetes cilíndricos duplamente entalhados, tendo os ensaios sido conduzidos em condições ‘quasi-estáticas’ e de baixa velocidade de deformação à temperatura ambiente. A geometria dos provetes foi otimizada com recurso ao método dos elementos finitos de modo a garantir as condições de deformação e de tensão próximas das que se verificam durante o corte ortogonal. A profundidade dos entalhes foi controlada de forma a permitir obter uma secção resistente inferior a 2.5mm, para assim garantir que a deformação plástica permanece confinada entre os entalhes.

As experiências consistiram em determinar a evolução da carga durante o ensaio e em medir a secção entre os entalhes, a partir da qual foi deduzida a tenacidade à fractura. A Figura (3) apresenta a evolução da carga do ensaio em função do deslocamento do punção para diferentes comprimentos da secção resistente ‘a’ entre os entalhes. A energia necessária à iniciação e propagação das fissuras, W , é calculada por integração directa de cada uma das curva até ao ponto de carga máxima no qual a fissura tem início. A relação entre essa energia e a área da secção resistente permite definir o valor da tenacidade à fractura, R , através de (Atkins, 2000),

$$R = \frac{W}{2\pi r_a a} \text{ (kJ/m}^2\text{)} \quad (2)$$

onde, r_a é definido na Fig. (3). A carga do ensaio depende directamente do comprimento da secção resistente do provete, mas a tenacidade à fractura (R) permanece aproximadamente constante e independente de ‘a’ ($R \cong 13.3 \text{ kJ/m}^2$) a partir da Fig. (4 a). O trabalho de separação por unidade do volume em deformação plástica entre os entalhes, U , pode ser definido da seguinte forma (refer Fig. 4 (b)),

$$U = \frac{W}{2\pi r_a ab} = \frac{R}{b} \cong 10-13.5 \text{ (MJ/m}^3\text{)} \quad (3)$$

onde, b indica a largura do plano de corte, definido na Fig. (3) e representado na Fig. (4 b). Esta característica foi determinada com base nos elementos finitos e é de maior importância para o que se segue neste texto. Para a determinação da sua fronteira considerou-se como critério a velocidade de deformação para um limite de $\dot{\epsilon}_{lm} = 0.05s^{-1}$, i.e. aproximadamente 20 vezes abaixo dos valores médios da velocidade de deformação dentro da região em deformação plástica.

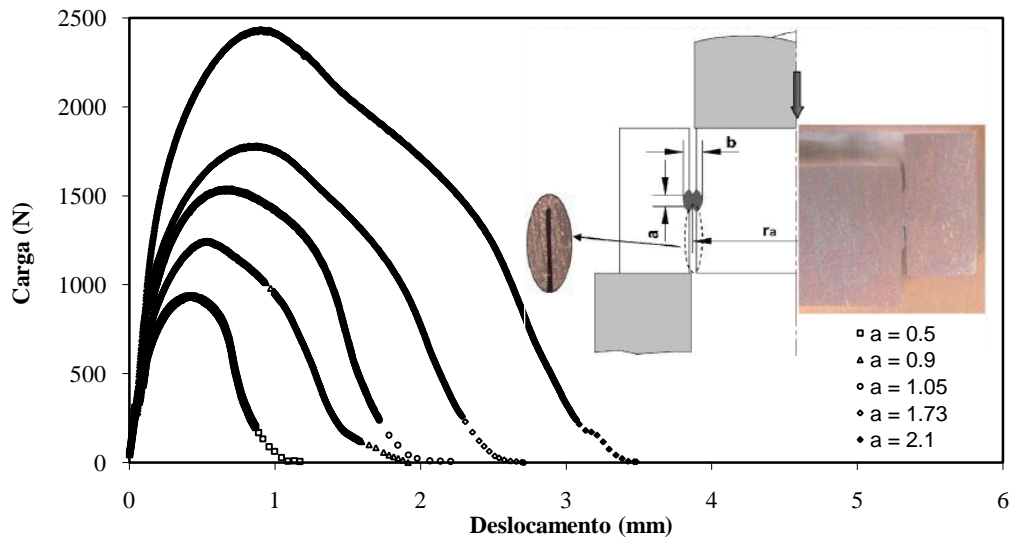


Figura 3. Evolução experimental da carga em função do deslocamento do punção durante os ensaios de avaliação da tenacidade à fratura do chumbo tecnicamente-puro utilizando provetes cilíndricos duplamente entalhados.

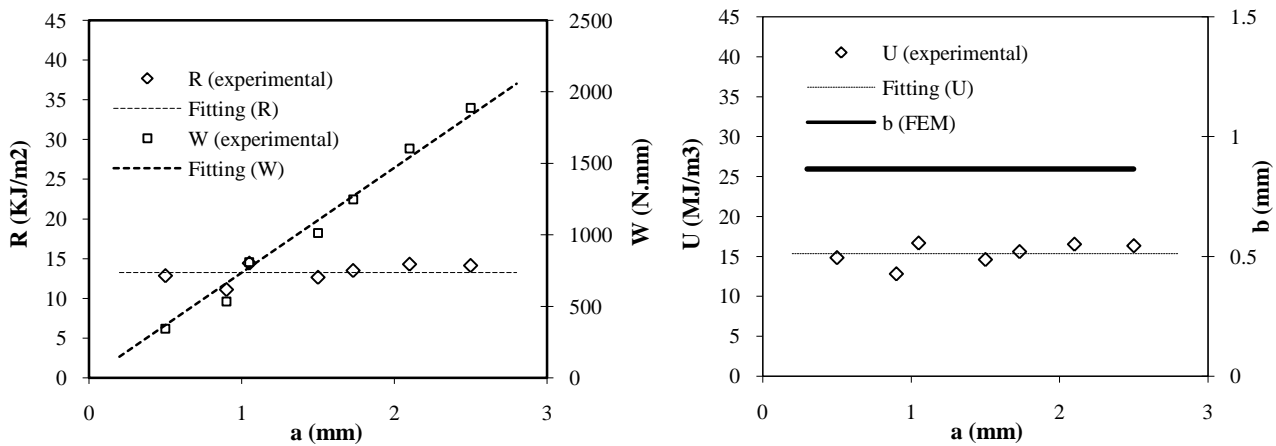


Figura 4. Resultados dos ensaios de fratura em provetes cilíndricos duplamente entalhados. a) Tenacidade à fratura, R , (eixo esquerdo) e energia para iniciar a fissura, W , (eixo direito) em função do comprimento da seção de corte, a , dos provetes; b) Energia de fratura, U , por unidade de volume (eixo esquerdo) e largura da zona de corte, b , (eixo direito) em função do comprimento da seção de corte, a , dos provetes.

Ensaio de corte ortogonal

Os ensaios de corte ortogonal foram planejados de forma a assegurar a análise dos principais parâmetros que controlam o processo a baixa velocidade; (i) o ângulo de corte, α , (ii) a espessura da seção de corte, t_0 , e a (iii) utilização de lubrificação. A velocidade de corte foi ajustada entre dois valores, um ‘quasi-estático’ (0.05 m/min) e outro a baixa velocidade (4 m/min). O ângulo de saída, σ , foi mantido constante durante todos os ensaios com um valor de 5° . Os ensaios de corte ortogonal foram conduzidos em provetes paralelepípedicos de $100 \times 49 \times 24 \text{ mm}^3$, no mesmo material caracterizado anteriormente, segundo o plano de ensaios incluído na Tab. (1).

Tabela 1. Plano de ensaios para as experiências de corte ortogonal.

α ($^\circ$)	t_0 (mm)	w (mm)	v_c (m/min)	Lubrificante	σ ($^\circ$)
de -10 a 10 (inc. 5)	de 0.015 a 1.25 (inc. 0.05)	24	0.05 e 4	sim/não	5

3. DESENVOLVIMENTO TEÓRICO

A modelação numérica do trabalho foi realizada numa versão modificada do programa I-FORM2, o qual tem vindo a ser extensivamente validado por comparação com diversos trabalhos experimentais desde 1980 (Martins, 2004). Este programa é baseado na formulação do escoamento plástico através do método dos elementos finitos. A implementação computacional do corte ortogonal foi baseada numa descrição Lagrangeana actualizada de coordenadas, na qual a malha de elementos finitos se adapta à geometria do material na medida das suas deformações.

Foi necessário introduzir um critério de separação de material no intuito de resolver as singularidades junto da aresta de corte e para permitir o movimento da ferramenta. Este critério de separação da aparta é baseado numa distância crítica, C_0 , entre a aresta de corte da ferramenta e o ponto nodal posicionado imediatamente à frente (Usui, 1982) (Fig. (5 c e d)). Sempre que a distância crítica C_0 é excedida, um algoritmo computacional regenera localmente a malha de forma a permitir inserir um novo ponto nodal, permitindo separar a aparta do bloco de material. Neste trabalho de investigação $C_0 \cong (1/4 - 1/6) L$ onde L é o comprimento médio dos elementos da malha (aprox. 0.07 mm) posicionados à frente da aresta de corte da ferramenta. Apesar deste critério ser arbitrário, mostrou-se significativamente robusto durante o desenvolvimento teórico não influenciando a distribuição global das principais variáveis de campo.

Na literatura existem critérios alternativos de separação da aparta, alguns baseados na deformação efectiva, na densidade de energia de deformação e no histórico de tensões, entre outros. No entanto, estas opções não influenciam significativamente a geometria da aparta e a distribuição das principais variáveis de campo (Huang, 1996). De facto, todos estes critérios podem ser considerados como artifícios computacionais para possibilitar tratar a singularidade junto da aresta afiada da ferramenta e permitir o movimento desta durante a análise de elementos finitos. No entanto, o critério mais apropriado deverá, presumivelmente, representar o fenómeno físico na aresta de corte através do qual a separação ocorre e, com um tamanho de malha suficientemente pequena, deverá identificar separadamente o trabalho de separação ao longo da superfície cortada isoladamente da ‘remota’ deformação plástica e atrito.

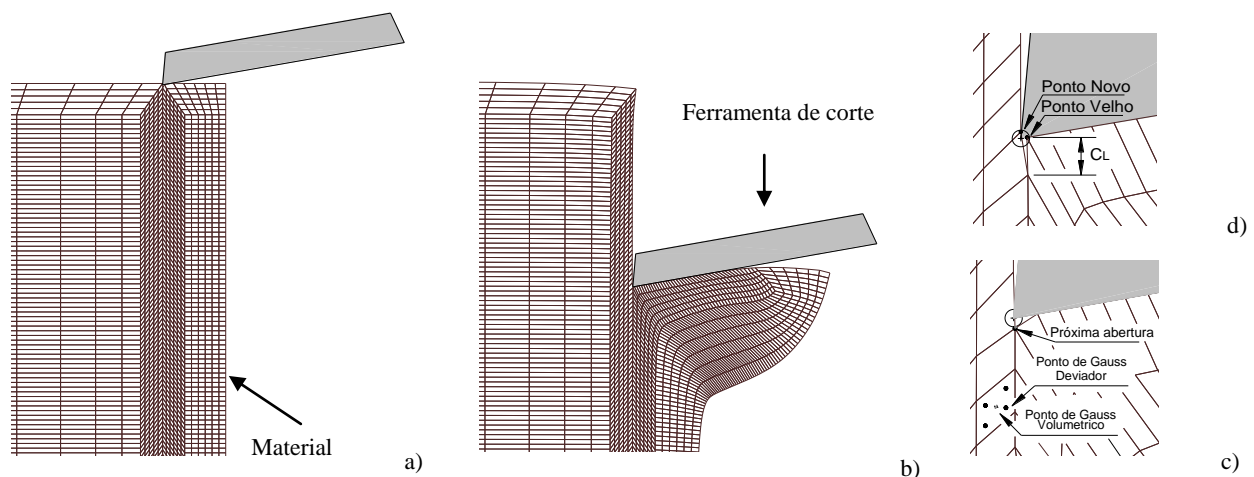


Figura 5. Modelo de elementos finitos utilizado na simulação do corte ortogonal. a) Início do processo; b) Instante onde atinge condições estacionárias; c) e d) Representação esquemática do mecanismo de separação de material junto da aresta de corte da ferramenta.

O trabalho de fractura envolvido na formação das novas superfícies do corte ortogonal pode ser introduzido na modelação do processo de duas maneiras distintas. Uma designa-se por ‘aproximação desacoplada’, e negligencia a influência do trabalho de fractura na superfície limite de elasticidade do material a ser processado. O material é assumido ser contínuo e isotrópico durante todo o processo de corte e, são utilizadas equações constitutivas para materiais com comportamento elasto-plástico e/ou rígido-plástico. Por outras palavras, as principais variáveis de campo tais como, a deformação, a tensão e a velocidade de deformação são calculadas exclusiva e directamente através das técnicas numéricas da ‘teoria da plasticidade’, enquanto as forças de corte, F_c , são determinadas pela adição posterior da contribuição da ‘mecânica da fractura dúctil’ associada à formação de novas superfícies.

A outra designa-se por ‘aproximação acoplada’, onde é esperada a incorporação directa do trabalho de fractura na equação funcional do programa de elementos finitos. A principal vantagem desta aproximação é a de permitir a modificação das superfícies limite de elasticidade pelo trabalho de fractura associado à formação de novas superfícies junto da aresta de corte. Apesar das vantagens inerentes, a segunda aproximação requer modelos numéricos mais complexos que sejam capazes de correlacionar o escoamento plástico macroscópico com o crescimento e a propagação mesoscópica da fissura junto da aresta de corte.

Em consequência do que foi referido anteriormente, o presente trabalho apresenta uma aplicação da ‘aproximação desacoplada’, estendendo o conceito para a determinação das forças de corte, F_c , apresentado por (Atkins, 2003) ao método dos elementos finitos. Uma implementação directa desta aproximação pode ser encontrada na Eq. (1), onde no essencial, o primeiro termo do lado direito é determinado através da simulação numérica baseada unicamente na

plasticidade e o segundo termo representa o trabalho da formação de superfícies derivado da calibração experimental. Assim, temos que a força pode ser estimada por,

$$F_c = (F_c)_{FEM} + U ws \quad (4)$$

onde, s é o comprimento do plano de corte (em analogia com o comprimento do ligamento entre entalhes do provete de fractura, a). Devido ao trabalho específico de formação de superfícies estar expresso em trabalho por volume, U , este pode ser reescrito em trabalho por área R (tenacidade à fractura) a partir das equações (2) e (3), de onde,

$$F_c = (F_c)_{FEM} + U ws = (F_c)_{FEM} + \frac{R}{b} ws = (F_c)_{FEM} + \frac{Rw}{Q^*} \quad Q^* = \frac{b}{s} = \frac{b}{t_0} \sin\phi \quad (5)$$

A solução para a força de corte, F_c , através da Eq. (5), aparenta ser semelhante à solução oriunda do modelo generalizado de Ernst–Merchant proposto por (Atkins, 2003). De facto, a determinação da força de corte, F_c , por intermédio da aproximação desacoplada (5) pode ser vista como uma versão modificada na qual o factor de correcção Q é substituído por um novo factor Q^* . O novo factor de correcção Q^* (o qual é um parâmetro adimensional) difere de Q pelo simples facto de que o ajuste é realizado em termos da largura da região em deformação plástica, ' b ' entre os entalhes dos provetes de fractura e do comprimento da zona principal de corte, ' s ', em vez do atrito (Atkins, 2003).

Em conclusão, é interessante notar que a globalidade dos valores do comprimento do plano de corte, s , estão compreendidos dentro da gama de valores da distância entre os entalhes dos provetes cilíndricos duplamente entalhados. O exposto atrás justifica a utilização de $b = 0.8\text{mm}$ nas secções subseqüentes deste texto.

4. RESULTADOS E DISCUSSÃO

A Figura (6 a) apresenta a evolução experimental do grau de encalque, $r_c = t/t_0$, em função do valor da espessura da secção de corte, t_0 , obtida a partir de ensaios de corte ortogonal em chumbo com um ângulo de ataque de $\alpha = 10^\circ$. Pode-se distinguir facilmente duas zonas, uma primeira, na qual o grau de encalque é muito sensível à espessura da secção de corte; e uma segunda zona, onde o grau de encalque é praticamente independente da espessura da secção de corte. A primeira zona correspondente à gama típica dos processos de corte por arranque de aparas (onde $t_0 < 0.2\text{mm}$); a segunda zona, embora se encontre fora dessa gama, continua a ser uma possível zona de trabalho.

Da análise da Fig. (6 a) conclui-se que o grau de encalque aumenta consideravelmente com a diminuição da espessura da aparas. Esta situação deve-se à variação da inclinação do ângulo de corte, ϕ , o qual apresenta um significativo decréscimo com a redução da espessura da secção de corte, t_0 , Fig. (6 b).

É interessante verificar que a lubrificação nos ensaios promove o enrolamento da aparas, diminuindo o comprimento de contacto com a face de ataque da ferramenta, tal como se verifica nas imagens incluídas na Fig. (6 a). Estes resultados são igualmente obtidos na modelação por elementos finitos e fornecem as bases para a compreensão da influência do lubrificante na energia específica de corte.

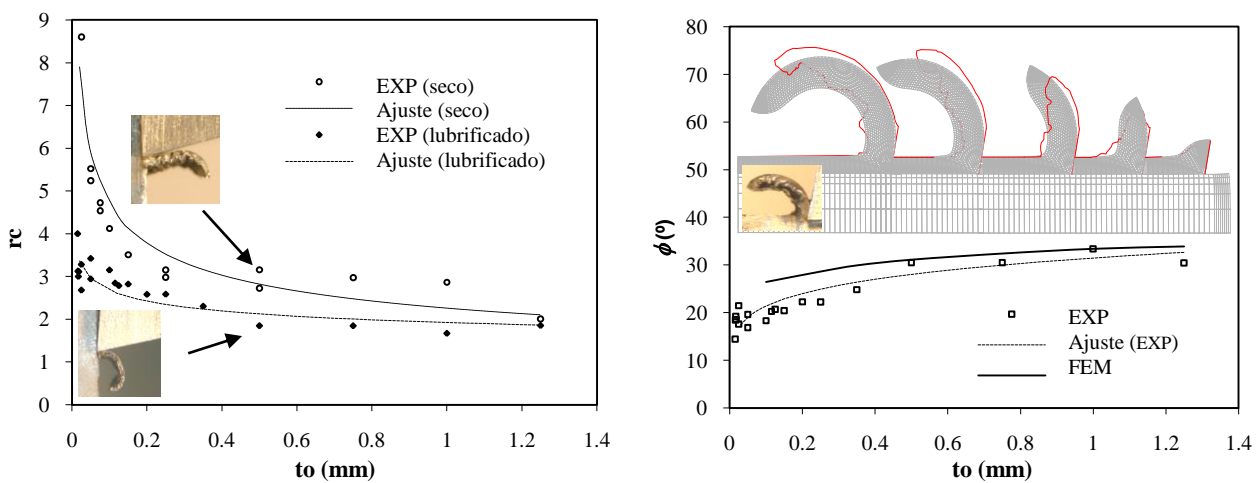


Figura 6. Resultados dos ensaios de corte ortogonal (lubrificado com $\alpha = 10^\circ$ e $v_c = 0.05\text{m/min}$). a) Variação do grau de encalque, $r_c = t/t_0$, em função da espessura da secção de corte, t_0 , em condições de lubrificação e a seco. b) Variação do ângulo de corte, ϕ , com a espessura da secção de corte, t_0 . As imagens de detalhe apresentam pormenores da malha e do perfil experimental nos diferentes estágios de formação da aparas (com $t_0 = 1\text{mm}$).

Os resultados experimentais da Fig. (6 b) serviram o propósito de permitir avaliar as previsões da inclinação do plano de corte, ϕ , fornecidas pelo método dos elementos finitos. Esta comparação permitiu encontrar uma correlação aceitável entre as medidas experimentais e as previsões teóricas, mostrando resultados tanto melhores quanto maior o volume de material em deformação plástica ($t_0 > 0.5mm$). A Figura (6 b) apresentada também a previsão do enrolamento da avara (ver malha de elementos finitos) através da sua comparação com as medições dos perfis obtidos experimentalmente (contorno vermelho).

Os resultados numéricos e experimentais apresentam uma comparação razoável e confirmam que os elementos finitos permitem modelar com sucesso a mecânica da deformação plástica do processo de corte ortogonal. Interessa agora verificar a capacidade de previsão dos elementos finitos relativamente à força de corte e à pressão específica de corte. A Figura (7) apresenta a força de corte, F_c , em regime estacionário para diferentes valores da espessura da secção de corte, t_0 , obtida a partir de ensaios experimentais e da modelação por elementos finitos para ângulos de ataque de $\alpha = 5^\circ$ e 10° .

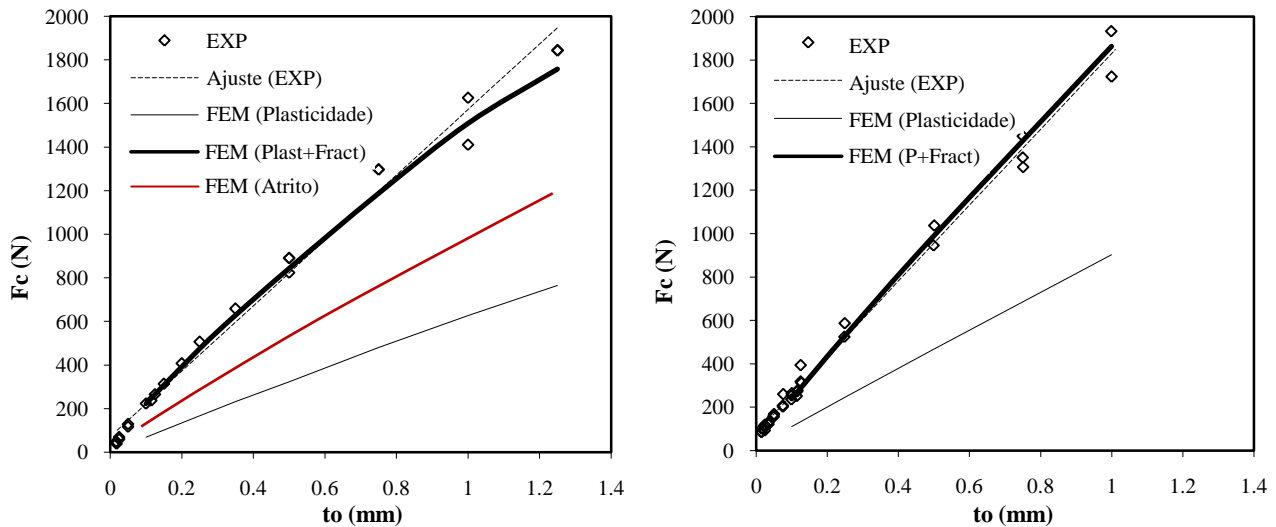


Figura 7. Evolução da força de corte estacionária, F_c , em função da espessura da secção de corte t_0 (lubrificação com $v_c = 0.05m/min$). a) Ângulo de ataque de $\alpha = 10^\circ$; b) Ângulo de ataque de $\alpha = 5^\circ$.

Como se pode verificar na Fig. (7), as estimativas teóricas da força de corte obtidas unicamente com base na teoria da plasticidade passam pela origem e subestimam consideravelmente as observações experimentais. Poder-se-ia pensar tratar de dificuldades na modelação da força de atrito, mas mesmo quando este valor é sobrestimado ($m=0.6$), é possível verificar que a estimativa numérica (FEM (Atrito) na Fig. (7)) continua a subestimar as observações experimentais. Este resultado parece indicar que este tipo de análise não é adequado para modelar o corte ortogonal.

Como referido anteriormente, o valor em falta na força de corte está relacionado com o trabalho de fractura envolvido na formação de novas superfícies. A confirmação desta conclusão é obtida pelos resultados fornecidos pela aproximação proposta, ou seja, o desacoplamento da mecânica da fractura dos elementos finitos, onde o efeito do trabalho da fractura na estimativa das forças de corte é adicionado posteriormente (FEM (Plast+Fract) na Fig. (7)). De facto, a aproximação desacoplada proposta apresenta boas correlações entre a teoria e a experimentação e é interessante referir que a tendência das curvas das estimativas numéricas é de curvarem para baixo para pequenos valores de espessura da secção de corte, estando de acordo com os valores obtidos experimentalmente. Esta tendência é devida à crescente influência do ângulo de corte, ϕ , no comprimento total do plano de corte, s , para pequenos valores de espessura da secção de corte, comprovando assim a correcção adequada fornecida pelo factor Q^* incluído na Eq. (5).

A pressão específica de corte, k_s , pode ser definida como a razão entre a força de corte, F_c , e a área da secção de corte, $t_0 w$, ou seja

$$k_s = \frac{F_c}{t_0 w}, \quad (6)$$

e é normalmente utilizada para cálculos aproximados da força de corte. O seu valor está disponível em tabelas ou curvas de calibração provenientes da experimentação e, em alguns casos, podendo ser determinada através do valor da dureza de Brinell HB (kg/mm^2) do material.

Os livros escolares afirmam muitas vezes que a pressão específica de corte não é uma tensão, apesar de ser utilizada como uma tensão normal e de as unidades serem coerentes com isso (evidentemente k_s pode ser tratado como um trabalho por unidade de volume, ou seja uma tensão). Uma possível explicação para tal tem a ver com o facto de a

tensão normal $\sigma = k_s$ não ser consistente com o comportamento tensão-extensão/velocidade de deformação do material e com o seu correspondente estado de tensão. Tendo a Fig. (8) como referência, seríamos levados a supor que o chumbo deveria ter uma tensão de escoamento na ordem de 60 a 120 MPa a fim de permitir que a pressão específica de corte, k_s , possa ser considerada como uma tensão normal σ (Fig. (2 a)).

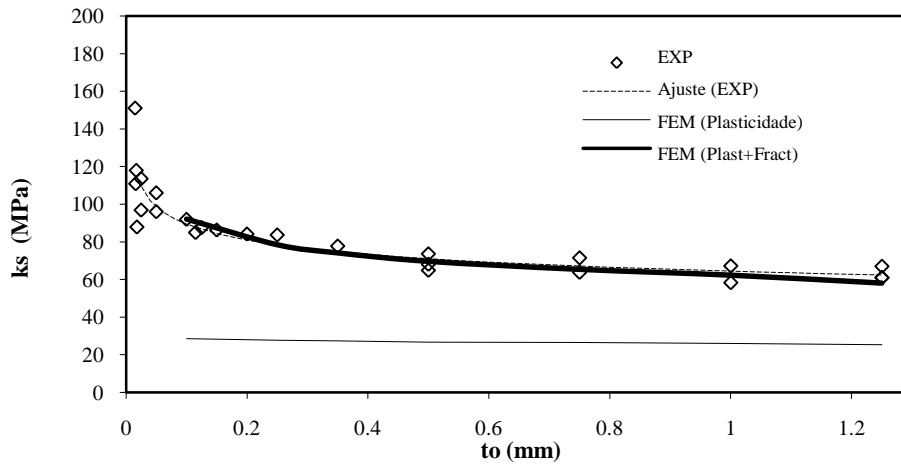


Figura 8. Evolução da pressão específica de corte, k_s , em função da espessura da secção de corte, t_0 (lubrificado com $\alpha = 10^\circ$ e $v_c = 0.05m/min$).

A observação da pressão específica de corte obtida através da análise de elementos finitos permite concluir que: (i) as estimativas de modelação estritamente do domínio da plasticidade subestimam o seu valor, e que (ii) o trabalho da fractura é uma vez mais requerido para obtenção de uma correlação com a experimentação (FEM (Plast+Fract) da Fig. (8)). Esta conclusão está de perfeito acordo com o que foi mencionado anteriormente e permite reescrever a pressão específica de corte como um somatório de dois termos (com diferentes significados físicos);

$$F_c = k_s t_0 w = \sigma_0 w + R \frac{t_0 w}{b \sin \phi} = \left(\sigma + \frac{R}{b \sin \phi} \right) t_0 w \Rightarrow k_s = \left(\sigma + \frac{R}{b \sin \phi} \right) \quad (7)$$

O primeiro termo de k_s resulta da actuação da tensão normal de compressão na secção de corte, enquanto o segundo termo representa o trabalho de fractura envolvido na abertura de fissuras junto da aresta de corte. Uma relação similar à Eq. (7) foi apresentada por Atkins e fornece uma explicação quantitativa e qualitativa para algumas incompatibilidades clássicas da modelação teórica dos processos de corte.

5. CONCLUSÕES

Este trabalho explora a ideia apresentada por Atkins de que o trabalho necessário para a formação das novas superfícies nos processos de corte é significativo e deve ser contabilizado na modelação teórica do processo. Estendeu-se este conceito através de uma aplicação numérica, e mais realista relativamente ao complexo campo de deformações da avara, onde se fez intervir a tenacidade à fractura no cálculo das forças de corte e da pressão específica de corte.

As simulações do corte ortogonal realizadas através dos elementos finitos podem ser feitas de uma forma acoplada ou desacoplada, isto é, o fenómeno físico de separação pode ser incluída na análise de forma a permitir obter uma solução completa, ou então, o trabalho do fenómeno de separação de superfícies pode ser adicionado posteriormente. Apesar das vantagens na utilização de uma solução acoplada, em termos da qualidade da solução, a complexidade computacional é também ela significativamente maior. Por estas razões, e de forma a manter ao assunto focado na componente fenomenológica, a análise deste trabalho baseou-se única e simplesmente numa aproximação desacoplada. Isto origina que os resultados numéricos obtidos coincidam com aqueles em que o critério de separação é considerado meramente uma correcção computacional para permitir o movimento da ferramenta, não consumindo nenhuma energia.

Os resultados deste trabalho demonstram que as análises teóricas unicamente baseadas na teoria da plasticidade conseguem prevêem aceitavelmente as observações experimentais do escoamento da avara. No entanto, este tipo de análise subestima significativamente as forças de corte, mesmo com o comportamento do material e do atrito convenientemente caracterizados nas condições correctas de velocidade de deformação e temperatura. A deficiência das forças está conectada directamente à não inclusão do trabalho de formação de superfícies na análise. A razão pela qual é possível prever os campos de deformação do material, embora não as forças de corte, é devido ao facto dos processos de separação ocorrerem numa zona muito estreita e confinada na raiz da avara – plano de corte – pode ser considerada ‘desacoplada’ do resto da deformação plástica do material. Apesar disso, estas zonas estreitas de material consomem uma quantidade de energia por unidade de volume significativa para permitir a ocorrência da separação de superfícies

(fractura). Fica assim demonstrado, que a tenacidade à fractura pode ser incluído neste tipo de análise e que permite estimar com sucesso as forças de corte e a pressão específica de corte.

6. AGRADECIMENTOS

Os autores querem agradecer o apoio financeiro do POCI-2010 e do projecto PTDC/EME-TME/64575/2006, FCT Portugal.

7. REFERÊNCIAS

- Astakhov V.P., 2005, On the inadequacy of the single-shear plane model of chip formation, *Int.J. Mech.Sci.*, 47, 1649-1672.
- Atkins A.G., 2000, Ductile shear fracture mechanics. *Key Engineering Materials* 177–180, 59–68.
- Atkins A.G., 2003, Modelling metal cutting using modern ductile fracture mechanics: quantitative explanations for some longstanding problems, *Int. J. Mechanical Sciences* 45, 373–396.
- Atkins A.G., 2006, Toughness and oblique machining, *Int. J. Manufacturing Science and Technology (ASME)*.
- Chisholm A.J. and McDougall W.M., 1952, Plasticity report No. 61, *Mech. Engng. Res. Lab.*
- Creveling J.H., Jordan T. and Thomsen E.G., 1957, “Some studies on angle relationship in metal cutting”, *Trans. ASME*, vol.79, No.1 (section 1), 127-138.
- Ernst H. and Merchant M. E., 1941, Chip formation, friction and high quality machined surfaces, *Trans. ASME*, 29, 299-378.
- Huang J.M., Black J.T., 1996, An evaluation of chip separation criteria for the FEM simulation of machining, *Int. J. Manufacturing Science and Engineering* 118, 545–554.
- Martins P.A.F., Alves M.L. e Rodrigues J.M.C., 2004, Three-dimensional modelling of forging processes by the finite element flow formulation, *Journal of Engineering Manufacture* 218, 1695–1708.
- Oxley, P.L.B., 1989, *Mechanics of Machining: An Analytical Approach to Assessing Machinability*, Wiley, New York.
- Pugh H., Li D., 1958, Mechanics of metal cutting process, *Proc. IME Conf. Tech. Eng.Manufacture*, London, 237-254.
- Shaw M.C., 1984, *Metal Cutting Principles*, Clarendon Press, Oxford.
- Tekkaya A.E, Bil H. and Kiliç S.E., 2004, A comparison of orthogonal cutting data from experiments with three different finite element models, *Int. J. Mach. Tools & Manuf.*, 44, 933-944.
- Usui E. and Shirakashi T., 1982, Mechanics of machining - from descriptive to predictive theory, on the art of cutting metals -75 years later, *ASME Publication PED* 7, 13–35.
- Watkins M.T. and Wilkinson P., 1957, Plasticity report No. 125, *Mech. Engng. Res. Lab.*
- Zorev N., 1966, *Metal Cutting Mechanics*, Pergamon Press, Oxford.

8. DIREITOS AUTORAIS

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

REVISITING THE FUNDAMENTALS OF ORTHOGONAL METAL CUTTING

Pedro A.R. Rosa, pedro.rosa@ist.utl.pt¹
Paulo A.F. Martins, pmartins@ist.utl.pt¹

¹IDMEC, Instituto Superior Técnico, TULisbon, Av. Rovisco Pais, 1049-001 Lisboa, Portugal

Abstract: *This paper investigates Atkins' idea that the modelling of metal cutting must include the significant work involved in the formation of new surfaces as well as the traditional components of plastic flow and friction. New finite element and algebraic calculations are presented together with specially designed orthogonal metal cutting experiments performed on lead specimens under laboratory controlled conditions. Independent determinations of the mechanical properties of lead were made and comparisons are given between theoretical predictions and experimental results. Calculations cover a wide range of topics such as material flow, chip-compression factor, primary shear plane angle, cutting force and specific cutting pressure. It is shown that the choice of lead as workpiece material reveals important facts that would be obscured were the usual sort of workpiece metals to be cut. The paper demonstrates quantitatively that while material flow, chip formation and the distribution of the major field variables can be modelled successfully by traditional 'plasticity and friction only' analyses, the contribution of ductile fracture mechanics is essential for obtaining good estimates of cutting forces and of the specific cutting pressure.*

Keywords: *Orthogonal Cutting; Fracture Toughness; Finite Element Method;*