

# MODELAGEM ANALÍTICA DA EXTRUSÃO EM CANAIS EQUIANGULARES

Neil de Medeiros <sup>1</sup>  
 Luciano Pessanha Moreira <sup>2</sup>  
 Jefferson Fabrício Cardoso Lins <sup>3</sup>  
 Jayme Pereira de Gouvêa <sup>4</sup>

## Resumo

Neste trabalho, é proposta uma extensão para materiais com encruamento das soluções analíticas reportadas na literatura para o processo de extrusão em canais equianguulares (ECEA), com base no método do limite superior (MLS). O encruamento não-linear do material e o comportamento em atrito são considerados em conjunto com diferentes raios de adoçamento situados na interseção dos canais. A dependência da pressão de extrusão e as deformações plásticas equivalentes obtidas para um único passe são analisadas em função do fator de atrito e dos raios de adoçamento. O estudo analítico conduzido mostra que a condição mais severa é obtida quando ambos os raios de adoçamento são nulos. Entretanto, verifica-se que elevados níveis de deformação podem ser alcançados a partir de combinações dos raios interno e externo de adoçamento em conjunto com reduções de pressão. Este resultado é interessante visto que as desvantagens de aumentos de cargas podem ser minimizadas em rotas de processamento de múltiplos passes adotando-se diferentes geometrias para a matriz.

**Palavras-chave:** Extrusão; Modelagem; Atrito; Deformação plástica.

## ANALYTICAL MODELLING OF THE EQUAL CHANNEL ANGULAR EXTRUSION

### Abstract

In this work, an extension of the equal-channel angular extrusion (ECAE) process upper bound analytical solutions reported in the literature for work-hardening materials is proposed. The material nonlinear work-hardening and friction behavior are taken into account together with different fillet radii located at the die intersection channels. The dependence of the ECAE pressure and the equivalent plastic strains obtained for a single pass are analyzed as a function of the friction factor and the die fillet radii. The analytical study performed shows that the most severe condition is achieved when either die fillet are equal to zero. However, it is verified that high strain levels could be achieved by combining the inner and outer die fillet radii with reducing pressing pressure values. This result is very interesting since the disadvantages related to the increasing loads needed for multi-pass ECAE processing routes could be minimized by adopting different die geometries.

**Key words:** Extrusion; Modelling; Friction; Plastic strain.

## I INTRODUÇÃO

A extrusão em canais equianguulares (ECEA) é um método para obtenção de deformações plásticas severas no qual um tarugo lubrificado é forçado a passar através de uma matriz que contém dois canais de seções transversais idênticas.<sup>(1)</sup> Nestas condições, o material do tarugo é deformado por cisalhamento simples ao passar pela região de interseção dos canais, em decorrência da ativação

de planos de deslizamento característicos.<sup>(2)</sup> Este método promove um considerável aumento das propriedades mecânicas do material deformado quando comparado aos métodos convencionais de conformação.<sup>(3,4)</sup>

Para o entendimento macroscópico do aumento das propriedades mecânicas dos materiais deformados via ECEA, torna-se fundamental a determinação da carga necessária à extrusão,

<sup>1</sup>Eng. Químico, D.C., Programa de Pós-graduação em Engenharia Metalúrgica, Universidade Federal Fluminense, Avenida dos Trabalhadores 420, Volta Redonda, RJ, Brasil, CEP 27255-125, e-mail: neil@metal.eeimvr.uff.br

<sup>2</sup>Eng. Mecânico, D.Sc., Programa de Pós-graduação em Engenharia Metalúrgica, Universidade Federal Fluminense, Avenida dos Trabalhadores 420, Volta Redonda, RJ, CEP 27255-125, e-mail: luciano.moreira@metal.eeimvr.uff.br

<sup>3</sup>Eng. Químico, D.C., Programa de Pós-graduação em Engenharia Metalúrgica, Universidade Federal Fluminense, Avenida dos Trabalhadores 420, Volta Redonda, RJ, CEP 27255-125, e-mail: jfclins@metal.eeimvr.uff.br

<sup>4</sup>Eng. Mecânico, D.C., Programa de Pós-graduação em Engenharia Metalúrgica, Universidade Federal Fluminense, Avenida dos Trabalhadores 420, Volta Redonda, RJ, CEP 27255-125, e-mail: jpg@metal.eeimvr.uff.br

que é de grande importância ao estudo deste tema. Porém, ainda são poucos os trabalhos que apresentam soluções analíticas abrangendo os efeitos de encruamento, geometria da matriz e condições de atrito, para a determinação das deformações e da carga necessária à extrusão do material.

Segal<sup>(2)</sup> apresenta a primeira relação geométrica para a deformação plástica equivalente experimentada pelo material no método ECEA. No entanto, esta solução não leva em conta os efeitos do atrito ao longo das interfaces de contato tarugo-matriz e do encruamento durante a deformação do material. Em seguida, Iwahashi et al.,<sup>(5)</sup> também desprezando os efeitos de atrito e encruamento, apresentam uma expressão para o cálculo da deformação plástica equivalente em função do ângulo de interseção dos canais ( $\Phi$ ) e de curvatura da parte inferior dos canais da matriz ( $\Psi$ ).

A primeira solução analítica para determinação da pressão necessária à extrusão pelo método ECEA é proposta por Alkorta e Sevillano em 2003.<sup>(6)</sup> Estes autores empregam o método do limite superior considerando somente o encruamento do material do tarugo descrito pela lei Hollomon. Em 2004, Pérez<sup>(7)</sup> apresenta então uma solução analítica com apreciável formalismo matemático, também baseada no método do limite superior, considerando pela primeira vez a presença de raios de adoçamento idênticos nas interseções dos canais da matriz. Neste trabalho, os efeitos do atrito sobre o material são adicionados à expressão, porém o comportamento adotado para o material é do tipo rígido-plástico perfeito.

Eivani e Karimi Taheri<sup>(8)</sup> propuseram a primeira solução analítica pelo método do limite superior para o cálculo da força de extrusão na qual são considerados tanto os efeitos de atrito como de encruamento não linear do material.

Recentemente, Pérez et al.<sup>(13)</sup> desenvolveram soluções analíticas, também baseadas no método do limite superior, para a estimativa da pressão de extrusão envolvendo todas as possíveis configurações geométricas da matriz. Entretanto, tais soluções se limitam a materiais com comportamento perfeitamente plástico.

Após esta revisão acerca do contexto atual da literatura, o presente trabalho visa contribuir com os estudos analíticos sobre o método ECEA apresentando primeiro uma solução analítica para o cálculo da força necessária à extrusão para materiais com encruamento e da deformação plástica equivalente considerando-se diferentes raios de adoçamento nas regiões de interseção dos canais da matriz e os efeitos de atrito. Em seguida, são analisadas as influências destes parâmetros sobre a pressão necessária à extrusão e as deformações equivalentes impostas ao tarugo.

## 2 METODOLOGIA

O estudo analítico da extrusão do tarugo com o auxílio do método ECEA foi conduzido à temperatura ambiente, desconsiderando-se o aquecimento devido ao atrito entre o tarugo e a matriz. Ademais, as deformações elásticas são desprezadas e o comportamento plástico do material do tarugo é considerado como isotrópico descrito pelo critério de escoamento de von Mises.

## 2.1 Modelo Analítico

O método do limite superior é baseado no princípio dos trabalhos virtuais e fornece um valor máximo para a taxa de trabalho sobre uma dada superfície<sup>(9)</sup>. Em problemas que envolvem plasticidade, este limite superior é obtido a partir de um campo de velocidades cinematicamente admissível que satisfaça as condições de contorno de incompressibilidade e velocidade. Para tanto, iguala-se a energia dissipada pelas forças externas àquela dissipada no processo de deformação plástica. A Equação 1 mostra a expressão geral do método do limite superior.

$$\int_V \sigma_{ij}^* \dot{\epsilon}_{ij}^* dV + \int_{S_D} \tau |\Delta u^*| dS - \int_{S_F} F_i u_i^* dS \geq \int_{S_u} F_i u_i^* dS \quad (1)$$

em que  $u_i^*$  é um campo de velocidades cinematicamente admissível,  $\dot{\epsilon}_{ij}^*$  o campo de taxa de deformação derivável de  $u_i^*$ ,  $|\Delta u^*|$  é a quantidade de velocidade de descontinuidade ao longo da superfície  $S_D$  e  $\sigma_{ij}^*$  é associado a  $\dot{\epsilon}_{ij}^*$ ,  $\tau$  representa a condição de cisalhamento puro e  $F_i$  são forças trativas que atuam na superfície sob tração  $S_F$  e na superfície com velocidades prescritas  $S_u$ .

As soluções propostas por Pérez et al.<sup>(13)</sup> para o cálculo da carga de extrusão são estabelecidas a partir de geometrias de matriz cujos raios de adoçamento, interno ( $R_{int}$ ) e externo ( $R_{ext}$ ) apresentam centros locais de origem. Para tanto, utilizam o conceito de linhas de fluxo de pontos materiais na descrição do comportamento do tarugo durante o processo de extrusão. Entretanto, no presente trabalho considera-se apenas a configuração da matriz, em que  $R_{int} < R_{ext}$ .

A Figura 1 mostra a geometria de matriz utilizada neste trabalho, em conjunto com a descrição esquemática da linha de fluxo de um ponto material  $q$ . Pode-se notar que o raio de adoçamento externo tem origem local em  $O'$ . O

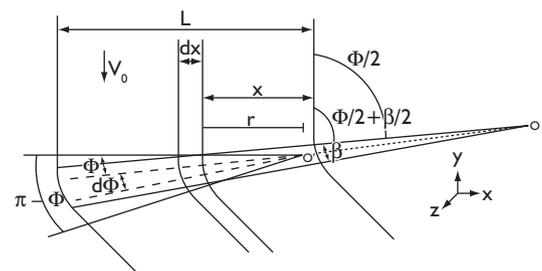


Figura 1. Geometria de deformação do processo de extrusão em canais equiangulares.<sup>(13)</sup>

ângulo  $\Phi$  denota a interseção dos canais, ao passo que o ângulo  $\beta$  delimita a abertura promovida pela presença dos raios de adoçamento. O ângulo  $\beta$ , apesar de ter sua origem em O, exibe uma abertura local igual a  $\pi - \Phi$  com relação a O'.

A partir da hipótese de que as velocidades do punção e do ponto material  $q$  permanecem constantes e iguais a  $V_0$  durante o processo de extrusão, Pérez et al.<sup>(13)</sup> estabeleceram que  $d\phi/dt = V_0/r$ . Dessa forma, o campo de velocidades associado à Figura 1 é dado por:

$$v_r = 0; v_\phi = r \frac{d\phi}{dt} = V_0; v_z = 0 \quad (2)$$

Assim, pode-se obter o único componente não-nulo de taxa de deformação em coordenadas cilíndricas<sup>(11)</sup> por:

$$\dot{\epsilon}_{r\phi} = \frac{1}{2} \left( \frac{1}{r} \frac{\partial v_r}{\partial \theta} + \frac{\partial v_\theta}{\partial r} - \frac{V_0}{r} \right) = -\frac{1}{2} \frac{V_0}{r} \quad (3)$$

A taxa de trabalho externo é obtida pelo trabalho realizado pelo punção sobre o tarugo, ou seja:

$$\dot{w}_{ext} = pL^2V_0 \quad (4)$$

onde  $p$  é a pressão de extrusão,  $V_0$  é a velocidade inicial do tarugo e  $L$  é a largura dos canais da matriz.

Segundo Pérez et al.,<sup>(13)</sup> o primeiro termo da Equação 1 é dado por:

$$\frac{2}{\sqrt{3}} \sigma_e \int_V \sqrt{\frac{1}{2} \dot{\epsilon}_{ij} \dot{\epsilon}_{ij}} dV = \frac{\sigma_e}{\sqrt{3}} \int_V \frac{V_0}{r} dV = \frac{\sigma_e}{\sqrt{3}} \frac{V_0 w}{\text{sen} \left[ \frac{\Phi + \beta}{2} \right]} \int_0^L \int_0^{(\pi - \Phi)} d\phi dx = \frac{\sigma_e}{\sqrt{3}} V_0 w L \frac{(\pi - \Phi)}{\text{sen} \left[ \frac{\Phi + \beta}{2} \right]} \quad (5)$$

onde  $w$  e  $\sigma_e$  denotam a espessura do tarugo e o limite de escoamento em tração uniaxial, respectivamente. Para tanto, a diferencial de volume  $dV$  e a direção radial  $r$  são calculadas, respectivamente por:

$$dV = w \frac{r}{\text{sen} \left[ \frac{\Phi + \beta}{2} \right]} d\phi dx = \frac{R_{int} + x \left\{ 1 - \cotg \left[ \frac{\Phi + \beta}{2} \right] \text{tg} \left[ \frac{\Phi}{2} \right] \right\}}{\text{sen} \left[ \frac{\Phi + \beta}{2} \right]} d\phi dx \quad (6)$$

Além disso, a partir de relações trigonométricas sobre a Figura 1, o ângulo  $\beta$  é calculado por:

$$\beta = 2 \arctg \left\{ \frac{(R_{ext} - R_{int}) \text{tg} [\Phi/2]}{L + (R_{int} - R_{ext}) + \text{tg}^2 [\Phi/2]} \right\} \quad (7)$$

De acordo com Wagoner e Chenot,<sup>(15)</sup> o segundo termo da Equação 1 pode ser corrigido ao se adotar a lei de atrito de Tresca em que  $\tau = m \cdot \kappa$ . Assim:

$$\int_{S_D} \tau |\Delta v| dS = \int_{S_D} m \kappa V_0 dS = m \kappa V_0 S_D \quad (8)$$

onde  $m$  representa o fator de atrito.

Pérez et al.<sup>(13)</sup> calculam  $S_D$  a partir dos parâmetros mostrados na Figura 2a, ou seja, o comprimento  $H_{ext}$  entre o tarugo e a matriz, os respectivos contatos  $H_{Rint}$  e  $H_{Rext}$  entre o tarugo e os raios de adoçamento e os comprimentos da peça na entrada ( $H_{entrada}$ ) e na saída ( $H_{saída}$ ) da região de interseção dos canais da matriz. Além disso, área  $S_D$  pode ser dividida em  $S_1$  e  $S_2$ , como mostra a Figura 2b.

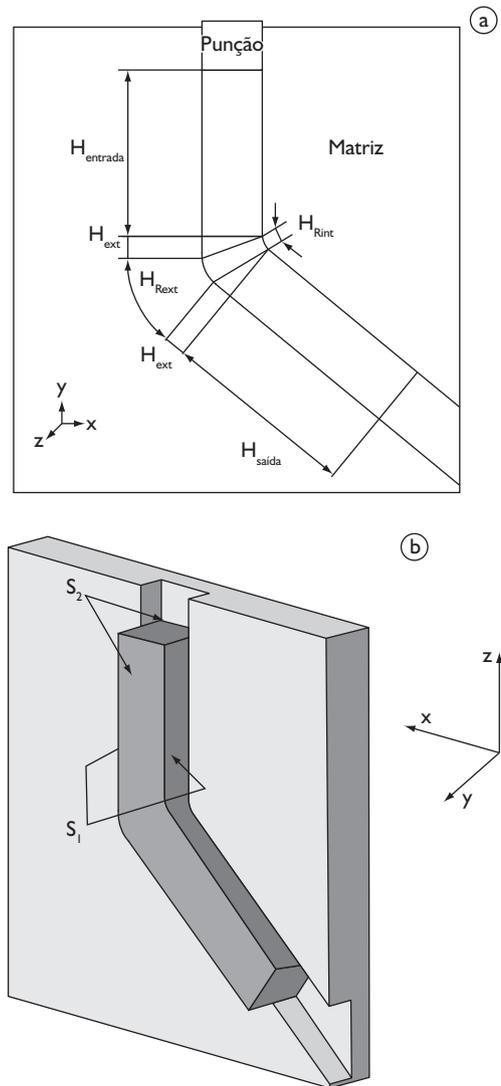


Figura 2. a) Parâmetros geométricos necessários à determinação de  $S_D$ ; e b) áreas de contato  $S_1$  e  $S_2$ .<sup>(13)</sup>

Os comprimentos  $H_{ext}$ ,  $H_{Rint}$  e  $H_{Rext}$  são dados por:

$$H_{ext} = L \cotg \left[ \frac{\Phi + \beta}{2} \right]; H_{Rint} = (\pi - \Phi) R_{int}; H_{Rext} = (\pi - \Phi) R_{ext} \quad (9)$$

As áreas  $S_1$  e  $S_2$  são calculadas por:

$$S_1 = w \left[ 2H_{\text{entrada}} + 2H_{\text{ext}} + 2H_{\text{saída}} + H_{R_{\text{int}}} + H_{R_{\text{ext}}} \right] \quad (10)$$

$$S_2 = 2 \int_{\text{interseção}} dS + 2LH_{\text{entrada}} + 2LH_{\text{ext}} + 2LH_{\text{saída}} \quad (11)$$

onde a integral denota a área do tarugo no região de interseção dos canais. Assim, a área  $S_D$  é determinada pela soma entre  $S_1$  e  $S_2$ .

A hipótese de incompressibilidade plástica sobre a Figura 2a fornece:

$$H_{\text{entrada}} + H_{\text{saída}} = H - L \cotg \left[ \frac{\Phi + \beta}{2} \right] - \frac{(R_{\text{int}} + R_{\text{ext}})(\pi - \Phi)}{2 \text{sen} \left[ \frac{\Phi + \beta}{2} \right]} \quad (12)$$

onde  $H$  denota a altura total do tarugo.

A partir das Equações 10, 11 e 12 e considerando-se a Equação 5, a pressão normalizada por  $\sigma_e$  e corrigida pelo critério de von Mises é dada por:

$$\frac{p}{\sigma_e} = \frac{1}{\sqrt{3}} \left\{ \frac{(\pi - \Phi)}{\text{sen} \left( \frac{\Phi + \beta}{2} \right)} + m \left[ \frac{2H}{L} + (\pi - \Phi) \left( \frac{R_{\text{int}} + R_{\text{ext}}}{L} \right) \left( 1 - \frac{1}{\text{sen} \left( \frac{\Phi + \beta}{2} \right)} \right) + \frac{2H}{W} \right] \right\} \quad (13)$$

A extensão proposta no presente trabalho permite estimar  $\sigma_e$  a partir da tensão média de escoamento  $\sigma_m$ . Assim, utilizando-se a lei de encruamento de Swift, tem-se:

$$\sigma_e = \sigma_m = \frac{1}{\varepsilon_{\text{eq}}^p} \int_0^{\varepsilon_{\text{eq}}^p} [K(\varepsilon_0 + \varepsilon^p)^n] d\varepsilon^p \quad (14)$$

onde  $K$ ,  $\varepsilon_0$ ,  $\varepsilon^p$  e  $n$  representam a resistência mecânica do material, a pré-deformação elástica, a deformação plástica e o expoente de encruamento, respectivamente. A deformação plástica equivalente é dada por: <sup>(10)</sup>

$$\bar{\varepsilon} = \frac{1}{\sqrt{3}} \left\{ 2 \cotg \left( \frac{\Phi + \beta}{2} \right) + (\pi - \Phi) \left[ 1 - \cotg \left( \frac{\Phi + \beta}{2} \right) \text{tg} \left( \frac{\Phi}{2} \right) \right] \right\} \quad (15)$$

O material utilizado nas análises foi um aço LI (Livre de Intersticiais) no estado recozido cujas propriedades mecânicas obtidas por Moreira et al.,<sup>(12)</sup> a partir de ensaios de tração uniaxial, foram  $K = 544,96$  MPa,  $\varepsilon_0 = 0,004852$  e  $n = 0,235$ . Neste trabalho, assume-se  $V_0$  de 0,05 mm/s e os raios de adoçamento variados de 0 até 10 mm. Para o ângulo de interseção são adotados os valores de 90, 105, 120 e 135 graus. O tarugo considerado tem seção quadrada de 14 mm e altura de 80 mm. Foram avaliados os efeitos dos ângulos  $\beta$  e  $\Phi$  sobre a deformação plástica equivalente e a pressão de extrusão. Para a influência do atrito adota-se  $m = 0$  (atrito ideal) e  $m = 0,17$ .

### 3 RESULTADOS E DISCUSSÃO

A Figura 3 apresenta a influência da geometria da matriz, definida pelas variações do ângulo de interseção  $\Phi$  e dos raios de adoçamento, sobre a previsão de deformação plástica equivalente. Aumentando-se  $\Phi$  de 90° para 135° é possível observar uma queda acentuada da deformação plástica equivalente em decorrência da geometria mais suavizada da matriz. Por outro lado, alterações sobre os raios de adoçamento revelam comportamentos distintos no que se refere às previsões de deformação equivalente. O aumento do raio de adoçamento interno, mostrado na Figura 3a, acaba por elevar a contribuição dos termos da Equação 15, em especial o primeiro que está relacionado aos comprimentos  $H_{\text{ext}}$  que delimitam as zonas de deformação destacadas em vermelho e azul na Figura 2a, nas quais

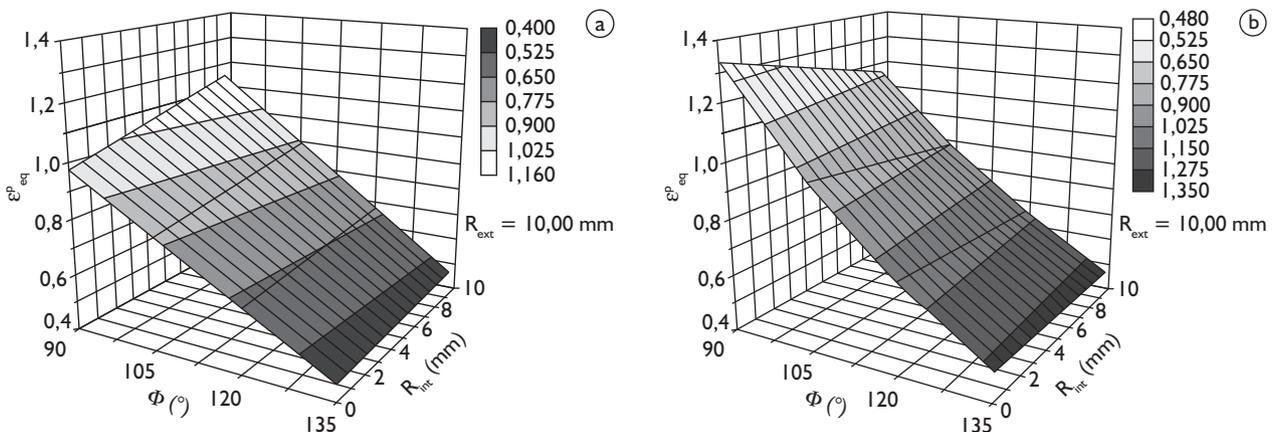
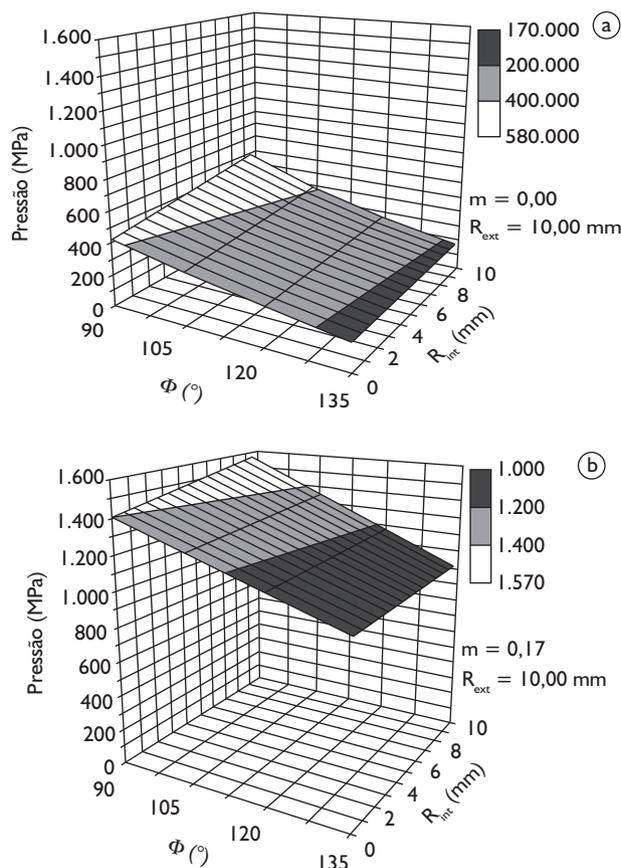


Figura 3. Deformação equivalente em função dos raios de adoçamento: a)  $R_{\text{int}}$ ; e b)  $R_{\text{ext}}$ .

o material é deformado. Em presença do raio externo, a contribuição do primeiro termo da equação 15 diminui, por se tratar de uma suavização da geometria da matriz e, por conseguinte, uma diminuição da deformação equivalente.

A Figura 4 mostra a dependência da pressão com a geometria da matriz ( $\Phi$  e  $R_{int}$ ) e as condições de atrito. Em relação aos efeitos geométricos da matriz, para o caso de ausência de atrito mostrado na Figura 4a, o raio de adoçamento interno é responsável pela elevação da pressão para cada valor individual de  $\Phi$ , ao passo que variações sobre este último parâmetro resultam na queda da pressão. De fato, o aumento de  $R_{int}$  resulta em uma maior região de interseção dos canais, ou seja, o primeiro termo da Equação 13, associado a esta região se eleva e causa o aumento da pressão. Cabe destacar ainda que a dependência da deformação plástica equivalente com as variações geométricas na matriz influencia diretamente o encruamento do material e, por conseguinte, a estimativa da pressão. De acordo com a Equação 14 a tensão de escoamento  $\sigma_e$  tem relação direta com a geometria do ferramental devido ao caráter geométrico da deformação equivalente.



**Figura 4.** Efeitos geométricos da matriz e tribológicos sobre a pressão: a)  $m = 0$ ; e b)  $m = 0,17$ .

O atrito influencia os termos associados às interfaces de contato matriz-tarugo que acabam por elevar as previsões de pressão até o valor máximo de cerca de 1.600 MPa (Figura 4b), quando  $\Phi = 90^\circ$  e  $R_{int} = R_{ext}$ . Na ausência de atrito a carga máxima para esta configuração de matriz se aproxima de 600 MPa. Portanto, os efeitos das condições de atrito ferramental-tarugo no processo de prensagem em canais equiangulares são equivalentes a variações da resistência ao escoamento do material.

## 4 CONCLUSÕES

A partir das análises realizadas no presente trabalho, alguns aspectos conclusivos são identificados, a saber:

- o modelo desenvolvido com bases no método do limite superior para estimar os valores da pressão e deformação plástica equivalente resultantes do processo ECEA pode ser considerado como uma solução mais rigorosa, pois considera todos os termos de dissipação de energia e os efeitos de geometria da matriz, tribologia e encruamento sobre o material deformado;
- a introdução dos efeitos dos raios de adoçamento fornece previsões mais consistentes para a pressão de extrusão em casos onde o raio interno se aproxima de zero ou quando a diferença entre os raios ( $R_{ext} - R_{int}$ ) é muito pequena;
- as análises teóricas mostram que elevados níveis de deformação equivalente acompanhados por uma considerável queda nas previsões de pressão podem ser obtidos aumentando-se o raio de adoçamento externo. Este aspecto é de grande relevância já que as desvantagens relativas ao aumento de carga podem ser minimizadas adotando-se diferentes arranjos geométricos para a matriz destinada à extrusão em canais equiangulares.

## Agradecimentos

Neil de Medeiros agradece à CAPES pela bolsa de estudos de Doutorado.

## REFERÊNCIAS

- 1 SEGAL, V.M.; REZNIKOV, V.; DROBYSHEVSKIY, A.; KOLPYLOV, V. Plastic working of metals by simple shear. **Izvestia Akademii nauk SSSR. Metally**, n. 1, p. 115-23, Jan. 1981.
- 2 SEGAL, V.M. Materials processing by simple shear. **Materials Science and Engineering A**, v. 197, n. 2, p. 157-64, Sept. 1995.
- 3 VALIEV, R.Z.; LANGDON, T.G. Principles of equal-channel angular pressing as a processing tool for grain refinement. **Progress in Materials Science**, v. 51, n. 7, p. 881-981, Feb. 2006.
- 4 SEGAL, V.M. Engineering and commercialization of equal channel angular extrusion (ECAE). **Materials Science and Engineering A**, v. 386, n. 1-2, p. 269-76, Nov. 2004.
- 5 IWAHASHI, Y.; WANG, J.; HORITA, Z.; NEMOTO, M.; LANGDON, T.G. Principle of equal-channel angular pressing for the processing of ultra-fine grained materials. **Scripta Materialia**, v. 35, n. 2, p. 143-6, Oct. 1996.
- 6 ALKORTA, J.; SEVILLANO, J.G. A comparison of FEM and upper-bound type analysis of equal-channel angular pressing (ECAP). **Journal of Materials Processing Technology**, v. 141, n. 3, p.313-8, Nov. 2003.
- 7 PÉREZ, C.J.L. Upper bound analysis and FEM simulation of equal fillet radii angular pressing. **Modelling and Simulation in Materials Science and Engineering**, v. 12, n. 2, p. 205-14, Jan. 2004.
- 8 EIVANI, A.R., KARIMI TAHERI, A. An upper bound solution of ECAE process with outer curved corner. **Journal of Materials Processing Technology**, v. 182, n. 1-3, p. 555-63, Feb. 2007.
- 9 KOBAYASHI, S.; OH, S.I.; ALTAN, T. **Metal forming and the finite-element method**. New York: Oxford University Press, 1989.
- 10 PÉREZ, C.J.L. On the correct selection of the channel die in ECAP processes. **Scripta Materialia**, v. 50, n. 3, p. 387-93, Feb. 2004.
- 11 AVITZUR, B. **Metal forming: processes and analysis**. New Delhi: Mc Graw-Hill, 1968.
- 12 MOREIRA, L.P., ROMÃO, E.C., FERRON, G., VIEIRA, L.C.A., SAMPAIO, A.P., Cyclic bending and stationary drawing deformation of metal sheets: experiments and associated numerical simulations. **AIP Conference Proceedings**, v. 778, n.1, p. 667-72, Ago. 2005.
- 13 PÉREZ, C.J.L., LURI, R. Study of the ECAE process by the upper bound method considering the correct die design. **Mechanics of Materials**, v. 40, p. 617-28, Feb. 2008.
- 14 LURI, R., PÉREZ, C.J.L., LEÓN, J. A new configuration for equal channel angular extrusion dies. **Journal of Manufacturing Science and Engineering**, v. 128, p. 860-5, Nov. 2006.
- 15 WAGONER, R.H., CHENOT, J.-L. **Fundamentals of Metal Forming**. New York: John Wiley & Sons, 1997.

Recebido em: 6/12/08

Aceito em: 10/10/08

Proveniente de: CONGRESSO ANUAL DA ABM, 62., 2007, Vitória, ES. São Paulo: ABM, 2007.