

# SOLUÇÕES ANALÍTICAS E PREVISÕES NUMÉRICAS PARA O PROCESSO DE Prensagem em Canais EQUIANGULARES<sup>1</sup>

Neil de Medeiros<sup>2</sup>

Renata Garcez<sup>3</sup>

Luciano Pessanha Moreira<sup>4</sup>

## Resumo

Este trabalho tem como objetivo principal realizar comparações entre soluções analíticas propostas para o processo de prensagem em canais equiângulos com as previsões numéricas obtidas com auxílio do método de elementos finitos (MEF). As soluções analíticas para a força do punção são baseadas no método do limite superior onde são considerados os efeitos de encruamento, atrito e os raios interno e externo de adoçamento dos canais equiângulos. No modelo numérico pelo MEF, a matriz e o punção foram definidos por superfícies rígidas onde o atrito com o tarugo é descrito pelo coeficiente de Coulomb. Ainda, para efeitos de comparação, as previsões dos modelos analítico e numérico foram confrontadas com resultados reportados na literatura. O modelo analítico proposto apresentou resultados mais consistentes para a força experimental de prensagem e em boa concordância com as previsões numéricas obtidas pelo método de elementos finitos.

**Palavras-chave:** Prensagem em canais equiângulos; Método do limite superior; Método de elementos finitos.

## ANALYTICAL SOLUTIONS AND NUMERICAL PREDICTIONS FOR THE EQUAL CHANNEL ANGULAR PRESSING PROCESS

### Abstract

The main objective of this work is to perform comparisons between analytical solutions proposed for the equal channel angular pressing process with numerical predictions obtained with the help of the finite element method (FEM). The analytical solutions for the pressing force are based upon the upper bound method (UBM) wherein the effects of material work-hardening, tooling friction, the inner and outer fillet radii of the equal channels are taken into account. In the FEM numerical model, the die and punch were defined by means of analytical rigid surfaces where the friction with the billet is described by the Coulomb static friction coefficient. Moreover, for comparison purposes, the predictions of the analytical and numerical models were compared with results reported in the literature. The proposed analytical model showed more consistent results for the experimental pressing force and in good agreement with the numerical predictions obtained with the finite element method.

**Keywords:** Equal channel angular pressing; Upper bound method; Finite element Method.

<sup>1</sup> *Contribuição técnica ao 63º Congresso Anual da ABM, 28 de julho a 1º de agosto de 2008, Santos, SP, Brasil*

<sup>2</sup> *Eng. Químico, M.Sc., Doutorando, Programa de Pós-graduação em Engenharia Metalúrgica, Universidade Federal Fluminense, neil@metal.eeimvr.uff.br*

<sup>3</sup> *Eng. Metalúrgico, Mestrando, Programa de Pós-graduação em Engenharia Metalúrgica, Universidade Federal Fluminense, garcez@metal.eeimvr.uff.br*

<sup>4</sup> *Eng. Mecânico, D.Sc., Professor Adjunto, Programa de Pós-graduação em Engenharia Metalúrgica, Universidade Federal Fluminense, luciano.moreira@metal.eeimvr.uff.br*

## 1 INTRODUÇÃO

O processo de prensagem em canais equiangulares, doravante PCEA, introduzido por Segal et al.,<sup>(1)</sup> é uma das técnicas mais bem sucedidas de deformação plástica severa. Este método promove um aumento considerável das propriedades mecânicas do material do tarugo quando comparado aos processos de deformação convencionais.<sup>(2,3)</sup> Ele consiste na prensagem de um tarugo por uma matriz, formada por dois canais que formam entre si um ângulo  $\Phi$ , geralmente  $90^\circ$ , conforme Figura 1(a) a natureza destas deformações é por cisalhamento simples e se localiza nos planos transversais dos canais.<sup>(4,5)</sup> Ainda, a seção transversal do tarugo praticamente não sofre alteração e este processo ocorre em condições muito próximas do estado de deformação plana.

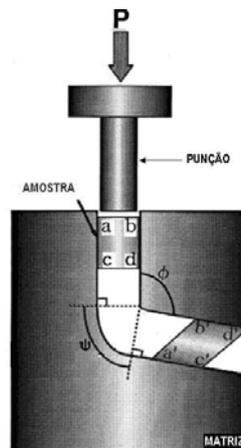


Figura 1. Esquema do processo PCEA.<sup>(6)</sup>

Simulações computacionais do processo PCEA por meio de elementos finitos só foram possíveis depois das proposições de soluções analíticas. Segal<sup>(4)</sup> desconsiderando os efeitos tribológicos e reológicos, apresentou a primeira relação geométrica para a deformação plástica efetiva do processo PCEA. Em seguida, Iwahashi et al.<sup>(7)</sup> demonstrou uma relação analítica entre a deformação efetiva e o ângulo de interseção dos canais  $\Phi$  e da quina da matriz  $\psi$ , também negligenciando o atrito e o encruamento do material do tarugo. Alkorta e Sevillano<sup>(8)</sup> utilizaram o método do limite superior associado à consideração dos efeitos de encruamento segundo a lei de Hollomon para determinação da pressão necessária ao processo. Pérez<sup>(9)</sup> realizou um estudo também baseado no método do limite superior incluindo o atrito e raios de adoçamento idênticos nos canais da matriz. Posteriormente, Eivani e Karimi Taheri<sup>(10)</sup> foram os primeiros que propuseram uma solução baseada no método do limite superior para a pressão do processo PCEA considerando os efeitos tribológicos e reológicos, porém sem raio de adoçamento interno.

O método dos elementos finitos tem sido muito adotado em processos de conformação mecânica para analisar os estados de tensões e deformações local e global da amostra. Prangnell et al.,<sup>(11)</sup> realizaram um estudo no processo PCEA utilizando o método dos elementos finitos. Estes autores foram os primeiros a considerar os efeitos do atrito entre a matriz e o tarugo. Semiatine et al.<sup>(12)</sup> também indicaram que a presença de atrito afeta a distribuição da deformação ao longo da seção transversal do tarugo. No trabalho de Bowen et al.,<sup>(13)</sup> também foi realizado um estudo sobre o efeito do atrito e do ângulo de interseção dos canais no comportamento de um Al comercialmente puro processado em um único passe.

Ainda, Kim et al.<sup>(14)</sup> foram os primeiros a empregar o método dos elementos finitos para investigar a formação do ângulo de quina da matriz durante o processo PCEA para o estado plano de deformações sem considerar o atrito. Há igualmente autores que combinam a simulação computacional com procedimentos experimentais, como Perez et al.,<sup>(15)</sup> que analisaram as deformações decorrentes a partir de diferentes condições tribológicas para uma liga Al-Mn.

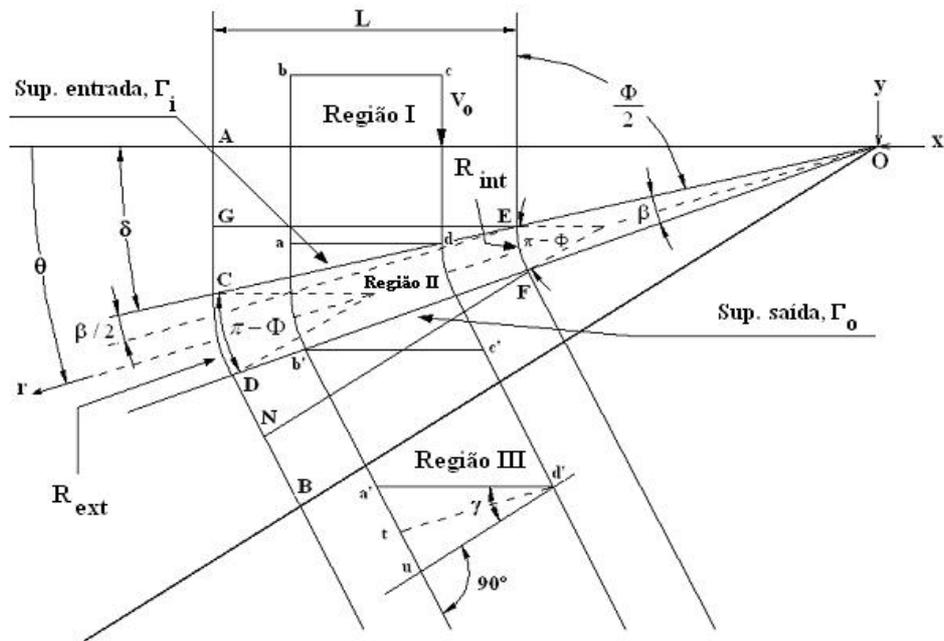
No presente trabalho os resultados da força necessária à prensagem e deformação plástica efetiva do processo PCEA obtidos pelos métodos de elementos finitos e limite superior são comparados. A solução analítica desenvolvida desconsidera a presença de raios de adoçamento nas interseções dos canais. Em seguida, são comparadas as previsões numéricas e analíticas de força de prensagem e deformações com resultados reportados na literatura.<sup>(16)</sup>

## 2 METODOLOGIA

Os estudos analíticos e numéricos do processo PCEA foram realizados considerando temperatura ambiente e o aquecimento devido aos trabalhos de deformação plástica e atrito entre a amostra e a matriz foi desprezado. Os canais da matriz foram construídos com seção de 14 mm de aresta. Em relação à matriz, considerou-se a ausência de raios de adoçamento ( $R_{ext} = R_{int} = 0$  mm) e interseção dos canais  $\Phi = 90^\circ$ . Para efeitos de comparação, utilizou-se um tarugo fabricado a partir da mesma liga de alumínio Al-6070 analisada por Eivani e Karimi Taheri,<sup>(16)</sup> com parâmetros de encruamento  $K = 179,3$  MPa,  $n = 0,26$  e  $\epsilon_0 = 8,2 \times 10^{-4}$  obtido a 0,2% de deformação plástica, ou seja, a partir do limite de escoamento do tarugo  $\sigma_y$ . O tarugo adotado tem seção quadrada de 13,95 mm e altura igual a 80 mm.

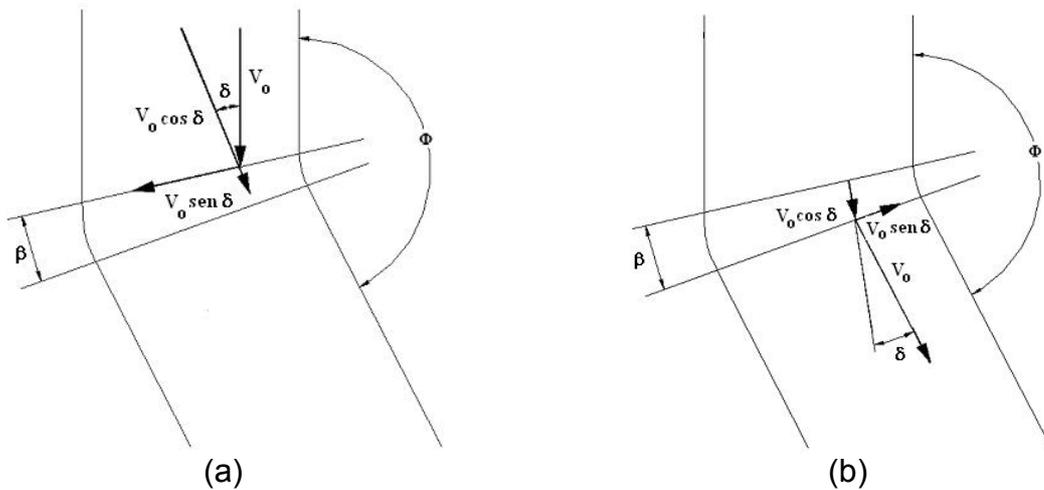
### 2.1 Modelo Analítico: Método do Limite Superior

O método do limite superior<sup>(17)</sup> foi utilizado para a obtenção das expressões para a força de prensagem e as deformações plásticas efetivas a partir da geometria da matriz apresentada na Figura 2. Esta geometria, similar àquela proposta por Pérez,<sup>(18)</sup> considera diferentes raios de adoçamento na região de interseção dos canais. O raio externo ( $R_{ext}$ ) é localizado na interseção inferior ao passo que o interno ( $R_{int}$ ) encontra-se na interseção superior. Na Figura 2, pode-se notar que um elemento quadrado (abcd), localizado na Região 1, se move como um corpo rígido com velocidade  $V_0$  na direção da Região II, a qual é delimitada pelas superfícies de entrada ( $\Gamma_i$ ) e de saída ( $\Gamma_o$ ). Esta região corresponde à zona de deformação na qual as deformações são impostas ao tarugo em condições de cisalhamento simples. Após atravessar a superfície  $\Gamma_o$ , o elemento quadrado deformado (a'b'c'd') se movimenta novamente como um corpo rígido com velocidade  $V_0$  ao longo da Região III. A origem do sistema de coordenadas retangulares é definida no ponto O, com valores positivos para os eixos x e y à esquerda e para baixo, respectivamente. O ponto O serve também como origem do sistema de coordenadas cilíndricas (r,θ,z). Na Região II assume-se que o tarugo se move ao longo de trajetórias circulares concêntricas em O. O ângulo  $\beta$  delimita a Região II enquanto o ângulo  $\delta$  tem a função de definir as aberturas entre  $\Gamma_i$  e  $V_0$  ou entre  $\Gamma_o$  e  $V_0$ . As letras  $\Phi$ , L e  $\gamma$  definem o ângulo de interseção dos canais, a largura e a quantidade de distorção angular atribuída ao tarugo após cada passagem através da zona de deformação, respectivamente.



**Figura 2.** Geometria de deformação do processo PCEA.

Segundo o método do limite superior, o campo de velocidades é obtido por meio dos hodógrafos de velocidades. Nesse sentido, os hodógrafos relativos à geometria da matriz apresentada na Figura 2, para as superfícies de entrada e saída da zona de deformação são apresentados na Figura 3.



**Figura 3.** Hodógrafos de velocidade da Região II: (a) entrada e (b) saída.

Para se estabelecer o método do limite superior é necessário igualar as taxas de trabalho externo e interno (trabalho plástico de deformação). Em primeiro lugar, a taxa de trabalho externo é obtida pela ação do punção sobre o tarugo, ou seja:

$$\dot{W}_{\text{ext}} = pL^2V_0 \quad (1)$$

onde  $p$  e  $L$  são a pressão exercida pelo punção e a largura dos canais da matriz. Por outro lado, a taxa de trabalho interno é dada pelo somatório entre as energias

dissipadas nas Regiões I, II e III e as superfícies de contato matriz-tarugo. Assim, igualando-se as taxas interna e externa de trabalho e adotando-se o critério isotrópico de plasticidade de von Mises, a força de prensagem P é dada por:

$$P = \frac{2}{\sqrt{3}} L^2 \sigma_y \left\{ \frac{(\pi - \Phi)}{2} \operatorname{tg} \left( \frac{\beta}{2} \right) \operatorname{cosec} \left( \frac{\Phi + \beta}{2} \right) + (2m + 1) \operatorname{cotg} \left( \frac{\Phi + \beta}{2} \right) + \frac{m\beta}{2} \left( 1 + \frac{R_{\text{int}}}{(R_{\text{ext}} - R_{\text{int}})} \right) + \frac{m}{2} \left( \frac{R_{\text{ext}} + R_{\text{int}}}{L} \right) + 2m \left( \frac{H - L}{L} \right) \right\} \quad (2)$$

onde H é a altura do tarugo. O ângulo  $\beta$  representa a abertura formada pelos raios de adoçamento, sendo calculado a partir da solução proposta por Pérez <sup>(18)</sup>:

$$\beta = 2 \operatorname{tg}^{-1} \left\{ \frac{0,5(R_{\text{ext}} - R_{\text{int}}) \operatorname{sen} \Phi}{L + (R_{\text{int}} - R_{\text{ext}}) \operatorname{cos}^2 (\Phi / 2)} \right\} \quad (3)$$

A Eq. (2) apresenta uma indeterminação no 3º termo à direita da igualdade para os casos em que  $R_{\text{ext}} = R_{\text{int}} \geq 0$ . No limite onde  $(R_{\text{ext}} - R_{\text{int}}) \rightarrow 0$ , a solução para a força P é obtida aplicando-se o teorema de L'Hôpital a Eq. (2). Além disso, considerando-se o efeito de descolamento do tarugo tem-se para  $R_{\text{ext}} = R_{\text{int}} = 0$ :

$$P = \frac{2}{\sqrt{3}} L^2 \sigma_y \left\{ \frac{\pi - \Phi}{2} [\operatorname{m} \operatorname{cos} (\pi - \Phi)] + \operatorname{cotg} \left( \frac{\Phi + \beta}{2} \right) + m \left[ \operatorname{cotg} \left( \frac{\Phi}{2} \right) \operatorname{sen}^2 \left( \frac{\Phi}{2} \right) - \operatorname{sen} \left( \frac{\pi - \Phi}{2} \right) \operatorname{cos} \left( \frac{\pi - \Phi}{2} \right) \right] + \left( \frac{\beta}{2} \right) + 2m \left( \frac{H - L}{L} \right) \right\} \quad (4)$$

O segundo caso em que ocorre a indeterminação na Eq. (2) é aquele em que  $R_{\text{ext}} = R_{\text{int}} > 0$ . Para tanto, a solução para o cálculo da força P é dado por:

$$P = \frac{2}{\sqrt{3}} L^2 \sigma_y \left\{ \frac{\pi - \Phi}{2} \left[ \operatorname{tg} \left( \frac{\beta}{2} \right) \operatorname{cosec} \left( \frac{\Phi + \beta}{2} \right) \right] + (2m + 1) \operatorname{cotg} \left( \frac{\Phi + \beta}{2} \right) + \frac{m\beta}{2} \left( 1 + \frac{R_{\text{int}}}{(R_{\text{ext}} - R_{\text{int}})} \right) + 2m \left( \frac{H - L}{L} \right) + \frac{mR_{\text{ext}}}{L} (\pi - \Phi) \right\} \quad (5)$$

A deformação plástica efetiva total é determinada pelo somatório entre as deformações plásticas equivalentes impostas na Região II e nas superfícies  $\Gamma_i$  e  $\Gamma_o$ :

$$\varepsilon_{\text{eq}}^p = \frac{1}{\sqrt{3}} \gamma_{\text{ZD}} = \frac{1}{\sqrt{3}} \left\{ 2 \operatorname{cotg} \left( \frac{\Phi + \beta}{2} \right) + (\pi - \Phi) \operatorname{tg} \left( \frac{\beta}{2} \right) \operatorname{cosec} \left( \frac{\Phi + \beta}{2} \right) \right\} \quad (6)$$

onde  $\gamma_{\text{ZD}}$  denota a deformação cisalhante necessária para deformar o elemento quadrado abcd em a'b'c'd', vide Figura 2.

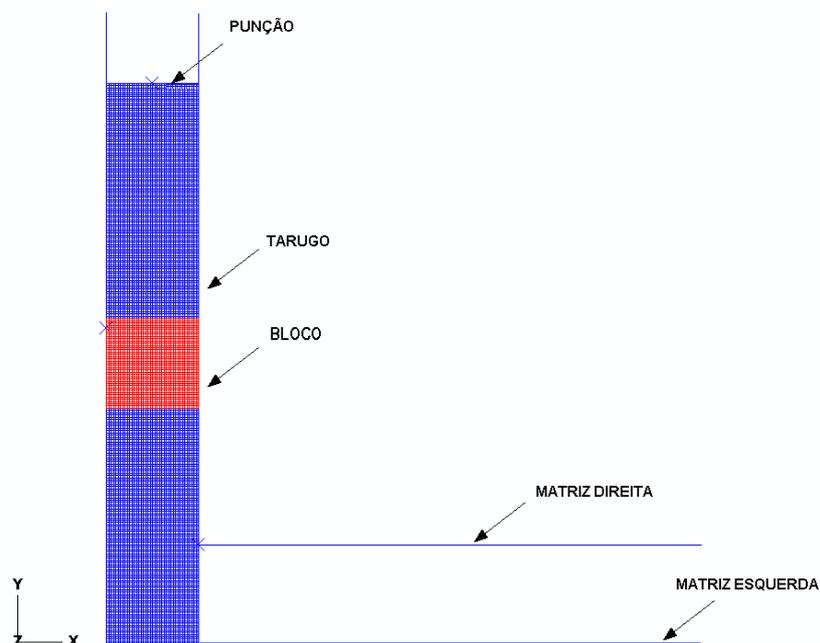
Por outro lado, a definição da tensão de escoamento em tração uniaxial  $\sigma_y$  é calculada por meio da tensão média de escoamento  $\sigma_m$ , adotando-se a lei de encruamento de Swift:

$$\sigma_y = \sigma_m = \frac{1}{\varepsilon_{\text{eq}}^p} \int_0^{\varepsilon_{\text{eq}}^p} [K(\varepsilon_0 + \varepsilon^p)^n] d\varepsilon^p \quad (7)$$

onde  $\varepsilon_0$  e  $\varepsilon^p$  representam o termo de pré-deformação e a deformação plástica atribuídos ao tarugo, respectivamente. As soluções analíticas propostas no presente trabalho foram implantadas em linguagem Fortran 90.

## 2.2 Modelo Numérico: Método de Elementos Finitos

As simulações do processo PCEA empregam o método dos elementos finitos, com auxílio do programa comercial ABAQUS/Explicit. O ferramental composto por matriz e punção foi considerado rígido e descrito por meio de superfícies analíticas. Na discretização do tarugo foram utilizados 10.000 elementos de deformação plana, CPE4R com integração reduzida segundo terminologia do programa ABAQUS, onde foram adotados 40 elementos na direção da largura e 250 na direção da altura, respectivamente. A Figura 4 esquematiza o modelo numérico do processo PCEA onde o deslocamento do punção de 66 mm é prescrito por meio de uma curva de velocidade que assegura a condição de um processo de deformação quase-estático. Para fins de comparação entre as previsões numéricas e os resultados analíticos, foram tomados os valores médios de deformações plásticas e tensões de um bloco constituído por 1.600 elementos, conforme mostrado na Figura 4.



**Figura 4.** Configuração inicial do tarugo na matriz para  $\Psi = 0$  e  $\Phi = 90^\circ$ .

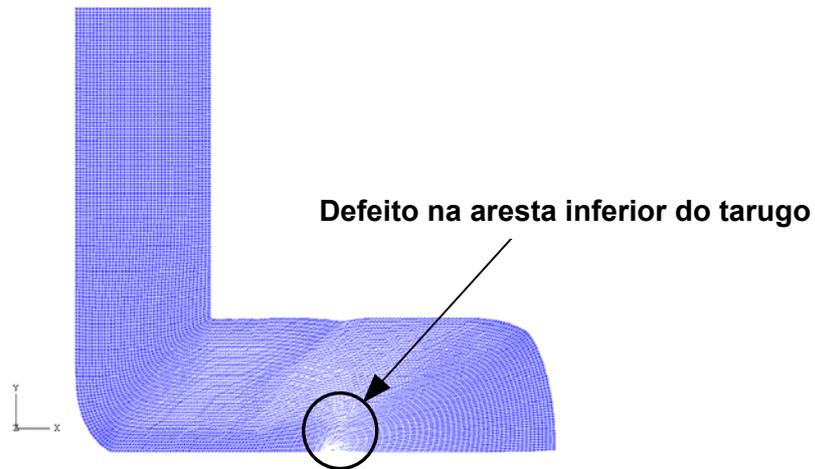
O comportamento mecânico do material do tarugo foi descrito como elasto-plástico com encruamento isotrópico definido pelo critério de escoamento isotrópico de von Mises. O comportamento do atrito entre o ferramental e o tarugo foi descrito por meio da lei de Coulomb. Por outro lado, Eivani e Karimi Taheri<sup>16)</sup> com bases no procedimento experimental para a liga Al-6070 estimaram o valor do fator de atrito  $m$  igual a 0,18. A passagem para o valor correspondente do coeficiente de atrito estático de Coulomb é definida por:

$$\mu = m \frac{\tau_0}{\sigma_y} \cong 0,104 \quad (8)$$

onde a razão estabelecida entre os limites de escoamento em cisalhamento puro  $\tau_0$  e em tração uniaxial  $\sigma_y$  foi estimada empregando-se o critério de von Mises.

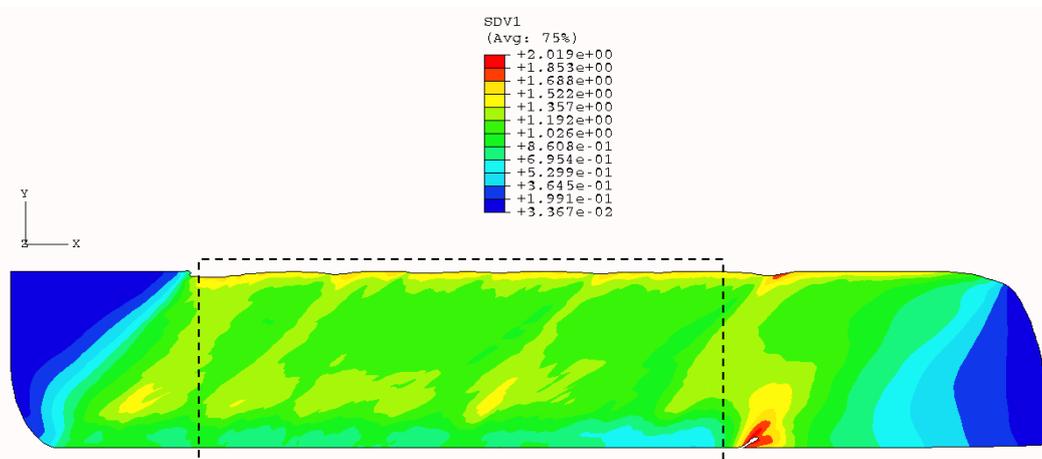
### 3 RESULTADOS E DISCUSSÃO

A Figura 5 mostra a geometria deformada do tarugo obtida após metade do percurso do punção. É possível observar primeiro a formação de um descolamento do tarugo na interseção inferior dos canais. Este é normalmente obtido em matrizes sem raios de adoçamento e sob condições de prensagem sem aplicação de uma pressão a ré. Em seguida, a formação de um defeito decorrente do esmagamento do tarugo no início da prensagem, vide círculo em destaque na Figura 5. Finalmente, um abaulamento na extremidade de saída do tarugo que se forma devido às condições de atrito com as superfícies superior e inferior dos canais da matriz.



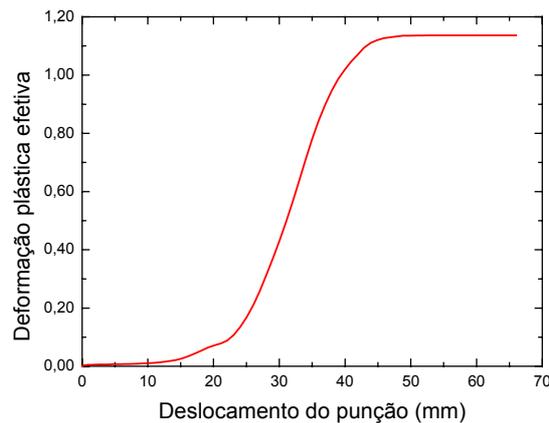
**Figura 5.** Geometria do tarugo obtida após a metade do percurso do punção.

A Figura 6 apresenta os isovalores da deformação plástica efetiva no sentido do critério isotrópico de von Mises obtidos após o percurso total do punção. Um comportamento comum observado foi o aparecimento de uma zona uniforme de deformações plásticas efetivas, delineada nesta figura por um retângulo tracejado, iniciando-se durante a passagem do tarugo pela região de interseção dos canais da matriz e estendendo-se ao longo de suas porções médias. Esta região, igualmente conhecida como zona de deformação, é responsável pela ativação dos planos de cisalhamento os quais, por sua vez, promovem a severidade de deformação plástica do material do tarugo.<sup>(19)</sup>

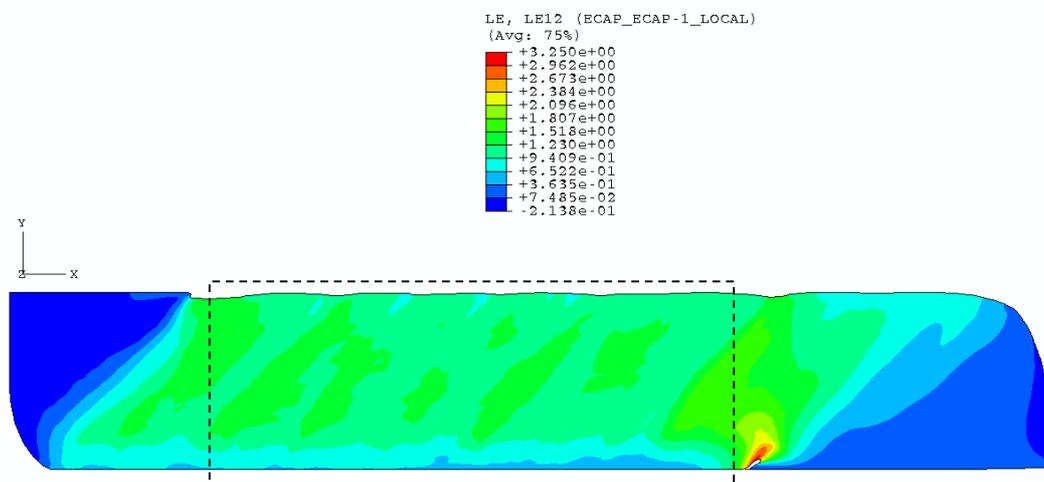


**Figura 6.** Distribuição da deformação plástica efetiva obtida no processo PCEA.

A evolução dos valores médios da deformação plástica efetiva em função do deslocamento do punção é apresentada na Figura 7. Estes valores foram obtidos a partir do bloco mostrado na Figura 2. A deformação plástica efetiva acumulada após um único passe no processo PCEA atinge um valor aproximado de 1,136. Ainda, observa-se um aumento significativo da deformação plástica efetiva no intervalo entre 20 e 45 mm de percurso do punção. Isto se dá em decorrência da passagem do tarugo pela interseção dos canais e, sobretudo, pela severidade de deformação por distorção angular em condições próximas de um processo de cisalhamento simples, vide distribuição mostrada na Figura 8.



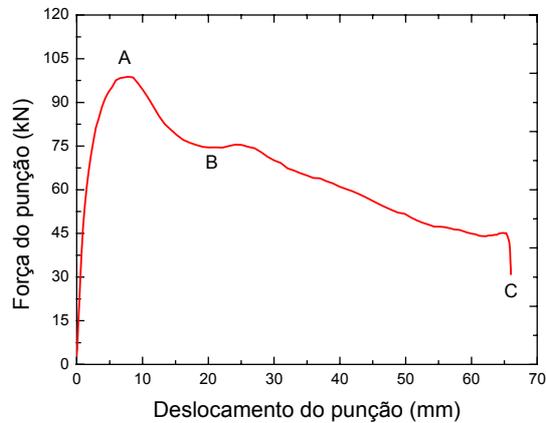
**Figura 7.** Evolução da deformação efetiva em função do deslocamento do punção.



**Figura 8.** Distribuição da deformação plástica efetiva obtida no processo PCEA.

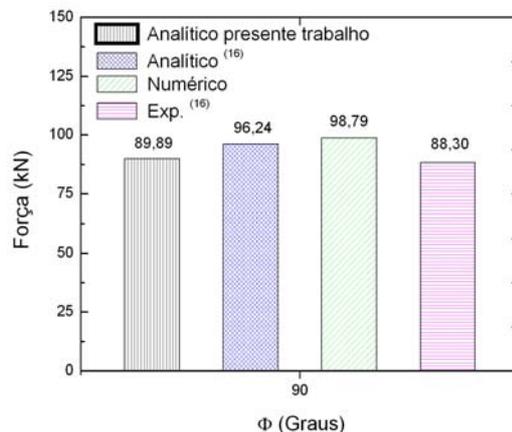
A Figura 9 mostra a previsão numérica obtida para a força de prensagem em função do deslocamento do punção. Este resultado foi determinado a partir da força de reação do contato entre as superfícies do punção e da aresta superior do tarugo. A evolução desta força pode ser caracterizada por três pontos distintos. Primeiro, entre o início da prensagem até o máximo em A onde, devido ao atrito estático, prevalece a resistência ao escoamento em direção a saída da interseção dos canais. Além disto, ocorre a formação do defeito na aresta inferior do tarugo. Em seguida, um decréscimo até B uma vez que extremidade do tarugo vence a interseção.

Então, graças às condições de atrito dinâmico e descolamento no canto inferior da matriz a força decai continuamente até o final do percurso do punção em C.



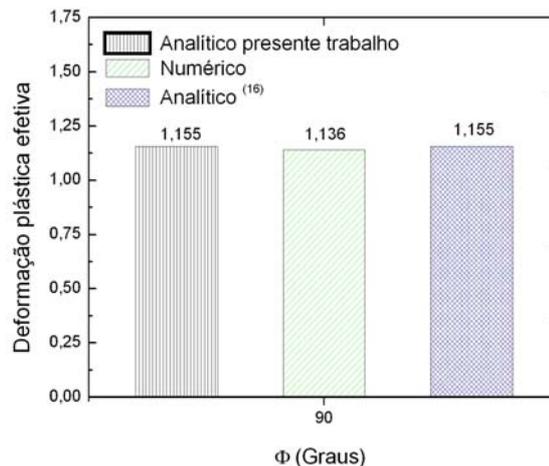
**Figura 9.** Força de prensagem em função do deslocamento do punção.

A Figura 10 compara as previsões de força de prensagem fornecidas pelos modelos analíticos e numéricos com o valor experimental medido para o Al-6070 por Eivani e Karimi Taheri.<sup>(16)</sup> Para fins de comparação, foi acrescentada igualmente a previsão determinada com o modelo teórico proposto por Eivani e Karimi Taheri.<sup>(16)</sup> Todos os modelos analíticos mostram previsões acima do resultado experimental, característica do método do limite superior. É importante notar que os resultados obtidos a partir do modelo proposto por Eivani e Karimi Taheri<sup>(16)</sup> são insensíveis ao raio de adoçamento externo  $R_{ext}$ , ou seja, o ângulo  $\beta$  é um dado de entrada, ao passo que no modelo analítico proposto este parâmetro é determinado em função da geometria da matriz de prensagem, como pode ser visto na Eq. (3). Além disso, deve-se mencionar a existência do acoplamento entre os parâmetros reológicos do material, descritos por uma lei de potência a partir de um comportamento em tração uniaxial e os efeitos tribológicos que ocorrem na interface de contato entre a matriz e o tarugo, os quais são descritos pelo valor do coeficiente de atrito estático de Coulomb.



**Figura 10.** Comparações entre as previsões analíticas e numéricas com .

A Figura 11 compara as deformações plásticas efetivas determinadas pelos modelos analíticos e numéricos para um ângulo de interseção dos canais de 90°. Nota-se uma excelente concordância entre os valores obtidos pelos modelos analíticos considerados com a previsão numérica por elementos finitos do processo PCEA.



**Figura 11.** Comparações entre as previsões analíticas e numéricas obtidas para a deformação plástica efetiva decorrente do processo de prensagem em canais equiangulares.

## 4 CONCLUSÕES

A partir da solução analítica proposta neste trabalho para o processo PCEA e com bases na análise numérica realizada com o método de elementos finitos, algumas observações conclusivas podem estabelecidas:

1) O modelo proposto para aproximar a força de prensagem e a resultante deformação plástica efetiva pode ser considerado como uma solução mais rigorosa, uma vez que todas as contribuições que descrevem as taxas de energia dissipadas no processo PCEA são consideradas. Além disso, esta solução é mais pertinente já que a influência dos parâmetros geométricos da matriz, das condições de atrito e do encruamento do material deformado são considerados nos cálculos de pressão e deformações plásticas efetivas. Este modelo apresentou também uma melhor aproximação para o valor experimental da força de prensagem obtida para o alumínio Al-6070 por Eivani e Karimi Taheri.<sup>(16)</sup>

2) O caráter puramente geométrico da solução adotada para a previsão das deformações plásticas efetivas no processo PCEA foi validado. Em particular, observou-se que o comportamento apresentado pela Eq. (3) se mostrou realístico já que o valor máximo de deformação,  $\sim 1,155$  para interseção dos canais  $\Phi = 90^\circ$ , está em concordância com as previsões numéricas obtidas com auxílio do método de elementos finitos considerando-se as hipóteses de estado plano de deformação e isotropia em conjunto com um modelo de encruamento isotrópico.

## Agradecimentos

Renata Garcez e Neil de Medeiros agradecem a CAPES pelo financiamento das bolsas de pesquisas de mestrado e de doutorado, respectivamente.

## REFERÊNCIAS

- 1 SEGAL, V.M., REZNIKOV, V.I., DROBYSHESKIY, A.E., KOPYLOV, V.I., Russian Metall,1-99,1981.
- 2 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, pp. 881-981, 2006.
- 3 SEGAL, V.M. Engineering and commercialization of equal channel angular extrusion (ECAE). Materials Science and Engineering A, v. 386, pp. 269-276, 2004.
- 4 SEGAL, V.M., Materials processing by simple shear. Materials Science and Engineering A, vol.197, pp.157-164, 1995.
- 5 SEGAL, V.M., Engineering and commercialization of Equal channel Angular Extrusion (ECAE). Materials Science and Engineering A, vol.386, pp.269-276, 2004.
- 6 MATSUKI, K., AIDAN, T., TAKEUCHI, T., KUSEU, J., YOKOE, K., Acta Materialia., volo.28, p. 2625, 2000.
- 7 IWAHASHI, Y., WANG, J., HORITA, Z., NEMOTO, M., LANGDON, T.G., Scripta Mater., vol.35, p. 143, 1996.
- 8 ALKORTA, J., SEVILLANO, J.G., Journal of Materials Processing Technology, vol.141, pp. 313-318, 2003.
- 9 PEREZ, C.J.L., Modelling and Simulation in Materials Science and Engineering. vol.12, pp. 205-214, 2004.
- 10 EIVANI, A. R., TAHERI, A. K., Journal of Materials Processing Technology, v.182, pp.555-563, 2007.
- 11 PRANGNELL, P.B., HARRIS, C., ROBERTS, S.M., Finite element modeling of equal channel angular extrusion. Sriptia Materialia, vol. 37, No 7, pp. 983-989, 1997.
- 12 SEMIATIN, S.L., DELO, D.P., SHELL, E.B., The effect of material properties and tooling design on deformation and fracture during equal channel angular extrusion. Acta Materialia, vol. 48, pp. 1841-1851, 2000.
- 13 BOWEN, J.R., GHOLINIA, A. ROBERTS, S.M. et al., Analysis of the billet deformation behavior in equal channel angular extrusion.. Materials Science and Engineering A, vol. 287, pp. 87-99, 2000.
- 14 KIM, H.S., SEO, M.H., HONG, S.I., On the die corner gap formation in equal channel angular pressing. Materials Science and Eng., pp. 86-90, 2000.
- 15 PEREZ, C.J.L., GONZALEZ, P., GARCES, Y. Equal channel angular extrusion in a commercial Al-Mn alloy. Journal of materials processing technology, pp. 506-511, 2003.
- 16 EIVANI, A.R., KARIMI TAHERI, A. An upper bound solution of ECAE process with outer curved corner. Journal of Materials Processing Technology, v. 182, p. 555-563, 2007.
- 17 KOBAYASHI, S., OH, S.I., ALTAN, T. Metal Forming and the Finite-Element Method. New York: Oxford University Press, 1989.
- 18 PÉREZ, C.J.L. On the correct selection of the channel die in ECAP processes. Scripta Materialia, v. 50, p.387-393, 2004.
- 19 SUO, T., LI, Y., GUO, Y. E LIU, Y., The simulation of deformation distribution during ECAP using 3D finite element method, Materials Science and Engineering A, Vol. 432, pp. 269-274, 2006.