

ANÁLISE TEÓRICA DO PROCESSO DE Prensagem EM CANAIS EQUIANGULARES¹

Neil de Medeiros²
Luciano Pessanha Moreira³
Jefferson Fabrício Cardoso Lins⁴
Jayme Pereira de Gouvêa⁵

Resumo

Neste trabalho, é proposta uma solução analítica para determinação da pressão e deformações plásticas equivalentes decorrentes do método de prensagem em canais enquiangulares (PCEA). Foram considerados os efeitos de encruamento, atrito bem como diferentes raios de adoçamento na interseção dos canais da matriz. As previsões obtidas mostram que o aumento do raio interno e ângulo de interseção dos canais promovem quedas na pressão e nas deformações plásticas equivalentes. Ademais, aumentando-se o fator de atrito ocorre um suave aumento na pressão necessária ao método PECAP. A partir destes resultados analíticos é possível concluir que a melhor condição de prensagem é obtida quando o ângulo de interseção dos canais é igual a 90° em conjunto com valores nulos para o raio de adoçamento interno e o fator de atrito.

Palavras-chave: Prensagem em canais equiangulares; Método do limite superior; Raios de adoçamento; Atrito.

THEORETICAL ANALYSIS OF THE EQUAL CHANNEL ANGULAR PRESSING PROCESS

Abstract

In this work, an analytical solution of the equal channel angular pressing (ECAP) is proposed to determine either the pressure and equivalent plastic strains. The effects of strain-hardening, friction as well as different channel die fillet radii are taken into account. The obtained predictions show that an increase of the die inner fillet radius decreases the pressure and the equivalent plastic strains. Furthermore, increasing the friction factor has a minor effect upon the pressure needed by the ECAP method. From these analytical results it can be concluded that the best pressing condition is achieved when the intersection die channels angle is equal to 90° together with zero values for the inner fillet radius and the friction factor.

Key words: Equal channel angular pressing; Upper bound method; Die fillet radii; Friction.

¹ Contribuição técnica ao 62° Congresso Anual da ABM – Internacional, 23 a 27 de julho de 2007, Vitória – ES, Brasil.

² Engenheiro Químico, MSc., Programa de Pós-graduação em Engenharia Metalúrgica, Escola de Engenharia Industrial Metalúrgica de Volta Redonda, Universidade Federal Fluminense, neil@metal.eeimvr.uff.br

³ Engenheiro Mecânico, D.Sc., Professor Adjunto, Programa de Pós-graduação em Engenharia Metalúrgica, Escola de Engenharia Industrial Metalúrgica de Volta Redonda, Universidade Federal Fluminense, luciano.moreira@metal.eeimvr.uff.br

⁴ Engenheiro Químico, D.Sc., Professor Visitante, Programa de Pós-graduação em Engenharia Metalúrgica, Escola de Engenharia Industrial Metalúrgica de Volta Redonda, Universidade Federal Fluminense, jfclins@metal.eeimvr.uff.br

⁵ Engenheiro Mecânico, D.C., Professor Titular, Programa de Pós-graduação em Engenharia Metalúrgica, Escola de Engenharia Industrial Metalúrgica de Volta Redonda, Universidade Federal Fluminense, jpg@metal.eeimvr.uff.br

1 INTRODUÇÃO

A prensagem em canais equiangulares (PCEA) 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.⁽¹⁾ Nestas condições, o material do tarugo é deformado por cisalhamento puro ao passar pela região de interseção dos canais, em decorrência da ativação de planos de deslizamento característicos.⁽²⁻⁴⁾ Este método promove um considerável aumento das propriedades mecânicas do material deformado quando comparado aos métodos convencionais de conformação.⁽⁵⁻⁷⁾

Para o entendimento macroscópico do aumento das propriedades mecânicas dos materiais deformados via PCEA, torna-se fundamental a determinação da carga necessária à prensagem são 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 prensagem do material.

Segal⁽²⁾ apresentou a primeira relação geométrica para a deformação plástica equivalente experimentada pelo material no método PCEA. No entanto, esta solução não leva em conta os efeitos do atrito entre tarugo-matriz e do encruamento durante a deformação do material. Em seguida, Iwahashi et al.,⁽⁸⁾ também desprezando o atrito e o encruamento, apresentaram uma expressão para o cálculo da deformação plástica equivalente em função do ângulo de interseção dos canais (Φ) e de curvatura da parte inferior dos canais da matriz (Ψ).

A primeira solução analítica para determinação da pressão necessária à prensagem pelo método PCEA foi proposta por Alkorta e Sevillano em 2003.⁽⁹⁾ Estes autores empregaram o método do limite superior considerado somente o encruamento do material do tarugo descrito pela lei Hollomon. Em 2004, Pérez⁽¹⁰⁾ apresentou então uma solução analítica com apreciável formalismo matemática, 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 foram adicionados à expressão, porém o comportamento adotado para o material foi do tipo rígido-plástico perfeito. Recentemente, Eivani e Karimi Taheri⁽¹¹⁾ propuseram a primeira solução analítica pelo método do limite superior para o cálculo da força de prensagem na qual foram considerados tanto os efeitos de atrito como de encruamento não linear do material.

Após esta revisão acerca do contexto atual da literatura, o presente trabalho visa contribuir com os estudos analíticos sobre o método PCEA apresentando primeiro uma solução analítica para o cálculo da força necessária à prensagem 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 prensagem e as deformações equivalentes impostas ao tarugo.

2 METODOLOGIA

O estudo analítico da prensagem do tarugo com o auxílio do método ECAP foi conduzido à temperatura ambiente, desconsiderando-se o aquecimento devido ao atrito entre tarugo-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: Método do Limite Superior

2.1.1 Geometria da matriz e hodógrafos de velocidade

O método do limite superior⁽¹²⁾ foi adotado na solução analítica para a obtenção da força de prensagem e das deformações plásticas equivalentes, considerando-se a geometria da matriz apresentada na Figura 1. Nesta geometria são propostos diferentes raios de adoçamento nas regiões de interseção dos canais, onde R_{ext} é o maior raio localizado na interseção inferior e R_{int} o menor na raio na interseção superior. Esta geometria é semelhante àquela apresentada por Pérez.⁽¹³⁾ Pode-se notar que a matriz é dividida em três regiões distintas, a saber:

Região I: o tarugo move-se como um corpo rígido na direção do segundo canal com velocidade igual a V_0 ;

Região II: zona de deformação onde é assumido que o tarugo se move ao longo de trajetórias circulares concêntricas com centro em O.

Região III: o tarugo move-se em direção à saída da matriz de forma idêntica àquela descrita na Região I.

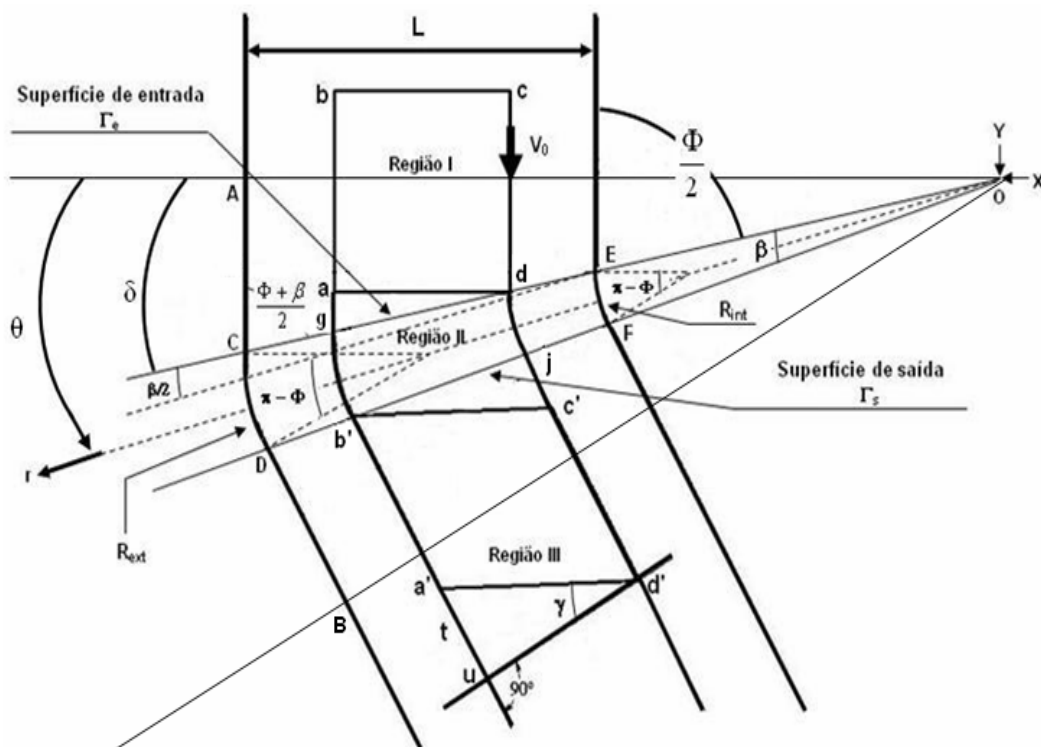


Figura 1: Geometria de deformação do processo de prensagem em canais equiangulares.

A Região II é separada das Regiões I e III pelas superfícies de entrada (Γ_e) e de saída (Γ_s) da zona de deformação, respectivamente. A origem do sistema de coordenadas retangulares (x, y, z) encontra-se no ponto O, com valores positivos do eixo x para a esquerda e do eixo y para baixo. Também no ponto O localiza-se a origem do sistema de coordenadas cilíndricas (r, θ, z). O ângulo entre R_{int} e R_{ext} que delimita a Região II é representado por β . Os hodógrafos de velocidade nas superfícies de entrada e saída são apresentados na Figura 2. O ângulo entre a superfície de entrada e a velocidade na Região I e a superfície de saída e a Região III foi mantido constante e representado por δ .

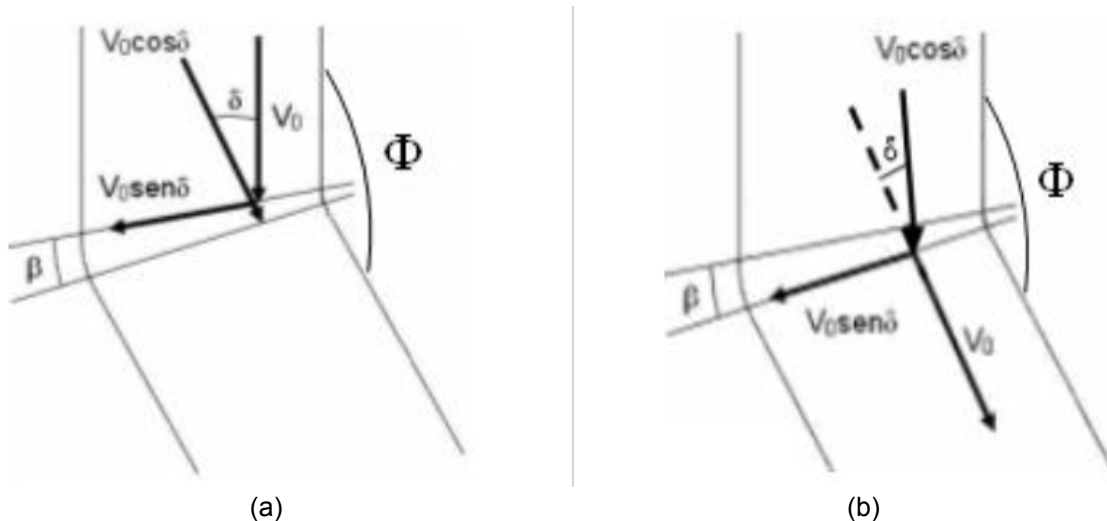


Figura 2: Hodógrafos de velocidade na zona de deformação da matriz: (a) superfície de entrada e (b) superfície de saída.

2.1.2 Solução analítica

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.⁽¹²⁾ 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) apresenta a expressão formal deste método.

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

onde 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 σ_{ij}^* é associado a $\dot{\epsilon}_{ij}^*$, κ é o limite de escoamento em cisalhamento puro e F_i são forças trativas que atuam na superfície sob tração S_F e na superfície com velocidades prescritas S_u .

O campo de velocidades, em coordenadas cilíndricas, obtido a partir da Figura 2, é dado por:

$$\begin{aligned} v_r &= 0 \\ v_\theta &= V_0 \cos \delta \\ v_z &= 0 \end{aligned} \quad (2)$$

de onde pode ser obtida a única componente não-nula de taxa de deformação em coordenadas cilíndricas⁽¹⁴⁾ por:

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

Por outro lado, a taxa de trabalho externo é obtida pelo trabalho realizado pela punção sobre o tarugo, ou seja:

$$\dot{W}_{\text{ext}} = PL^2V_0 \quad (4)$$

onde P é a pressão de prensagem, V_0 é a velocidade inicial do tarugo e L é a largura dos canais da matriz.

A taxa total de trabalho interno (\dot{W}_{TOT}) é igual ao somatório de cada uma das parcelas de energia desprendida nas Regiões I, II e III e nas superfícies de contato matriz-tarugo conforme mostra a Figura 1, ou seja:

$$\dot{W}_{\text{TOT}} = \dot{W}_{\text{ZD}} + \dot{W}_{\text{SE}} + \dot{W}_{\text{SS}} + \dot{W}_{\text{Rext}} + \dot{W}_{\text{Rint}} + \dot{W}_{\text{AC}} + \dot{W}_{\text{BD}} + \dot{W}_{\text{A}} + \dot{W}_{\text{D}} \quad (5)$$

onde

\dot{W}_{ZD} – energia desprendida na zona de deformação;

\dot{W}_{SE} – energia desprendida na superfície de entrada da zona de deformação;

\dot{W}_{SS} – energia desprendida na superfície de saída da zona de deformação;

\dot{W}_{Rext} – a energia desprendida na região de contato tarugo-adoçamento externo;

\dot{W}_{Rint} – energia desprendida na região de contato tarugo-adoçamento interno;

\dot{W}_{AC} – energia desprendida na região de contato matriz-tarugo AC;

\dot{W}_{BD} – energia desprendida na região de contato matriz-tarugo BD;

\dot{W}_{A} – energia desprendida antes do ponto A;

\dot{W}_{D} – energia desprendida após o ponto D.

- Cálculo de \dot{W}_{ZD} : utilizando-se o critério de escoamento de von Mises, esta parcela de energia é dada por:

$$\dot{W}_{\text{ZD}} = 2Lk \int_{\delta}^{\delta+\lambda_{\text{ZD}}} \int_{R_{\text{int}}}^{R_{\text{ext}}} \epsilon r dr d\theta = L^2V_0k\gamma_{\text{ZD}} \quad (6)$$

onde γ_{ZD} é a deformação cisalhante necessária para deformar, na Região II, o elemento quadrado (abcd) originando o elemento quadrado distorcido (a'b'c'd') na Região III. Assim,

$$\gamma_{\text{ZD}} = 2\cotg\left[\frac{\Phi + \beta}{2}\right] + (\pi - \Phi) \frac{\text{sen}\left[\frac{\beta}{2}\right]}{\cos\left[\frac{\beta}{2}\right] \text{sen}\left[\frac{\Phi + \beta}{2}\right]} \quad (7)$$

De acordo com a Figura 1, o ângulo β é definido por:

$$\operatorname{tg}\left[\frac{\beta}{2}\right] = \frac{(R_{\text{ext}} - R_{\text{int}})\operatorname{sen}\Phi}{\frac{4}{3}(R_{\text{ext}} - R_{\text{int}})\operatorname{sen}^2\left[\frac{\Phi}{2}\right] + \frac{1}{4}L} \quad (8)$$

– Cálculo de \dot{W}_{SE} :

$$\dot{W}_{SE} = L \int_{R_{\text{int}}}^{R_{\text{ext}}} \kappa |\Delta u^*| dr = (R_{\text{ext}} - R_{\text{int}}) L \kappa V_0 \operatorname{sen}\delta = L^2 \kappa V_0 \operatorname{cotg}\left[\frac{\Phi + \beta}{2}\right] \quad (9)$$

– Cálculo de \dot{W}_{SS} : esta parcela de energia é exatamente igual a da superfície de entrada da zona de deformação, ou seja:

$$\dot{W}_{SS} = \dot{W}_{SE} = L^2 \kappa V_0 \operatorname{cotg}\left[\frac{\Phi + \beta}{2}\right] \quad (10)$$

– Cálculo de $\dot{W}_{R_{\text{ext}}}$:

$$\dot{W}_{R_{\text{ext}}} = \int_{S_{\text{ext}}} L m \kappa |u_{R_{\text{ext}}}^*| dS = L m \kappa V_0 S_{\text{ext}} = L^2 m \kappa V_0 \beta \quad (11)$$

onde m é o fator de atrito, $|u_{R_{\text{ext}}}^*|$ é a velocidade na zona de deformação e S_{ext} é o comprimento do arco externo apenas na zona de deformação, ou seja:

$$S_{\text{ext}} = (R_{\text{ext}} - R_{\text{int}})\beta \quad (12)$$

– Cálculo de $\dot{W}_{R_{\text{int}}}$:

$$\dot{W}_{R_{\text{int}}} = \int_{S_{\text{int}}} L m \kappa |u_{R_{\text{int}}}^*| dS = L m \kappa S_{\text{int}} V_0 \cos\delta = \frac{L^2 m \kappa V_0 R_{\text{int}} \beta}{(R_{\text{ext}} - R_{\text{int}})} \quad (13)$$

onde S_{int} é o comprimento do arco de raio R_{int} , dado por:

$$S_{\text{int}} = R_{\text{int}}\beta \quad (14)$$

– Cálculo de \dot{W}_{AC} :

$$\dot{W}_{AC} = \int_{S_{AC}} m \kappa |u_{AC}| dS = m \kappa V_0 S_{AC} = L m \kappa V_0 AC = L^2 m \kappa V_0 \operatorname{tg}\delta = L^2 m \kappa V_0 \operatorname{cotg}\left[\frac{\Phi + \beta}{2}\right] \quad (15)$$

– Cálculo de \dot{W}_{BD} : esta parcela de energia é igual àquela determinada para a região AC, ou seja:

$$\dot{W}_{BD} = \dot{W}_{AC} = L^2 m \kappa V_0 \cotg \left[\frac{\Phi + \beta}{2} \right] \quad (16)$$

– Cálculo de \dot{W}_A :

$$\dot{W}_A = 4 \int_{S_A} m \kappa |u_A| dS = 4 m \kappa V_0 S_A = 4 L m \kappa V_0 h_A \quad (17)$$

onde h_A é o comprimento instantâneo do tarugo no primeiro canal da matriz, antes do ponto A. S_A é a área do tarugo antes do ponto A, dada pelo produto entre L e h_A .

– Cálculo de \dot{W}_D : esta parcela de energia é análoga à apresentada pela Eq. (17), ou seja:

$$\dot{W}_D = 4 \int_{S_D} m \kappa |u_D| dS = 4 m \kappa V_0 S_D = 4 L m \kappa V_0 h_D \quad (18)$$

onde h_D é o comprimento instantâneo do tarugo no segundo canal da matriz, após o ponto D e S_D é a área do tarugo após o ponto D, determinada pelo produto entre L e h_D .

– Cálculo de \dot{W}_{TOT} : utilizando-se a Eq. (5) e substituindo-se a contribuição de cada termo da mesma, a expressão para o cálculo da taxa de trabalho interno é:

$$\dot{W}_{TOT} = L^2 V_0 \kappa \left\{ m \left[2 \cotg \left(\frac{\Phi + \beta}{2} \right) + \beta \left(1 + \frac{R_{int}}{R_{ext} - R_{int}} \right) \right] + 2 \cotg \left(\frac{\Phi + \beta}{2} \right) + \gamma_{ZD} \right\} + 4 L m \kappa V_0 (h_A + h_D) \quad (19)$$

A pressão normalizada pelo limite de escoamento em tração uniaxial (σ_y) é obtida igualando-se as Eqs. (4) e (19), o que resulta em:

$$\frac{P}{\sigma_y} = \frac{1}{\sqrt{3}} \left\{ m \left[2 \cotg \left(\frac{\Phi + \beta}{2} \right) + \beta \left(1 + \frac{R_{int}}{R_{ext} - R_{int}} \right) \right] + 2 \cotg \left(\frac{\Phi + \beta}{2} \right) + \gamma_{ZD} \right\} + \frac{4m}{\sqrt{3}} \left[\frac{h_A + h_D}{L} \right] \quad (20)$$

A força necessária à prensagem (F) é determinada pelo produto entre P e a área transversal do tarugo, ou seja, $F = PL^2$. Como os canais da matriz têm largura constante e o comprimento do tarugo na zona de deformação é igual à largura dos canais da matriz, tem-se que:

$$h_A + h_D = H - L \quad (21)$$

onde H é a altura do tarugo.

A deformação plástica equivalente total durante a prensagem é determinada pelo somatório entre as deformações plásticas equivalentes na zona de deformação e nas superfícies de entrada e saída desta mesma zona. Portanto,

$$\varepsilon_{eq}^p = \varepsilon_{eqZD}^p + \varepsilon_{eqSE}^p + \varepsilon_{eqSS}^p = \frac{1}{\sqrt{3}} \left[2\cotg\left(\frac{\Phi + \beta}{2}\right) + (\pi - \Phi) \frac{\sin\left(\frac{\beta}{2}\right)}{\cos\left(\frac{\beta}{2}\right)\sin\left(\frac{\Phi + \beta}{2}\right)} \right] \quad (22)$$

A solução analítica obtida neste trabalho para os cálculos de P , F , ε_{eq}^p e \dot{W}_{TOT} foi implementada em linguagem Fortran[®]. Foram utilizados valores constantes para a velocidade V_0 , e para o raio de adoçamento externo (R_{ext}), de 0,05 mm/s e 10 mm, respectivamente. O ângulo de interseção dos canais da matriz teve os valores de 90, 115, 120 e 135°. Os valores do raio de adoçamento interno (R_{int}) foram variados de 0 até 10mm.

A partir da solução analítica obtida foram avaliados os efeitos dos ângulos β e Φ sobre ε_{eq}^p e P/σ_y . Para tanto se utilizou a variação de R_{int} , como mencionado acima. A influência das condições de atrito sobre foi avaliada por meio da atribuição dos valores 0, 0,086 e 0,17 para o fator de atrito m .

3 RESULTADOS E DISCUSSÕES

3.1 Efeitos de Raios de Adoçamento, Atrito e Expoente de Encruamento

Em primeiro lugar, a Figura 3 apresenta a influência do raio de adoçamento interno R_{int} , definido pela variação do ângulo β , das condições de atrito e do ângulo de interseção Φ sobre a pressão normalizada e a deformação plástica equivalente. De uma forma geral, quando $\Phi = 90^\circ$ no intervalo $0 \leq R_{int} \leq R_{ext}$, ou seja, $0 \leq \beta \leq \text{máx } \beta(\Phi, R_{int})$, a pressão normalizada apresenta uma tendência semelhante àquela reportada por Eivani e Karimi Taheri,⁽¹¹⁾ com uma queda inicial seguida por uma estabilização. Entretanto, os valores obtidos são maiores devido à consideração do último termo da equação (20), o qual contabiliza o comprimento do tarugo na zona de deformação. Por outro lado, para os demais valores considerados para o ângulo Φ é possível notar uma contínua queda da pressão de forma independente às condições de atrito, contrariamente aos resultados reportados por estes autores. Esta contrariedade se deve ao fato de que à medida que Φ diminui e R_{int} se afasta de R_{ext} , β atinge seu valor máximo promovendo um aumento na deformação plástica equivalente e, por conseguinte, na tensão de escoamento (σ_y), causando assim a queda contínua da pressão, conforme observado nas Figuras 3(a,c,e). Por outro lado, as deformações plásticas equivalentes pela sua dependência somente com os ângulos β e Φ , vide Eq. (24), apresentam um comportamento semelhante aos resultados de Alkorta e Sevillano⁽⁹⁾ e Eivani e Karimi Taheri,⁽¹¹⁾ ou seja, para cada valor de Φ ocorre uma queda da deformação plástica equivalente à medida que $0 \leq \beta \leq \text{máx } \beta(\Phi, R_{int})$. Ainda, comparando-se os valores adotados para Φ , observa-se que as menores deformações plásticas equivalentes são obtidas a 135°.

As condições de atrito, por sua vez, apesar de serem importantes neste processo de deformação plástica do material, não promovem um aumento

considerável na pressão, ou seja, comparando-se as Figuras 3(a),(b) e (c) para cada valor de Φ pode-se notar que os valores da pressão não se elevam tanto quando m vai de 0 a 0,17. Este comportamento também concorda com a literatura.^(9,11) Entretanto, é importante mencionar os efeitos locais de aderência tarugo-matriz quando $m = 0,17$ em razão das tensões cisalhantes ultrapassarem o valor de κ . A presença de aderência foi observada por Medeiros et al.⁽¹⁵⁾ que mostra uma comparação entre a solução analítica em deformação plana proposta por Alkorta e Sevillano⁽⁹⁾ e a simulação computacional bidimensional da prensagem de um tarugo de um aço IF por apenas um passe de deformação.

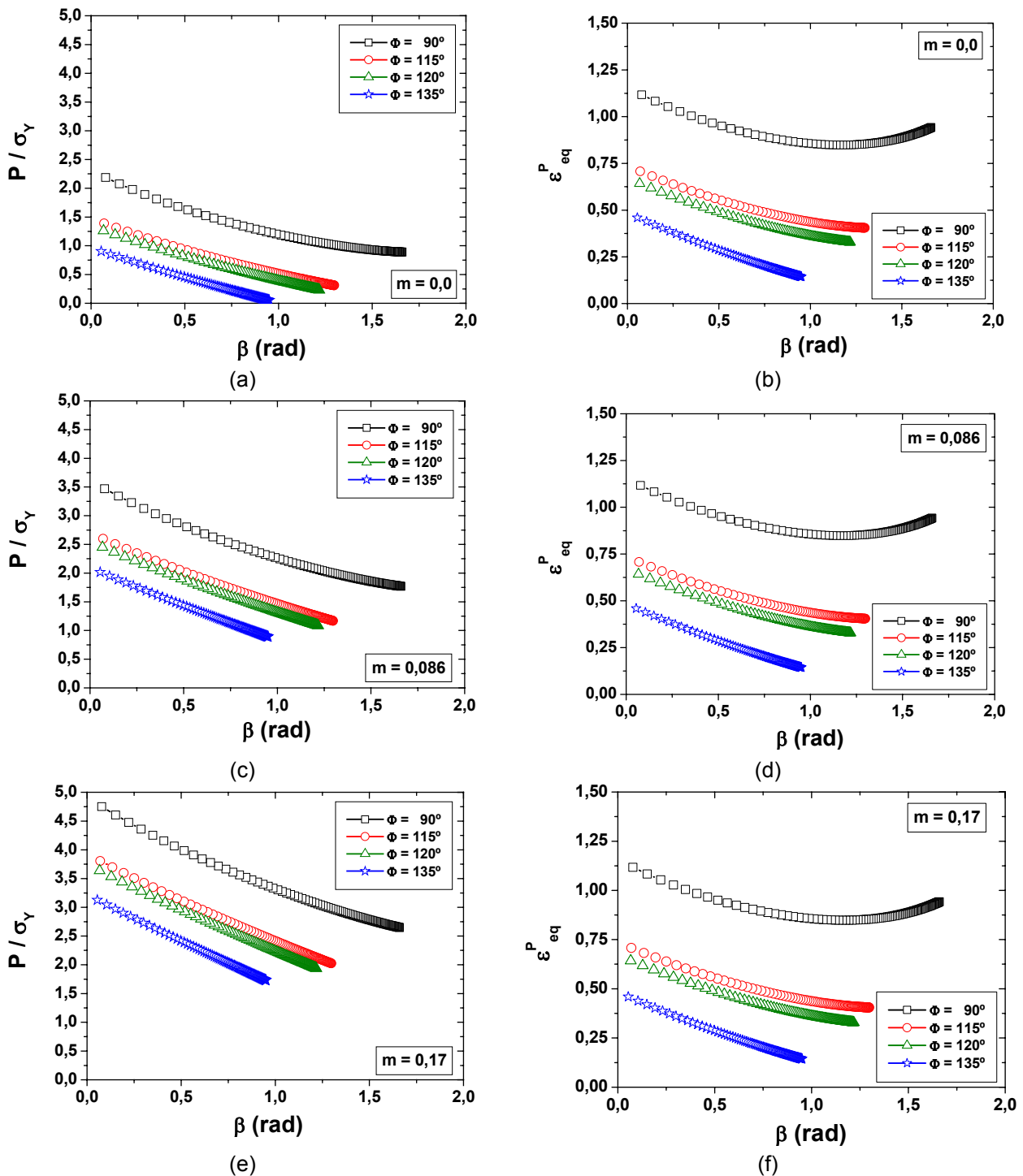


Figura 3: Efeitos dos ângulos β e Φ e das condições de atrito sobre a pressão (a), (c) e (e) e sobre as deformações plásticas equivalentes (b), (d) e (f). Note-se que a pressão P está normalizada por σ_Y .

4 CONCLUSÕES

A partir dos resultados obtidos com o modelo analítico desenvolvido pôde ser verificada sua validade como solução fenomenológica, pois este considera os efeitos tribológicos e reológicos sobre a pressão necessária à prensagem do tarugo através de canais equiangulares. Ademais, a presente solução representa um caso geral para este método de deformação plástica severa visto que esta cobre as expressões reportadas na literatura quando as mesmas condições de análise dos trabalhos já realizados são reproduzidas. Finalmente, é possível concluir que a melhor condição para a realização de prensagem é aquela onde o fator de atrito e o R_{int} valem zero e a interseção dos canais ocorre a 90° , uma vez que elevados valores de deformação plástica são obtidos em conjunto com valores reduzidos de pressão de prensagem.

Agradecimentos

Neil de Medeiros agradece à CAPES pela bolsa de estudos de Doutorado. Luciano P. Moreira e Jefferson F. Cardoso Lins agradecem ao CNPq pelo auxílio financeiro do Projeto de Pesquisa No. 400609/2004-5 “Novas Ligas Estruturais para a Indústria Automobilística”.

REFERÊNCIAS

- 1 SEGAL, V.M., REZNIKOV, V., DROBYSHEVSKIY, A., KOLPYLOV, V. Plastic working of metals by simple shear. *Russian Metallurgy*, v. 1, pp. 99-105, 1981.
- 2 SEGAL, V.M. Materials processing by simple shear. *Materials Science and Engineering A*, v. 197, pp. 157-64, 1995.
- 3 ESTRIN, Y., TÓTH, L.S., MOLINARI, A., BRÉCHET, Y. A dislocation –based model for all hardening stages in large strain deformation. *Acta Materialia*, v. 46, pp. 5509-5522, 1998.
- 4 BAIK, S.C., ESTRIN, Y., KIM, H.S., HELLMIG, R.J. Dislocation density-based modeling of deformation behavior of aluminum under equal channel angular pressing. *Materials Science and Engineering A*, v. 351, pp. 86-97, 2003.
- 5 VALIEV, R.Z., ISLAMGALIEV, R.K., ALEXANDROV, I.V. Bulk nanostructured materials from severe plastic deformation. *Progress in Materials Science*, v. 45, pp. 103-189, 2000.
- 6 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.
- 7 SEGAL, V.M. Engineering and commercialization of equal channel angular extrusion (ECAE). *Materials Science and Engineering A*, v. 386, pp. 269-276, 2004.
- 8 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, pp. 143-146, 1996.
- 9 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, pp.313-318, 2003.
- 10 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, pp. 205-214, 2004.

- 11 EIVANI, A.R., KARIMI TAHERI, A. An upper bound solution of ECAE process with outer curved corner. *Journal of Materials Processing Technology*, v. 182, pp. 555-563, 2007.
- 12 KOBAYASHI, S., OH, S.I., ALTAN, T. *Metal Forming and the Finite-Element Method*. New York: Oxford University Press, 1989.
- 13 PÉREZ, C.J.L. On the correct selection of the channel die in ECAP processes. *Scripta Materialia*, v. 50, pp. 387-393, 2004.
- 14 AVITZUR, B. *Metal Forming: Processes and Analysis*. New Delhi. Mc Graw-Hill Publishing Company Ltd., 1968.
- 15 MEDEIROS, N., BAPTISTA, S.R., MOREIRA, L.P., LINS, J.F.C., GOUVÊA, J.P. Computational simulation of an IF-steel deformed by equal channel angular pressing via the finite element method. A ser publicado em: *International Symposium on Solid Mechanics*, USP, São Paulo, 5 a 7 de março, 2007.