

# ANÁLISE NUMÉRICA DE UM AÇO IF APÓS UM ÚNICO PASSE DE PRENSAGEM EM CANAIS EQUIANGULARES<sup>1</sup>

Neil de Medeiros<sup>2</sup>  
Luciano Pessanha Moreira<sup>3</sup>  
Jefferson Fabrício Cardoso Lins<sup>4</sup>  
Jayme Pereira de Gouvêa<sup>5</sup>

## Resumo

O objetivo deste trabalho é determinar por meio da simulação numérica a melhor condição para a realização da prensagem em canais equiangulares de um tarugo de um aço IF, no que diz respeito aos raios de adoçamento na região de interseção dos canais da matriz e das condições de atrito entre tarugo e matriz. Assim, foi desenvolvido um modelo tridimensional composto pelo tarugo e canais, discretizado em elementos finitos e parametrizado com relação ao fator de atrito e aos raios de adoçamento. Os resultados obtidos mostram que um menor raio de adoçamento interno resulta em baixo valor de força de prensagem acompanhada por um aumento da zona de deformações plásticas homogêneas. Em contrapartida, quando o fator de atrito é aumentado a força necessária à prensagem é maior. Portanto, é possível concluir que a melhor condição para a prensagem é aquela onde o raio de adoçamento interno é menor que o externo e o fator de atrito se aproxima de zero.

**Palavras-chave:** Prensagem em canais equiangulares; MEF; Atrito; Aço IF.

## NUMERICAL ANALYSIS OF AN IF-STEEL AFTER ONE PASS OF EQUAL CHANNEL ANGULAR PRESSING

### Abstract

The objective of this work is to determine by way of numerical simulation the best condition to perform the equal channel angular pressing of an IF-steel billet, with respect to the fillet radii in the channel die intersection and the friction conditions between the billet and the die. Thus, a three-dimensional model composed by the billet and the channels, meshed with finite elements and parameterized in relation of the friction factor and the fillet radii was developed. The obtained results show that a small inner fillet radius leads to small pressing force value together with an increase of the homogeneous plastic strain zone. Conversely, increasing the friction factor leads to an increase of the pressing force. Therefore, it can be concluded that the best pressing condition is achieved when the inner fillet radius is smaller than the outer and the friction factor approaches zero.

**Keywords:** Equal channel angular pressing; FEM; Friction; IF-steel.

<sup>1</sup> Contribuição técnica ao 62º Congresso Anual da ABM – Internacional, 23 a 27 de julho de 2007, Vitória – ES, Brasil.

<sup>2</sup> 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](mailto:neil@metal.eeimvr.uff.br)

<sup>3</sup> 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](mailto:luciano.moreira@metal.eeimvr.uff.br)

<sup>4</sup> 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](mailto:jfclins@metal.eeimvr.uff.br)

<sup>5</sup> 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](mailto:jpg@metal.eeimvr.uff.br)

## 1 INTRODUÇÃO

Os métodos de deformação plástica severa, a título de exemplo, torção sob elevada pressão, prensagem em canais equiangulares e forjamento múltiplo, permitem a obtenção de materiais nanoestruturados com propriedades mecânicas superiores, quando comparados àqueles obtidos por meio de técnicas convencionais de deformação, como observado por Valiev *et al.*<sup>(1)</sup> Dentre estes métodos, a prensagem em canais equiangulares (*Equal Channel Angular Pressing – ECAP*) se destaca por sua fácil aplicação em diversas classes de materiais.<sup>(2)</sup>

A prensagem em canais equiangulares, proposta por Segal,<sup>(3)</sup> consiste na passagem de um tarugo lubrificado, no interior dos canais da matriz de extrusão, pela ação de uma punção. Os canais da matriz possuem a mesma seção transversal e se interceptam a um determinado ângulo  $\Phi$ , geralmente igual a  $90^\circ$ , de acordo com esquema mostrado na Figura 1.<sup>(4)</sup> O processo de passagem do tarugo nos canais da matriz é repetido por várias vezes até que sejam impostos ao material os níveis desejados de deformações permanentes. Este método se caracteriza pela manutenção da seção transversal do tarugo e pelo fato de que as deformações plásticas são induzidas ao material por cisalhamento puro, quando este atravessa a zona de deformações localizada na região de interseção dos canais da matriz.<sup>(5,6)</sup>



Figura 1: Desenho esquemático do método ECAP.<sup>(4)</sup>

A simulação numérica do método ECAP, com o auxílio do método de elementos finitos (MEF) e modelos bidimensionais que consideram um estado plano de deformações vem sendo amplamente empregada no estudo das tensões e deformações permanentes impostas ao material.<sup>(7-11)</sup> Por outro lado, existe um grande interesse na busca da otimização da geometria da matriz e das condições de atrito para a obtenção de uma maior homogeneidade da chamada “zona de deformações uniformes”, localizada nas porções médias das faces do tarugo.<sup>(12-18)</sup> Uma vez que os parâmetros geométricos e tribológicos do processo são otimizados, o material deformado experimenta maiores níveis de deformações permanentes num menor número de passagens no interior da matriz. Entretanto, o modelamento em duas dimensões do método ECAP não permite um estudo sistemático no sentido de avaliar-se macroscopicamente as melhorias de propriedades mecânicas após a deformação do tarugo.

Neste sentido, o presente trabalho propõe o modelamento tridimensional do método ECAP de deformação plástica severa buscando avaliar a influência dos raios de adoçamento na região de interseção dos canais da matriz e das condições de atrito sobre as propriedades finais de um tarugo de um aço IF (*Interstitial Free*), deformado após um único passe de prensagem. Para tanto, utiliza-se o método de elementos finitos através de uma solução implícita para um problema estático..

## 2 METODOLOGIA

A simulação da prensagem do tarugo de aço IF foi conduzida à temperatura ambiente e desconsiderando o aquecimento devido aos trabalhos de deformação plástica e atrito entre a amostra e a matriz. As simulações foram realizadas por meio do código comercial ANSYS<sup>®</sup> versão acadêmica 8.1. Os detalhes do modelamento e da solução do problema são descritos a seguir.

### 2.1 Modelamento da Matriz

O modelamento da matriz envolveu a construção de um modelo discretizado em elementos finitos 3D prismáticos, SOLID 185 segundo a terminologia ANSYS, e parametrizado com relação aos raios de adoçamento  $r$  e  $R$  e as condições de atrito. Para o raio de adoçamento externo,  $R$ , adotou-se um valor constante de 10 mm enquanto que para o raio de adoçamento interno,  $r$ , os valores adotados foram 1,5 e 10 mm. Os canais da matriz foram construídos com seção quadrangular de 10 mm de aresta. Com relação ao comportamento mecânico, a matriz foi considerada uma peça rígida e o material usado em seu modelamento foi um aço ferramenta H 13 com módulo de elasticidade,  $E$ , igual a 200.000 MPa e coeficiente de Poisson,  $\nu$ , igual a 0,3. Na Figura 2 estão apresentadas as geometrias destes modelos, com destaque para os raios de adoçamento considerados.

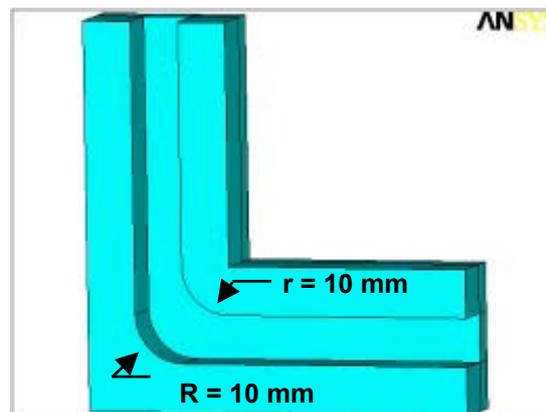


Figura 2: Detalhes do modelamento tridimensional da matriz com ângulo de interseção  $\Phi = 90^\circ$ :

### 2.1 Modelamento do Tarugo

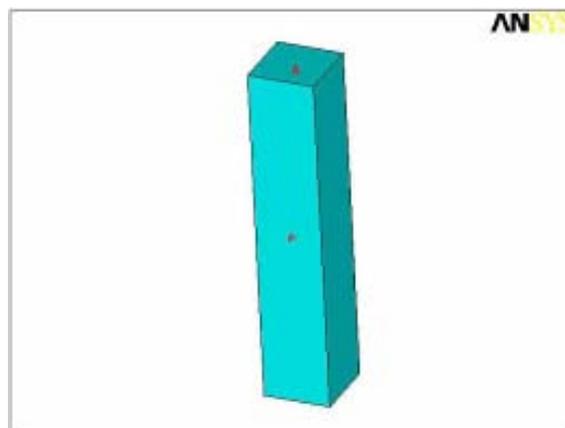
O tarugo adotado nas simulações tem seção quadrangular de 10 mm de aresta e altura igual a 50 mm. Em sua discretização também foram utilizados elementos 3D SOLID 185 com geometria tetraédrica. Na discretização do tarugo foram utilizados 5.000 elementos, 10 na direção da largura e 50 na direção da altura. O comportamento mecânico do material do tarugo foi descrito como elasto-plástico com encruamento isotrópico definido pelo critério de escoamento de von Mises.

As propriedades mecânicas consideradas foram as de um aço IF cuja curva de encruamento obtida por meio de um ensaio de tração uniaxial foi ajustada pelo modelo de encruamento de Swift e teve a deformação plástica equivalente ( $\bar{\epsilon}^p$ ) estendida até o valor de 1 (100 %) para considerar as deformações permanentes impostas ao tarugo no primeiro passe de prensagem. A equação (1) apresenta a relação tensão – deformação plástica equivalente resultante do ajuste à curva experimental obtida através de ensaios de tração uniaxial por Moreira et al. <sup>(19)</sup>. A elasticidade é definida pela lei de Hooke com  $E = 200.000 \text{ MPa}$  e  $\nu = 0,3$ .

$$\bar{\sigma} = 544,96(0,004852 + \bar{\epsilon}^p)^{0,235} \text{ MPa} \quad (1)$$

## 2.2 Condições de Contorno e Modelamento do Contato Matriz-tarugo

A geometria da punção não foi considerada no modelo tridimensional desenvolvido. No entanto, seu efeito sobre o tarugo foi modelado sob a forma de deslocamentos impostos na área superior do mesmo, na direção negativa do eixo Y segundo a direção vertical. Além disso, como foi considerada apenas a região dos canais da matriz, foram restringidos os movimentos da face externa do tarugo na direção Z, normal ao plano da folha. Na Figura 3 é apresentada a geometria do tarugo destacando-se as condições de contorno utilizadas, simbolizadas por setas vermelhas.



**Figura 3:** Geometria do tarugo para o modelamento 3D do método ECAP. Na face superior a seta vermelha simboliza o efeito da punção, sob a forma de deslocamentos compressivos na direção vertical (Y). Na face frontal a seta vermelha representa o efeito da parede externa da matriz, impedindo os deslocamentos do tarugo na direção Z (normal ao plano da folha).

A avaliação do efeito do atrito sobre as deformações plásticas equivalentes e a homogeneidade da zona de deformações uniformes foi realizada adotando-se os a lei generalizada de Coulomb. Para tal, estabelece-se primeiro a relação entre os limites de escoamento em cisalhamento puro ( $\kappa$ ) e em tração uniaxial ( $\bar{\sigma}$ ) através do critério de von Mises, ou seja:

$$\kappa = \frac{1}{\sqrt{3}} \bar{\sigma} \quad (2)$$

a qual no programa de elementos finitos ANSYS<sup>®</sup> é denominada por TAUMAX. Para valores de tensão de atrito  $\tau$  inferiores a  $\kappa$  se observa o deslizamento do tarugo na direção do segundo canal da matriz. Quando os níveis de tensão ultrapassam este parâmetro, se observa a aderência entre as faces do tarugo que estão em contato com as faces da matriz. Este comportamento de atrito é estabelecido por

$$\tau = m \kappa \quad (3)$$

onde  $0 < m < 1$  é o fator de atrito. Os valores de  $m$  adotados foram 0,086 e 0,17 respectivamente.

Quanto ao modelamento das regiões de contato, foram empregados contatos do tipo flexível entre as faces traseira, esquerda, direita e inferior do tarugo e as paredes dos canais da matriz. Os elementos utilizados foram CONTA 171<sup>(19)</sup> e TARGE 170.<sup>(20)</sup>

O método numérico utilizado nas simulações foi o de Newton-Raphson completo com incrementos de deslocamentos prescritos de 0,05 sobre a face superior do tarugo até que a altura do mesmo (50 mm) no primeiro canal da matriz fosse prensada na direção do segundo canal. O tempo de processamento das simulações de prensagem foi da ordem de 12 horas em um computador Pentium IV 3.0 GHz com 4 GB de memória RAM.

### 3 RESULTADOS E DISCUSSÕES

#### 3.1 Influência dos raios de adoçamento e das condições de atrito

A Figura 4 mostra a influência das condições de atrito sobre a força de prensagem quando a interseção dos canais é igual a 90°. Para o mesmo valor de  $m$ , pode-se notar que quando  $r$  é igual a 1,5 mm a passagem do tarugo na direção do segundo canal da matriz ocorre de maneira mais fácil quando comparada à situação onde  $r = R = 10$  mm. Ademais, ao se analisarem as Figuras 4 (a) e (b) são observados comportamentos distintos do processo de prensagem. Na Figura 4 (a) ocorre um aumento inicial da força nos primeiros 10 mm de deslocamento referente ao início da passagem da base do tarugo em direção ao segundo canal. O aumento da força se deve às tensões cisalhantes negativas próximas à face basal do tarugo, conforme mostrado na Figura 5 (a). Em seguida, observa-se um patamar de força aproximadamente constante por causa da completa passagem da base do tarugo para o segundo canal e do desenvolvimento de uma ampla zona de tensões cisalhantes positivas na face externa do tarugo, como pode ser visto na Figura 5 (b). Após 20 mm, para vencer as tensões cisalhantes negativas antes e depois da zona de deformação faz-se necessário aumentar a força de prensagem, vide Figura 5 (c). Este comportamento prolonga-se até aproximadamente 25 mm de deslocamento.

A partir de 25 mm há uma constante queda da força que tende à estabilização próximo a 48 mm de deslocamento devido ao desenvolvimento da zona uniforme de deformações plásticas que promove um fluxo constante de escoamento do material deslocando as tensões cisalhantes negativas para na direção da saída da matriz, conforme apresentado na Figura 5 (d).

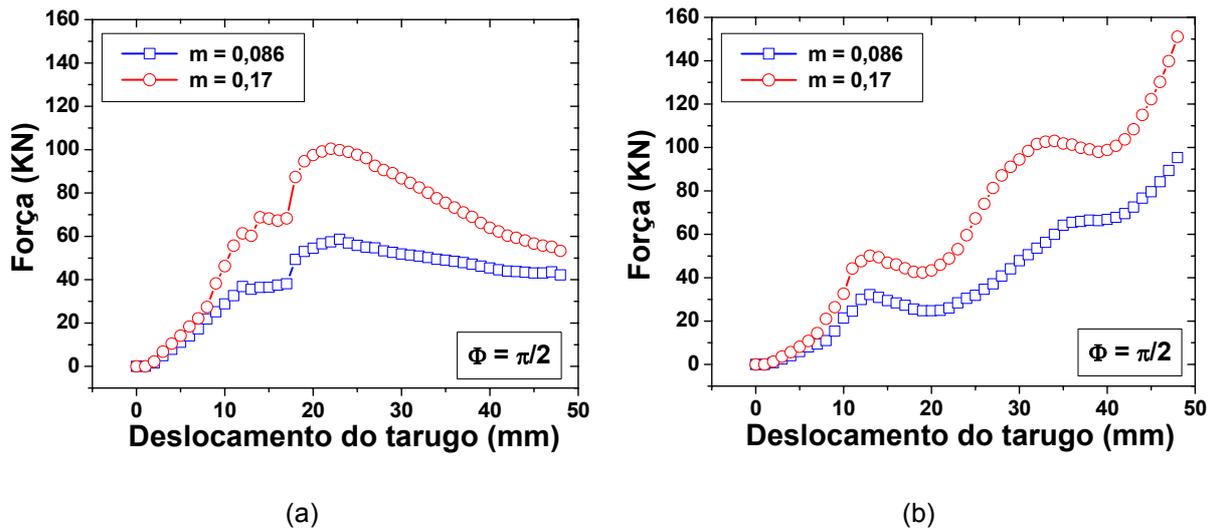


Figura 4: Influência do atrito sobre a força de prensagem. (a)  $r = 1,5 \text{ mm}$  e (b)  $r = R = 10 \text{ mm}$ .

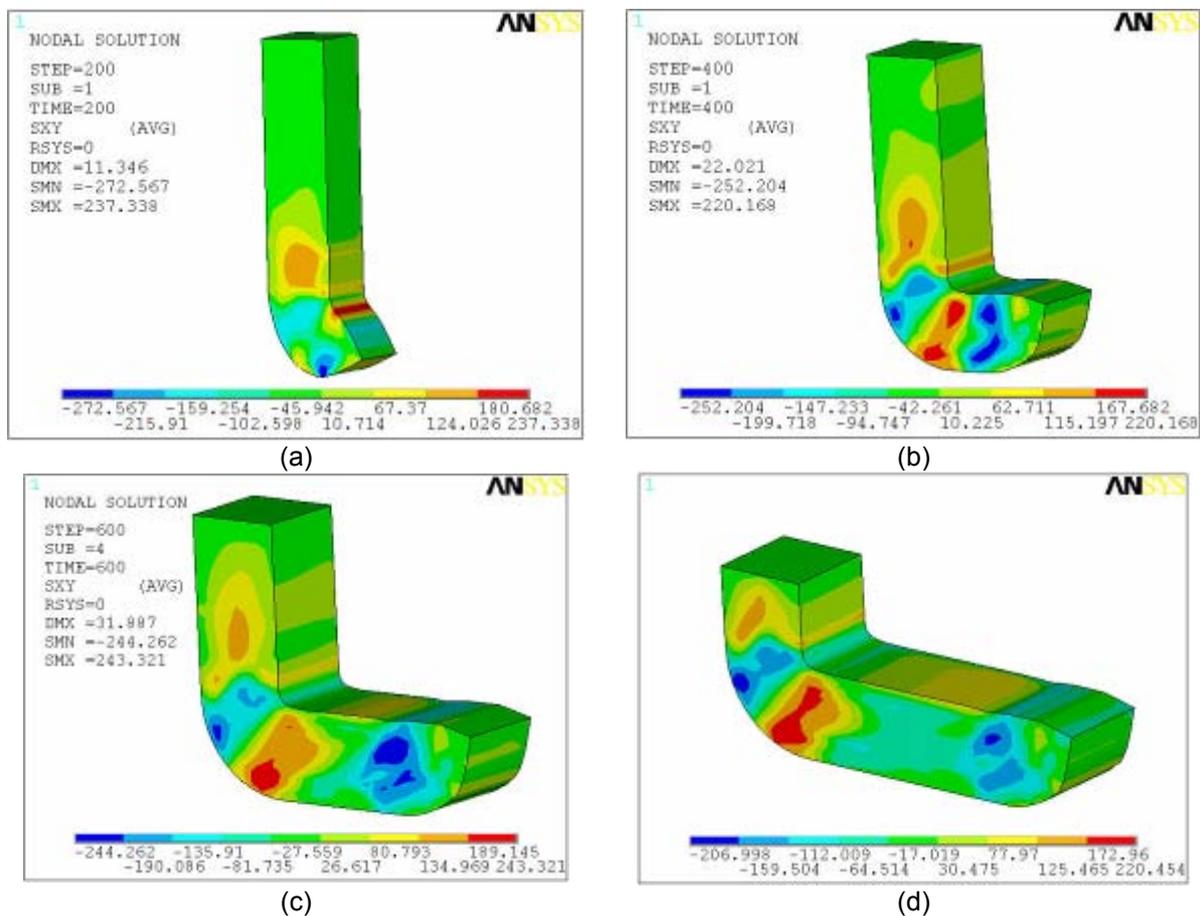
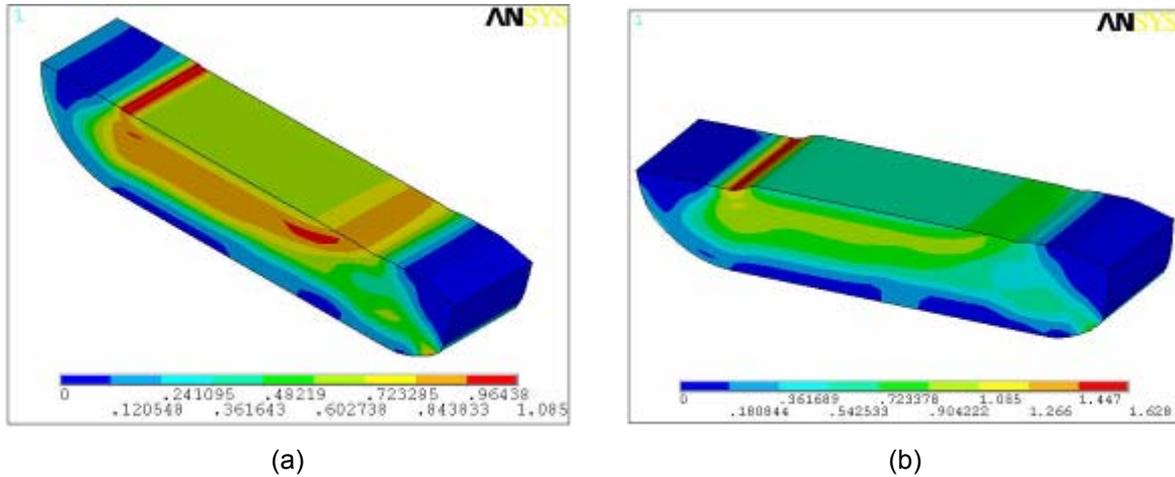


Figura 5: Evolução das tensões cisalhantes (MPa) durante a prensagem do tarugo pelos canais da matriz com  $r = 1,5 \text{ mm}$ . (a) Após 10 mm e (d) Após 30 mm.

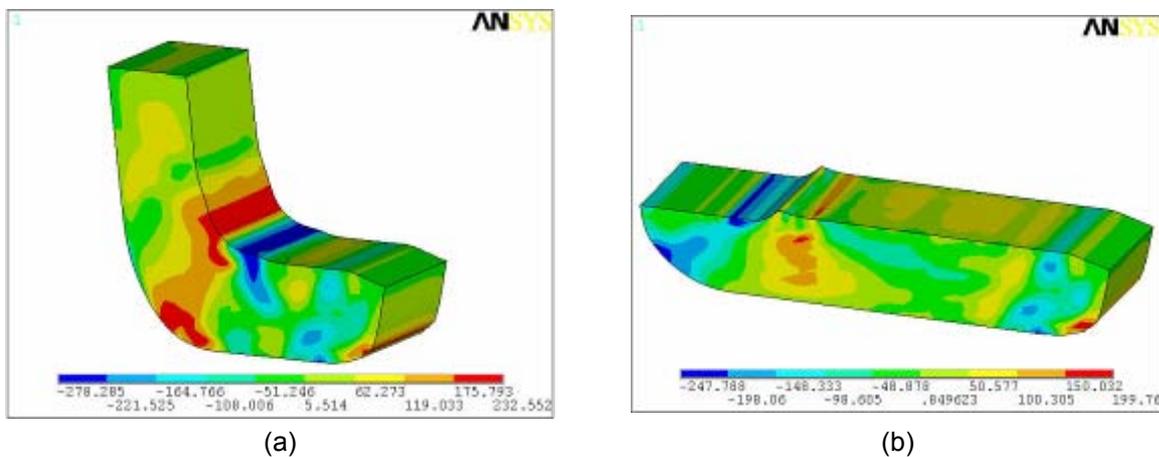
Em relação à influência das condições de atrito para este arranjo dos raios de adoçamento da matriz verifica-se que um comportamento semelhante é observado quando  $m = 0,17$  e que o fato mais interessante é o aumento promovido sobre a força de prensagem em decorrência de algumas regiões do tarugo que aderem à matriz. Estes aspectos foram reportados por Medeiros et al.<sup>(21)</sup> quando realizaram o modelamento bidimensional da prensagem deste material.

A Figura 6 mostra uma comparação entre as zonas de deformações plásticas equivalentes quando  $m = 0,086$  e  $m = 0,17$  para  $r = 1,5$  mm. É possível notar um aumento das deformações plásticas equivalentes para o fator de atrito mais severo, o que reforça a idéia de possíveis locais de aderência.



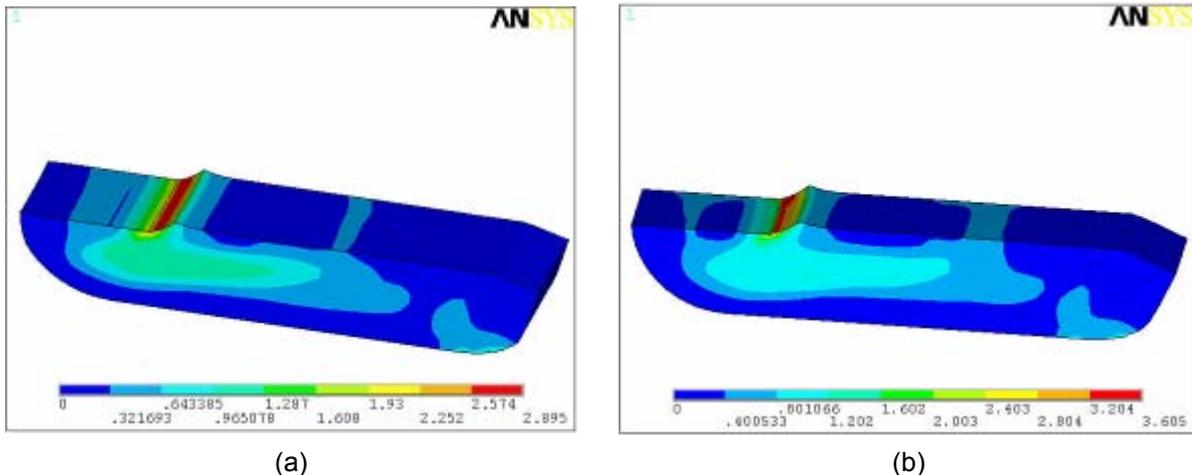
**Figura 6:** Zonas de deformações plásticas equivalentes determinadas para  $r = 1,5$  mm: (a)  $m = 0,086$  e (b)  $m = 0,17$ .

Em relação à configuração da matriz com raios de adoçamento idênticos e tomando como base fator de atrito  $m = 0,086$ , observa-se um constante aumento da força de prensagem, vide Figura 4 (b) que se alterna entre patamares. Nos primeiros 10 mm, o aumento da força se deve à passagem da base do tarugo para o segundo canal, de acordo com a Figura 7(a). Entre 10 e 20 mm, nota-se o desenvolvimento de uma ampla zona de tensões cisalhantes positivas no plano xz, favorecendo o escoamento do material e promovendo o primeiro patamar de forças, Figura 7(b). Entre 20 e 30 mm, o surgimento de uma zona com tensões cisalhantes negativas à frente da região com valores positivos, na interseção superior dos canais da matriz faz com que os valores de força sejam ainda maiores, de acordo com a Figura 7 (c). O patamar seguinte que se observa após aproximadamente 35 mm até perto de 45 mm é explicado pelas mesmas razões que explicam o primeiro patamar. Após 45 mm e até os 50 mm, a prensagem da face superior do tarugo promove o aumento observado na força de prensagem.



**Figura 7:** Evolução das tensões cisalhantes (MPa) durante a prensagem do tarugo pelos canais da matriz com  $r = R = 10$  mm e  $m = 0,086$ . (a) 30 mm e (d) 50 mm. .

Em relação à influência do atrito sobre a geometria da matriz  $r = R = 10$  mm, percebe-se que a curva de força-deslocamento do tarugo resultante da simulação para  $m = 0,17$ , o que pode ser verificado na Figura 4 (b), é apenas deslocada para cima da curva obtida para  $m = 0,086$ . A comparação entre as zonas de deformação plástica efetiva considerando ambas as condições de atrito é mostrada na Figura 8. Pode-se perceber que a forma da zona de deformação apresenta a mesma forma para ambas as condições de atrito, porém, para o maior valor de atrito os valores de deformação se elevam. Semelhantemente ao caso anterior, a existência de regiões de aderência para esta geometria da matriz, para a condição mais severa de atrito, leva a considerar a melhor condição de prensagem para  $m = 0,086$ .



**Figura 8:** Zonas de deformações plásticas equivalentes determinadas com  $r = R = 10$  mm: (a)  $m = 0,086$  e (b)  $m = 0,17$ .

A escolha da melhor condição dentre os casos analisados considera a geometria da matriz que necessita de menores níveis de força para a prensagem, além é claro do menor fator de atrito. Neste caso, a geometria que apresenta o menor valor de  $r$  pode ser considerada mais eficiente que aquela onde os raios de adoçamento são idênticos, pois exibe uma zona de deformações uniformes maior.

#### 4 CONCLUSÕES

A simulação tridimensional da prensagem de um tarugo de um aço IF em canais equiangulares mostra a elevação da força de prensagem em decorrência do aumento do fator de atrito e do raio de adoçamento interno, diminuindo assim a zona de deformações plásticas uniformes. Além disso, esta simulação comprova as restrições do modelamento bidimensional no que se refere ao entendimento do modo com que o material do tarugo se comporta na zona de deformação. Por último, é possível concluir que a melhor condição para a prensagem em canais equiangulares é aquela onde a interseção entre os canais da matriz ocorre a  $90^\circ$  e cujo valor do fator de atrito é  $0,086$ , evitando a presença de regiões de aderência entre o tarugo e a matriz e diminuindo a força necessária à 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 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.
- 2 SEGAL, V.M. Engineering and commercialization of equal channel angular extrusion (ECAE). *Materials Science and Engineering A*, v. 386, pp. 269-276, 2004.
- 3 SEGAL, V.M. Methods of stress-strain analysis in metal-forming. Tese de Doutorado, Minsk, 1974. (em Inglês).
- 4 KIM, H.S., SEO, M.H., HONG, S.I. Finite element analysis of equal channel angular pressing of strain rate sensitive metals. *Journal of Materials Processing Technology*, v. 130-131, pp. 497-503, 2002.
- 5 SEGAL, V.M., REZNIKOV, V., DROBYSHEVSKIY, A., KOLPYLOV, V. Plastic working of metals by simple shear. *Russian Metallurgy*, v. 1, pp. 99-105, 1981.
- 6 SEGAL, V.M. Materials processing by simple shear. *Materials Science and Engineering A*, v. 197, pp. 157-64, 1995.
- 7 KIM, H.S., SEO M.H., HONG, S.I. On the die corner gap formation in equal channel angular pressing. *Materials Science and Engineering A*, v. 291, pp. 86-90, 2000.
- 8 OH, S.J., KANG, S.B. Analysis of the billet deformation during equal channel angular pressing. *Materials Science and Engineering A*, v. 343, pp. 107-115, 2003.
- 9 ZHAO, W.J., DING, H., REN, Y.P., WANG, J., WANG, J.T. Finite element simulation of deformation behavior of pure aluminum during equal channel angular pressing. *Materials Science and Engineering A*, v. 410-411, pp. 348-352, 2005.
- 10 YOON, S.C., SEO, M.H., KIM, H.S. Preform effect on the plastic deformation behavior of workpieces in equal channel angular pressing. *Scripta Materialia*, v. 55, pp. 159-162, 2006.
- 11 PRANGNELL, P.B., HARRIS, C., ROBERTS, S.M. Finite element modeling of equal channel angular extrusion. *Scripta Materialia*, v. 37, pp. 983-989, 1997.
- 12 NAGASEKHAR, A.V., TICK-HON, Y. Optimal tool angles for equal channel angular extrusion of strain hardening materials by finite element analysis. *Computational Materials Science*, v. 30, pp. 489-495, 2004.
- 13 KIM, H.S. Finite element analysis of equal channel angular pressing using a round corner die. *Materials Science and Engineering A*, v. 315, pp. 122-128, 2001.
- 14 MATHIEU, J.P., SUWAS, S., EBERHARDT, A., TÓTH, L.S., MOLL, P. A new design for equal channel angular extrusion. *Journal of Materials Processing Technology*, v. 173, pp.29-33,2006.
- 15 PÉREZ, C.J.L. On the correct selection of the channel die in ECAP processes. *Scripta Materialia*, v. 50, pp. 387-393, 2004.

- 16 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.
- 17 LI, S., BOURKE, M.A.M., BEYERLEIN, I.J., ALEXANDER, D.J., CLAUSEN, B. Finite element analysis of the plastic deformation zone and working load in equal channel angular extrusion. *Materials Science and Engineering A*, v. 382, pp. 217-236, 2004.
- 18 YANG, F., SARAN, A., OKASAKI, K. Finite element simulation of equal channel angular extrusion. *Journal of Materials Processing Technology*, v. 166, pp. 71-78, 2005.
- 19 MOREIRA, L. P., ROMÃO, E. C., VIANA, C. S. da Costa, VIEIRA, L. C. de A. e SAMPAIO, A. P. Avaliação dos Métodos de Determinação da Anisotropia Plástica de Chapas Finas Através de Ensaios de Tração Uniaxial, 42º Seminário de Laminação Processos e Produtos Laminados e Revestidos, 25 a 28 de outubro 2005, Santos, São Paulo, Brasil, Vol. 1, p. 42-50.
- 20 Ansys User's Manual for Revision 5.0, Swanson Analysis Systems Inc., 1994.
- 21 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. Aceito para publicação em: *International Symposium on Solid Mechanics*, USP, São Paulo, 5 a 7 de março, 2007.