

Análise teórica do processamento não isotérmico de materiais via técnica de prensagem em canais equiangulares

Theoretical analysis of not isothermal material processing via equal channel angular pressing

Anderson Vergílio de Queiroz¹

Márcio Teodoro Fernandes²

Leonardo Martins da Silva³

Neil de Medeiros⁴

1 Mestre em Engenharia Metalúrgica - UFF.

2 Mestrando em Engenharia Metalúrgica - UFF.

3 Doutorando em Engenharia Metalúrgica - UFF.

4 Doutor em Engenharia Metalúrgica - UFF.

Resumo

A técnica de prensagem em canais equiangulares caracteriza-se por atribuir níveis elevados de deformação plástica, em condições de cisalhamento simples, aos materiais processados, em razão de considerável refinamento microestrutural observado. Nesse contexto, considerando-se as propriedades termomecânicas de uma liga de alumínio Al 7050, obtidas por compressão a quente e ajustadas pelo modelo de encruamento de Peirce, foi proposto o modelo analítico bidimensional baseado no método do limite superior e combinado à equação do calor adiabático e soluções analíticas. Assim, foi possível concluir que o modelo analítico, no presente trabalho, é capaz de reproduzir o comportamento termomecânico macroscópico de metais processados a quente, por um único passe de prensagem, em especial a liga Al 7050.

Palavras-chave

Prensagem em canais equiangulares; método do limite superior; acoplamento termomecânico.

Abstract

The technique of equal-channel angular pressing, ECAP is characterized by subjecting materials to elevated levels of plastic deformation through simple shear strain to observe the refined ultrafine grain size. In this context, considering the thermodynamic properties of an aluminum alloy, Al 7050, obtained through heat compression and adjusted to the strain hardening model of Peirce, two-dimensional upper bound analytical model was proposed and combined with a adiabatic heat equation that were capable of supplying consistent predictions of pressing force, effective plastic deformation and final temperature of the sample with a single pass through the die and for distinct geometric configurations of the die and processing speeds.. Thus, it was possible to conclude that the analytical proposed in the project were able to reproduce the thermal-mechanical and macroscopic behavior of hot worked metals with single pressings, in particular the Al 7050 alloy.

Keywords

Equal-channel angular pressing; upper bound method; thermal-mechanical coupling.

Como você deve citar?

QUEIROZ, Anderson Vergílio et al. Análise teórica do processamento não isotérmico de materiais via técnica de prensagem em canais equiangulares. **Cadernos UniFOA**, Volta Redonda, n. 26, p. 5-15, dez. 2014.

1 INTRODUÇÃO

Atualmente, os materiais nano estruturados (MNE) processados por métodos de deformação plástica severa (DPS) têm atraído o interesse crescente de especialistas em ciência dos materiais. Esses interesses se devem, principalmente, à obtenção de MNE com elevadas propriedades mecânicas. Os métodos DPS resultam em superações de dificuldades relacionadas à porosidade residual, impurezas da moagem, processamento de tarugos em grande escala. Dessa forma, com a liga Al 7050, foi realizada a técnica de Prensagem por Canais Equiangulares (PCEA) em comparação com as demais técnicas, voltada ao método de DPS, de prensagem/extrusão, apresentando maior eficiência, ou seja, valores mais satisfatórios a respeito da deformação do material, possibilitando, neste trabalho, avaliar Força de Prensagem, Deformação Plástica Efetiva e Temperatura Final em único passe, concomitante com as diferentes geometrias.

Adotando-se uma matriz com o canal de intersecção com o ângulo de intersecção $\square = 90^\circ$, sem a necessidade dos raios de adoçamento, matriz e tarugo, encontra-se a temperatura de 300 °C. O conjunto apresenta lubrificação ideal, sob velocidade de 10 mm/s.

As propriedades termomecânicas do material foram adquiridas através da função de escoamento plástico, segundo Hollomon, e, posteriormente, aplicada a Lei de Peirce para 300 °C. Assim foi aplicada a Técnica por Prensagem em Canais Equiangulares sobre a liga Al 7050 via método do limite superior bidimensional.

O critério de plasticidade de Von Mises é utilizado como modelo analítico para descrever o comportamento plástico da liga Al 7050. Com esse modelo, obtém-se a observação da carga de prensagem, deformação plástica efetiva e temperatura final com a variação da velocidade, da geometria e previsões com a variação para $90^\circ \leq \square \leq 135^\circ$, na presença de raios externos de adoçamento.

O presente trabalho, realizado na Escola de Engenharia Industrial Metalúrgica, torna-se um referencial inovador no Estudo da Técnica de Prensagens por Canais Equiangulares, uma vez que estudos de Freitas da Silva (2008) e Medeiros (2008) sobre a técnica, entre outros, anteriores, ocorreram sob ação da Temperatura Ambiente. Dessa forma, apresenta-se o início a uma nova linha de estudo de deformação/extrusão de materiais a temperatura mornas na Técnica PCEA.

2 METODOLOGIA

O estudo analítico utilizado no referido trabalho para extrusão do tarugo, utilizando-se a PCEA, considera o conjunto matriz e tarugo a uma temperatura inicial de 300 °C e atrito ideal a extrusão do material. Ainda, desconsidera-se as deformações elásticas e a deformação plástica, e o material do tarugo sendo isotrópico, como descrito pelo critério de Von Mises.

2.1 Modelo Analítico

O método do limite superior é obtido em casos em que haja situações de plasticidade a partir de um campo de velocidade cinemática que atende às condições de contorno de incompressibilidade e velocidade.

A Equação 1 apresenta a expressão geral do método do limite superior (MEDEIROS, 2008).

$$\int_V \sigma_{ij}^* \dot{\epsilon}_{ij}^* dV + \int_{S_D^*} k |\Delta v^*| dS - \int_S V_i^* F_i dS \geq \int_S V_i F_i dS \quad (1)$$

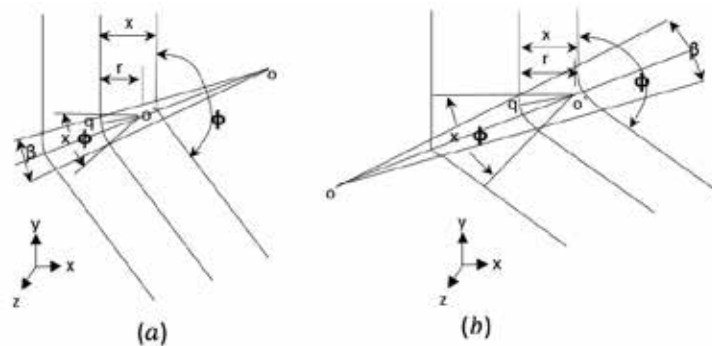
Fonte: (MEDEIROS, 2008).

Onde são, respectivamente, velocidade de descontinuidade e taxa de deformação derivável de V_i^* , $|\Delta v^*|$ é a quantidade de velocidade de descontinuidade ao longo da superfície de descontinuidade de velocidade S_D^* e sobre o campo de tensão σ_{ij}^* que satisfaz o critério de escoamento e F_i é a força. A Equação 1 informa o método do limite superior através das suas parcelas matemáticas (PÉREZ E LURI, 2008).

Pérez e Luri (2008) propuseram o estudo para carga de prensagem, considerando, na matriz, as variações dos raios internos e raios externos, sendo R_{int} e R_{ext} , respectivamente. Para tanto, utiliza-se linha de fluxo do ponto material para avaliar as variações do material ao longo da prensagem. No referido trabalho, utiliza-se $R_{int} < R_{ext}$, Figura 1-a, e $R_{int} > R_{ext}$, Figura 1-b.

A Figura 1 apresenta a linha de fluxo, considerando as variações dos raios de adoçamento e ponto material q, onde o raio externo tem origem no ponto o`.

Figura 1 - (a) Linha de fluxo q no $R_{int} < R_{ext}$ e (b) Linha de fluxo q no $R_{int} > R_{ext}$



Fonte: (PÉREZ, 2004)

O ângulo α de intersecção entre os canais e o ângulo β apresentam a abertura a partir da presença dos raios de adoçamento.

Considerando que a velocidade da punção e do material, q são constantes e iguais a V_0 durante a extrusão. Assim Pérez e Luri (2008) apresentam o campo de velocidade da Figura 1, dado pela Equação 2:

$$\left\{ \frac{d\overline{O'r_q}}{dt} \Big|_{\text{Ref}} \right\}_{xyz} = \begin{Bmatrix} \frac{d(-OO'_x - r \cos \varphi)}{dt} \\ \frac{d(-OO'_y - r \sin \varphi)}{dt} \\ 0 \end{Bmatrix}_{xyz} = r \frac{d\varphi}{dt} [\sin \varphi; -\cos \varphi; 0] \text{ para } R_{int} < R_{ext} \quad (2)$$

$$\left\{ \frac{d\overline{O'r_q}}{dt} \Big|_{\text{Ref}} \right\}_{xyz} = \begin{Bmatrix} \frac{d(OO'_x - r \cos \varphi)}{dt} \\ \frac{d(OO'_y - r \sin \varphi)}{dt} \\ 0 \end{Bmatrix}_{xvz} = r \frac{d\varphi}{dt} [\sin \varphi; -\cos \varphi; 0] \text{ para } R_{int} > R_{ext}$$

Fonte: (PÉREZ E LURI, 2008)

O ângulo β para cada efeito geométrico é obtido por relações trigonométricas, conforme apresentado na Equação 3.

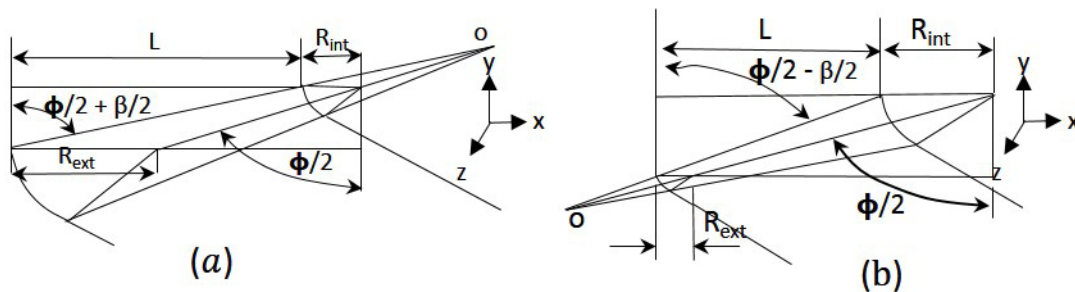
$$\beta = 2 \arctg \left\{ \frac{(R_{ext} - R_{int}) \operatorname{tg}[\frac{\phi}{2}]}{L + (R_{int} - R_{ext}) + L \operatorname{tg}^2[\frac{\phi}{2}]} \right\} \text{ para } R_{int} < R_{ext} \quad (3)$$

$$\beta = 2 \arctg \left\{ \frac{(R_{int} - R_{ext}) \operatorname{tg}[\frac{\phi}{2}]}{L + (R_{int} - R_{ext}) + L \operatorname{tg}^2[\frac{\phi}{2}]} \right\} \text{ para } R_{int} > R_{ext}$$

Fonte: (PÉREZ E LURI, 2008)

Onde L é a largura dos canais do ferramental, como pode ser visto na Figura 2.

Figura 2 - Determinação do ângulo β : a) $R_{int} < R_{ext}$ e b) $R_{int} > R_{ext}$.



Fonte: (PÉREZ E LURI, 2008)

O trabalho plástico de deformação é resultado do escoamento plástico em cisalhamento puro, definido pela Equação 4.

$$k \int_V 2\dot{\epsilon}_{r\phi} dV = k \int_V \frac{V_o}{r} dV = \frac{kV_o w}{\text{sen}\left[\frac{\phi+\beta}{2}\right]} \int_0^L \int_0^{\delta-\phi} dx = \frac{kV_o Lw(\pi-\phi\phi)}{\text{sen}\left[\frac{\phi+\beta}{2}\right]} \text{ Para } R_{int} < R_{ext}$$

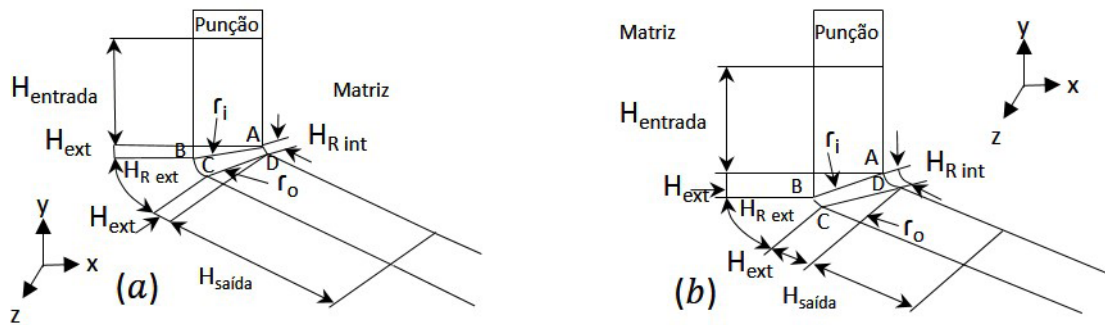
$$k \int_V 2\dot{\epsilon}_{r\phi} dV = k \int_V \frac{V_o}{r} dV = \frac{kV_o w}{\text{sen}\left[\frac{\phi-\beta}{2}\right]} \int_0^L \int_0^{\delta-\phi} dx = \frac{kV_o Lw(\pi-\phi\phi)}{\text{sen}\left[\frac{\phi-\beta}{2}\right]} \text{ Para } R_{int} > R_{ext}$$
(4)

Fonte: (PÉREZ E LURI, 2008)

Onde k é o limite de escoamento em condições de cisalhamento puro.

Conforme a Figura 3, identificam-se alguns parâmetros para obtenção de S_{Dy} a considerar, 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 intersecção dos canais da matriz (PEREZ E LURI, 2008):

Figura 3 - Parâmetros geométricos necessários para o cálculo de SD. (a) $R_{int} < R_{ext}$ e (b) $R_{int} > R_{ext}$



Fonte: (PÉREZ E LURI, 2008)

Equação 5, para o Cálculo de S_D ,

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

Para $R_{\text{int}} < R_{\text{ext}}$ (5)

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

Para $R_{\text{int}} > R_{\text{ext}}$

Fonte: (PÉREZ E LURI, 2008)

A Equação 6 considera a Incompressibilidade Plástica:

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

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

(6)

Fonte: (PÉREZ E LURI, 2008)

Onde H é a altura do tarugo.

As cargas de prensagens P são determinadas pelo produto entre a pressão e área da seção transversal do tarugo na Equação 7,

$$P = pwL \tag{7}$$

Fonte: (AUTOR, 2013)

Com isso, o tempo total tT na região de deformação é determinado na Equação 8:

$$t_T = \frac{L}{V_o} \left\{ \frac{2}{\text{sen}\left(\frac{\Phi+\beta}{2}\right)} + (\pi - \Phi) \left[\frac{R_{int}}{L} + 1 - \left(\frac{\Phi+\beta}{2}\right) \text{tang}\left(\frac{\Phi}{2}\right) \right] \right\} \text{ Para } R_{int} < R_{ext} \quad (8)$$

$$t_T = \frac{L}{V_o} \left\{ \frac{2}{\text{sen}\left(\frac{\Phi-\beta}{2}\right)} + (\pi - \Phi) \left[\frac{R_{int}}{L} + 1 - \left(\frac{\Phi-\beta}{2}\right) \text{tang}\left(\frac{\Phi}{2}\right) \right] \right\} \text{ Para } R_{int} > R_{ext}$$

Fonte: (PÉREZ E LURI, 2008).

Na Equação 9, define-se a tensão de escoamento a partir da tensão média e associando-se a Lei de Peirce à parcela estática, definida por Hollomon:

$$\sigma_y = \sigma_m = \frac{1}{\bar{\epsilon}} \int_0^{\bar{\epsilon}} \left[K \bar{\epsilon}^n \left(1 + \frac{\bar{\epsilon}}{1} \right)^s \right] d\epsilon^p \quad (9)$$

Fonte: (MEDEIROS, 2008).

Onde I é o parâmetro de viscosidade do material é igual a 1.

A Equação 10 apresenta a influência do critério de escoamento, utilizado por Medeiros, 2008.

$$F(\sigma_{ij})_{\text{Mises}} = \sqrt{3}k \quad (10)$$

Fonte: (MEDEIROS, 2008).

A razão k/σ_y associado ao critério de Von Mises, aplicado ao cisalhamento puro, é apresentada na Equação 11:

$$(k/\sigma_{ij})_{\text{Mises}} = \frac{1}{\sqrt{3}} \cong 0,58 \quad (11)$$

Fonte: (DRUCKER, 1949)

Cálculo da Deformação Plástica Efetiva. Cisalhamento puro sobre 12, na Equação 12:

$$\bar{\varepsilon} = \frac{1}{\sqrt{3}}\gamma \rightarrow \varepsilon_1 = \varepsilon_2 = \frac{1}{2}\gamma; \varepsilon_3 = 0$$

$$\gamma = \frac{2ad\cotg\left(\frac{\Phi+\beta}{2}\right) + (\pi - \Phi)(R_1 - R_2)}{ad} \quad \text{para } R_2 < R_1 \quad (12)$$

$$\gamma = \frac{2ad\cotg\left(\frac{\Phi-\beta}{2}\right) + (\pi - \Phi)(R_1 - R_2)}{ad} \quad \text{para } R_2 > R_1$$

Fonte: (DRUCKER, 1949).

A Equação 13 apresenta Acoplamento termomecânico.

$$T_f = T_{ini} + \Delta T \quad (13)$$

Fonte: (AUTOR, 2014).

Onde: T_f é a temperatura final e T_{ini} é a temperatura inicial.

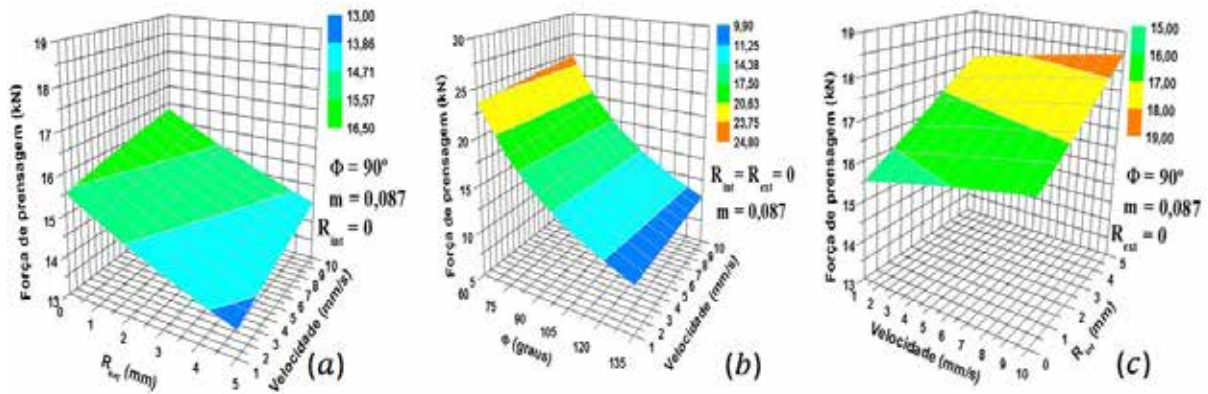
2.2 Material e Parâmetros

O Material utilizado para este trabalho foi a liga de Al 7050, com temperatura inicial de 300 °C, tanto ao tarugo quanto à matriz, $K=80,8$ e $n=0,1$ com velocidade inicial $V_0=1,0mm/s$ e raios de adoçamento externo variando de 0 a 5mm, α de 60° a 135° e, considerando atrito ideal, então $m = 0,087$. Foram avaliados os efeitos de α , raios de adoçamento e velocidade sobre a carga de prensagem, deformação plástica efetiva e temperatura final.

3 RESULTADOS E DISCUSSÕES

Na Figura 4 (a), pode-se afirmar que o aumento do R_{ext} conduz à diminuição da força de prensagem, bem como o aumento da velocidade de prensagem resulta no aumento da força de prensagem. A presença do R_{ext} no ferramental torna mais complexa a identificação e diferenciação do ponto máximo de força e o aumento da carga produz uma alta taxa de endurecimento; entre outras, o tarugo recebe uma força inicial referente à passagem entre os canais. Quando o tarugo chega à região de intersecção dos canais, o mesmo recebe uma força maior, como afirma Medeiros (2008). Na Figura 4 (b), ressalta-se que a igualdade dos $R_{ext} = R_{int} = 0$, contribuindo para o acréscimo da força. O aumento da velocidade ocasiona o aumento da força de prensagem, também, quanto maior a velocidade maior a força. Relacionando-se o α , quanto menor, maior a força de prensagem. Na Figura 4 (c), observa-se quanto menor R_{int} , menor a força, a deformação e maior R_{int} maior será a deformação. O aumento da velocidade provoca o aumento da força de prensagem, ou seja, menor velocidade será menor a deformação e maior velocidade maior será a deformação.

Figura 4 - Variação da velocidade, R_{int} , R_{ext} e ϕ sobre a força prensagem.

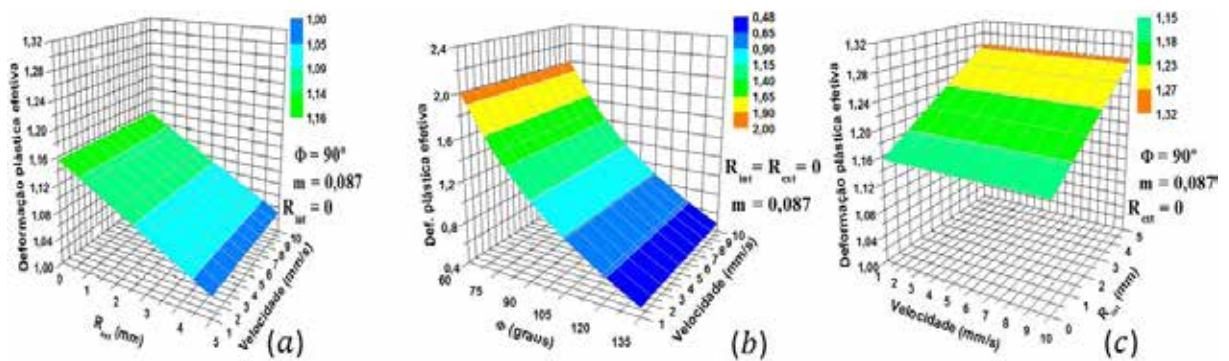


a) R_{ext} e velocidade sobre a força de prensagem; b) ϕ e velocidade sobre a força de prensagem e c) R_{int} e velocidade sobre força de prensagem.

Fonte: (AUTOR, 2014).

Verifica-se que, conforme a velocidade, há aumento na sua variação, originando o aumento da deformação efetiva, conforme CEPEDA (1996). Na Figura 5 (a), uma deformação efetiva constante para variação da velocidade é observada. E para variação do R_{ext} , observa-se queda da deformação e uma constante na deformação, em relação à velocidade. Na Figura 5 (b), quando se varia a velocidade, a deformação permanece constante, porém, com ϕ variando positivamente, observa-se uma queda da deformação. Na Figura 5 (c), variando ao raio interno, observa-se uma variação crescente da deformação efetiva. A velocidade, sofrendo uma variação, a deformação permanece sem variação, mantendo-se constante.

Figura 5 - Variação da velocidade, R_{int} , R_{ext} e ϕ sobre a deformação plástica efetiva.



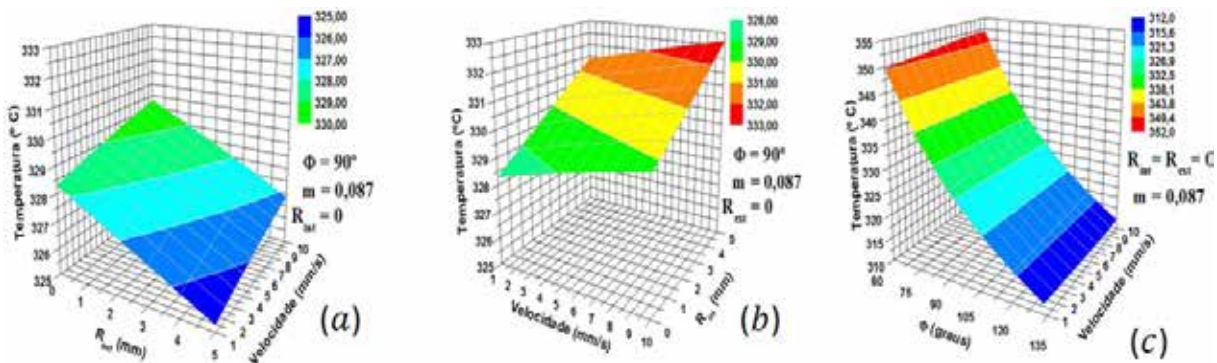
a) R_{ext} e velocidade; b) ϕ e velocidade sobre deformação plástica efetiva e c) R_{int} e velocidade sobre deformação plástica efetiva.

Fonte: (AUTOR, 2014).

Na Figura 6 (a), aumentando-se a velocidade, observa-se o aumento da temperatura e, com aumento do R_{int} , observa-se uma queda da temperatura. Na Figura 6 (b), aumentando-se o R_{ext} e a

velocidade, aumenta-se a temperatura, como já observado (NISHIDA, 2002). Enfim, na Figura 6 (c), com o aumento do ϕ , há uma redução da temperatura. Com aumento da velocidade, uma variação positiva da velocidade também é observada.

Figura 6 - Variação da velocidade, R_{int} , R_{ext} e ϕ sobre a temperatura.



a) R_{ext} e velocidade sobre a temperatura; b) R_{int} e velocidade sobre a temperatura e c) ϕ e velocidade sobre a temperatura.

Fonte: (AUTOR, 2014).

4 CONCLUSÕES

A partir das análises realizadas, há de se registrar algumas considerações:

O modelo desenvolvido, através do método do limite superior, prevê a carga de prensagem, deformação plástica efetiva e temperatura final. Entretanto, a partir de temperatura inicial, os resultados da técnica PCEA podem ser considerados como um modelo rígido (rigoroso), ao se considerar as ações de dissipação de energia e os efeitos da tribologia, a geometria da matriz e encruamento do material.

Ao que se refere às ações dos raios de adoçamento, os resultados mais satisfatórios são a partir dos raios de adoçamento internos, tendendo a zero, apresentando baixa carga de prensagem, baixo nível de deformação plástica efetiva e baixa temperatura.

Ao aumentar o raio de adoçamento externo, apresentam-se baixos valores nas deformações plásticas efetivas, a partir de um menor ou decréscimo na carga de prensagem e menor temperatura. Ressalta-se que as diferentes geometrias servem para corrigir as desvantagens apresentadas, a partir do aumento da carga de prensagem.

Variando-se o valor do ϕ , quanto menor valor, maior será o nível de deformação plástica efetiva e maior será a força de prensagem a ser aplicada à extrusão/deformação do material.

REFERÊNCIAS

- CEPEDA-JIEMENEZ, C. M., GARCIA-INFANTA, J. M., RUANO, O. A., CARREÑO, **High strain rate superplasticity at intermediate temperatures of the Aluminum**, Comissão Técnica da Associação Brasileira do Alumínio, Guia Técnico do Alumínio - Tratamento de Superfície, p. 179, 1996.
- DRUCKER, D.C. **Relation of experiments to mathematical theories of plasticity**. Journal of Applied Mechanics, v. 16, p.349-354, 1949.
- FREITAS DA SILVA, F. R. **Caracterização Microestrutural e Verificação Experimental da Simulação Computacional das Rotas A e C do Processo ECAP do Aço IF**. Dissertação de Mestrado apresentada na Universidade Federal Fluminense, Pólo Universitario de Volta Redonda, Escola de Engenharia Industrial Metalúrgica de Volta redonda, p. 1-73, 2008.
- MEDEIROS, N., **Análises teórica e numérica do processo de prensagem em canais equiangulares**, Tese de Doutorado Apresentada na Universidade Federal Fluminense, Pólo Universitario de Volta Redonda, Escola de Engenharia Industrial Metalúrgica de Volta redonda, p. 1-258, 2008.
- NISHIDA, Y., ANDO, T., NAGASE, M., LIM, S., SHIGEMATSU, I., WATAZU, A., **Billet temperature during equal-channel angular pressing**, Scripta Materialia 46, p. 211-216, 2002.
- 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, p. 205-215, 2004.
- 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. 617-628, 2008.