

MÉTODOS DE IMPLANTAÇÃO COMPUTACIONAL PARA MODELOS DE ENCRUAMENTO APLICADOS A SIMULAÇÃO POR ELEMENTOS FINITOS DA TÉCNICA ECEA¹

Renata Garcez²
Luciano Pessanha Moreira³

Resumo

A técnica ECEA (Extrusão em Canais Equiangulares) é um processo de produção de materiais ultrafinos que consiste na extrusão de um tarugo por uma matriz, formada por dois canais que formam entre si um ângulo Φ , geralmente 90° . A deformação imposta é de cisalhamento simples e a seção transversal do tarugo praticamente não sofre alteração. A grande maioria dos trabalhos adota uma abordagem macroscópica do comportamento mecânico do tarugo. Neste trabalho foi adotado um modelo mesoscópico de encruamento baseado na evolução da densidade de discordâncias, sendo implantado no programa de elementos finitos ABAQUS para o caso do estado plano de deformação adotando os métodos explícito e implícito de integração. Dados experimentais obtidos da literatura para o ensaio de tração do cobre puro foram empregados para validar os métodos de implantação computacional. Foram ainda realizadas comparações entre as previsões obtidas a partir das técnicas implícita e explícita de integração.

Palavras-chave: Extrusão em canais equiangulares; Método de elementos finitos, Densidade de discordâncias.

COMPUTACIONAL METHODS FOR DEPLOYMENT OF WORK-HARDENING MODELS APPLIED FOR SIMULATION OF FINITE ELEMENT OF TECHNIQUE ECAE

Abstract

The technique ECAE (Equal channel angular extrusion) is a process of producing ultra fined materials by means of the extrusion of a billet through a die formed by two channels with an angle Φ , usually 90° . The imposed deformation is simple shear and the cross section of the billet is unchanged. The majority of work adopt an macroscopic work-hardening laws, in this work a model based on mesoscopic hardening evolution of dislocation density were adopted. These models were implemented in the ABAQUS finite element program for the case of plane strain state by adopting the explicit and implicit methods of integration. Experimental data reported in the literature for the uniaxial tensile test of a pure copper were first used to validate the implementation methods proposed. Comparisons between the numerical predictions obtained from the implicit and explicit integration techniques were also performed.

Key words: Equal channel angular extrusion; Finite Element method; Dislocation density.

¹ Contribuição técnica ao 47º Seminário de Laminação – Processos e Produtos Laminados e Revestidos, 26 a 29 de outubro de 2010, Belo Horizonte, MG.

² Eng. Metalúrgico, Doutoranda, Universidade Federal Fluminense, garcez@metal.eeimvr.uff.br

³ Eng. Mecânico, D.Sc., Prof. Adjunto, Universidade Federal Fluminense, luciano.moreira@metal.eeimvr.uff.br

1 INTRODUÇÃO

A técnica de Extrusão em Canais Equiangulares (ECEA), proposta originalmente por Segal, Reznikov e Drobyshevkiy,⁽¹⁾ é uma das técnicas mais bem sucedidas de deformação plástica severa. Esta consiste em processar um tarugo pela parte superior para dentro de uma matriz composta por dois canais com idênticas seções transversais que formam entre si um ângulo Φ , geralmente 90° , conforme Figura 1. A deformação ocorre principalmente por cisalhamento simples e se localiza nos planos transversais dos canais.⁽²⁾ Ainda, a seção transversal do tarugo praticamente não sofre alteração e este processo ocorre em condições muito próximas do estado plano de deformação.

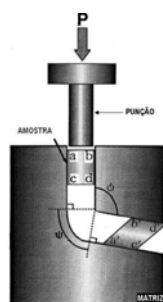


Figura 1. Esquema do processo PCEA.⁽²⁾

Uma das grandes dificuldades no estudo do encruamento é determinar como densidade e distribuição de discordâncias variam com o processo de deformação. Neste sentido, muitas teorias têm sido propostas para descrever o fenômeno de encruamento em escala mesoscópica, como os modelos de Kocks,⁽³⁾ Kocks-Mecking⁽⁴⁾ e Estrin-Mecking.⁽⁵⁾ Estes modelos descrevem a evolução da densidade de discordâncias durante o processamento, as tensões e deformações efetivas resultantes e ainda a cinética da estrutura como uma competição entre os processos de armazenagem (encruamento) e aniquilamento (recuperação) de discordâncias. No presente trabalho foram realizadas simulações computacionais utilizando o método dos elementos finitos para o processamento via ECEA de modelos de encruamento baseados na densidade de discordâncias. As simulações foram realizadas para o estado plano de deformações com o programa comercial ABAQUS com auxílio de sub-rotinas abertas ao usuário programadas em linguagem Fortran. As simulações destes modelos prevêem o comportamento de metais utilizando o critério de plasticidade de Drucker⁽⁶⁾ para materiais com estrutura cúbica de corpo centrado CFC. Dados experimentais obtidos junto à literatura para o ensaio de tração uniaxial do cobre puro foram adotados para validar os métodos de implantação propostos. Em seguida, a sub-rotina UMAT foi validada comparando seus resultados com os obtidos pelo uso do programa ABAQUS. As previsões numéricas dos valores médios da densidade de discordâncias e deformação plástica efetiva resultantes de um único passe de extrusão utilizando o método implícito de integração foram comparadas com os valores medidos experimentalmente por Torre et al.⁽⁷⁾ para o cobre puro. Por fim, foi realizada a comparação entre o método implícito e explícito de integração.

2 METODOLOGIA

2.1 Equações Constitutivas para Pequenas Deformações

As equações constitutivas para pequenas deformações são apresentadas abaixo para a hipótese de elasticidade linear isotrópica com a teoria do escoamento plástico e em conjunto com encruamento isotrópico, considerando a decomposição aditiva na forma incremental do tensor de deformação total, ou seja:

$$\Delta \varepsilon_{ij} = \Delta \varepsilon_{ij}^e + \Delta \varepsilon_{ij}^{vp} \quad (1)$$

onde $\Delta \varepsilon_{ij}^e$ representa o tensor de deformação elástica e $\Delta \varepsilon_{ij}^{vp}$ o tensor de deformação elastoviscoplasticidade. O comportamento elástico é descrito pela lei generalizada de Hooke definida por:

$$\Delta \sigma_{ij} = C_{ijkl}^e \Delta \varepsilon_{kl}^e \quad (2)$$

sendo C_{ijkl}^e o tensor de 4º ordem que define a rigidez elástica sendo expresso por:

$$C_{ijkl}^e = G(\delta_{ik}\delta_{jl} + \delta_{il}\delta_{jk} + \frac{2\nu}{1-2\nu}\delta_{ij}\delta_{kl}) \quad (3)$$

onde G é o módulo de cisalhamento e ν o coeficiente de Poisson.

Segundo a teoria associada de escoamento plástico, as componentes de deformações viscoplásticas são definidas por:

$$\Delta \varepsilon_{ij}^{vp} = \Delta \bar{\varepsilon} \frac{\partial f(\sigma_{ij})}{\partial \sigma_{ij}} \quad (4)$$

onde $\Delta \bar{\varepsilon}$ é o incremento de deformação efetiva viscoplástica. Na Eq.(4), f é a função de escoamento para a hipótese de um encruamento isotrópico e é dependente das componentes de tensão, sendo definida por:

$$f = F(\sigma_{ij}) - \bar{\sigma}(\bar{\varepsilon}, \dot{\bar{\varepsilon}}) = 0 \quad (5)$$

na qual $F(\sigma_{ij})$ é uma função de tensão homogênea de 1º grau e está relacionada à forma da superfície de escoamento, ao passo que $\bar{\sigma}$ é uma medida escalar da tensão efetiva relacionada com o encruamento e define o tamanho da superfície. Neste trabalho foi adotado o critério isotrópico de Drucker⁽⁶⁾ para reproduzir as superfícies de escoamento de metais CCC e CFC. A Eq. (6) descreve a função de escoamento do critério de plasticidade de Drucker:

$$F(J_2, J_3) = (3J_2)^{1/2} \left[1 - c(J_3^2/J_2^3) \right]^{1/6} = \bar{\sigma} \quad (6)$$

onde c é um parâmetro material e J_2 e J_3 são o segundo e terceiro invariantes do tensor de tensões desviadoras, respectivamente.

A completa descrição da elastoplasticidade inclui a evolução do encruamento do material. No caso geral, o comportamento plástico do material pode ser definido por uma lei viscoplástica do tipo:

$$\bar{\sigma} = g(\bar{\varepsilon}) \left(\frac{\dot{\bar{\varepsilon}}}{\dot{\bar{\varepsilon}}_0} \right)^m \quad (7)$$

onde m é o expoente de sensibilidade à taxa de deformação, $g(\bar{\varepsilon})$ é o termo que descreve o encruamento ao passo que $\dot{\bar{\varepsilon}}_0$ denota um valor de referência da taxa de deformação. A descrição do comportamento elastoviscoplástico é dada por:

$$\Delta \bar{\sigma} = \left. \frac{\partial \bar{\sigma}}{\partial \bar{\varepsilon}} \right|_{\dot{\bar{\varepsilon}}} \Delta \bar{\varepsilon} + \left. \frac{\partial \bar{\sigma}}{\partial \dot{\bar{\varepsilon}}} \right|_{\bar{\varepsilon}} \Delta \dot{\bar{\varepsilon}} \quad (8)$$

2.2 Equações Constitutivas do Modelo de Densidade de Discordâncias

2.2.1 Método explícito

A tensão de escoamento, $\hat{\sigma}$, definida para uma dada densidade de discordâncias medida em condições de referência, pode ser definida como:

$$\hat{\sigma} = M \alpha G b \sqrt{\rho} \quad (9)$$

onde, b é o vetor de Burgers, α é uma constante, G o módulo de cisalhamento, M é chamado de fator de Taylor. Kocks⁽³⁾ e Mecking e Kocks⁽⁴⁾ propõem que a evolução da densidade de discordâncias com a deformação efetiva seja descrita por:

$$\frac{d\rho}{d\bar{\varepsilon}} = M [k_1 \rho^{1/2} - k_2 \rho] \quad (10)$$

onde o parâmetro k_1 está associado ao armazenamento atérmico das discordâncias em movimento. Já o parâmetro k_2 relaciona-se com a recuperação dinâmica. Primeiro, é possível obter a taxa de encruamento a partir das Eqs. (9) e (10):

$$\frac{d\hat{\sigma}}{d\bar{\varepsilon}} = \frac{M \alpha G b}{2\sqrt{\rho}} \left[M k_1 \sqrt{\rho} - M k_2 \rho \right] \quad (11)$$

Torre et al.⁽⁷⁾ obteve experimentalmente o valor de Θ_0 , taxa de encruamento inicial e $\hat{\sigma}_s$, tensão de escoamento de saturação. Logo, os parâmetros k_1 e k_2 , podem ser obtidos por:

$$k_1 = \frac{2\Theta_0}{M^2 \alpha G b} \quad \text{e} \quad k_2 = \frac{M \alpha G b k_1}{\hat{\sigma}_s} \quad (12)$$

A tensão efetiva de escoamento pode ser definida em função da temperatura, taxa de deformação e encruamento por:

$$d\bar{\sigma} = \left. \frac{\partial \bar{\sigma}}{\partial (\ln \dot{\bar{\varepsilon}})} \right|_{\hat{\sigma}, T} d(\ln \dot{\bar{\varepsilon}}) + \left. \frac{\partial \bar{\sigma}}{\partial \hat{\sigma}} \right|_{\dot{\bar{\varepsilon}}, T} d\hat{\sigma} \quad (13)$$

Assumindo um carregamento com $\dot{\bar{\varepsilon}} = \text{constante}$, é possível estabelecer uma lei de potência viscoplástica para a tensão de saturação mesoscópica:

$$\hat{\sigma}_s = \hat{\sigma}_{s0} \left(\frac{\dot{\bar{\varepsilon}}}{\dot{\bar{\varepsilon}}_0} \right)^{1/n} \quad (14)$$

onde $\hat{\sigma}_{s0}$ é o valor de tensão de saturação associado ao estado de referência $\dot{\bar{\varepsilon}}_0$.
 Finalmente, obtemos a conhecida lei de Voce dada por:

$$\bar{\sigma} = \bar{\sigma}_s + (\bar{\sigma}_0 - \bar{\sigma}_s) \exp \left[\frac{-(\bar{\varepsilon} - \bar{\varepsilon}_0)}{\bar{\varepsilon}_r} \right] \quad (15)$$

onde $\bar{\varepsilon}_0$ e $\bar{\sigma}_0$ são medidas correspondentes ao limite do escoamento ao passo que $\bar{\varepsilon}_r$ denota uma medida de deformação de relaxação definida por:

$$\bar{\varepsilon}_r = \frac{\bar{\sigma}_s}{\Theta_0} \left(\frac{\dot{\bar{\varepsilon}}}{\dot{\bar{\varepsilon}}_0} \right)^{-1/m} \quad (16)$$

2.2.2 Método implícito

Para análise numérica utilizando o método de integração implícito, é necessário primeiramente determinar as correções plásticas:

$$H(\bar{\sigma}) = \frac{\delta \bar{\sigma}}{\delta \bar{\varepsilon}} = \frac{\delta \bar{\sigma}_s}{\delta \dot{\bar{\varepsilon}}} \frac{\delta \dot{\bar{\varepsilon}}}{\delta \bar{\varepsilon}} + \frac{\delta}{\delta \bar{\varepsilon}} (\bar{\sigma}_0 - \bar{\sigma}_s) \exp \left[-\frac{(\bar{\varepsilon} - \bar{\varepsilon}_0)}{\bar{\varepsilon}_r} \right] + (\bar{\sigma}_0 - \bar{\sigma}_s) \exp \left[-\frac{(\bar{\varepsilon} - \bar{\varepsilon}_0)}{\bar{\varepsilon}_r} \right] \frac{\delta}{\delta \bar{\varepsilon}} \left[-\frac{(\bar{\varepsilon} - \bar{\varepsilon}_0)}{\bar{\varepsilon}_r} \right] \quad (17)$$

Sabendo que:

$$\frac{\bar{\sigma}_0 - \bar{\sigma}}{\bar{\sigma}_0 - \bar{\sigma}_s} = 1 - \exp \left[-\frac{(\bar{\varepsilon} - \bar{\varepsilon}_0)}{\bar{\varepsilon}_r} \right] \quad (18)$$

Portanto,

$$H(\bar{\sigma}) = \left(\frac{\dot{\bar{\varepsilon}}}{\dot{\bar{\varepsilon}}_0} \right)^{1/m} \left(\frac{M\alpha G b}{2\sqrt{\rho}} \right) \frac{d\rho}{d\bar{\varepsilon}} - \left[\frac{\bar{\sigma}_0 - \bar{\sigma}}{\bar{\sigma}_0 - \bar{\sigma}_s} \right] + \left(\frac{\bar{\sigma}_s - \bar{\sigma}}{\bar{\varepsilon}_r} \right) \quad (19)$$

2.3 Implantação Computacional

O procedimento de integração geral é baseado no algoritmo de previsão elástica-correção plástica ou método do retorno normal. Primeiro, calculam-se as

componentes de tensão de teste a partir de uma previsão elástica proveniente da lei generalizada de Hooke,

$$\sigma_{ij}^{\text{teste}} = \sigma_{ij}^t + C_{ijkl}^e \Delta \varepsilon_{kl} \quad (20)$$

Em seguida, deve-se verificar se houve ou não escoamento elastoviscoplastico. No caso afirmativo deve-se aplicar a correção plástica. Se $f < 0$ o material está no regime elástico e $\Delta \bar{\varepsilon} = 0$. Porém, se $f \geq 0$ o material está no regime elastoviscoplastico, ou seja, para o material escoar plasticamente a seguinte condição deve ser satisfeita:

$$f(\sigma_{ij}^{\text{teste}}, \bar{\varepsilon}^t, \dot{\bar{\varepsilon}}^t) = F(\sigma_{ij}^{\text{teste}}) - \bar{\sigma}(\bar{\varepsilon}^t, \dot{\bar{\varepsilon}}^t) \geq 0 \quad (21)$$

2.3.1 Método explícito

O método explícito usa uma formulação dinâmica por elementos finitos que é condicionalmente estável. Ele determina a solução sem iterações, apenas por progresso explícito do estado cinemático do incremento previsto:

$$C_{ijkl}^e \Delta \varepsilon_{kl} = \lambda \Delta \varepsilon_{kk} \delta_{ij} + 2G \Delta \varepsilon_{ij} \quad (22)$$

Combinando as Eqs. (20) e (22), tem-se que:

$$\sigma_{ij}^{\text{teste}} = \sigma_{ij}^t + \lambda \Delta \varepsilon_{kk} \delta_{ij} + 2\mu \Delta \varepsilon_{ij} \quad (23)$$

Sendo μ igual G , módulo de cisalhamento, por condições de simetria de C_{ijkl}^e , onde λ e μ são os coeficientes de Lamè, e δ_{ij} o operador linear delta de Kronecker ($\delta_{ij} = 1$ se $i = j$ e $\delta_{ij} = 0 \quad \forall i \neq j$).

As componentes de tensão em $t + \Delta t$, fim do incremento de tempo, são:

$$\sigma_{ij}^{t+\Delta t} = \sigma_{ij}^{\text{teste}} - 2G \Delta \varepsilon_{ij}^{vp} \quad (24)$$

A solução do problema depende agora da determinação do incremento de deformação efetiva, introduzindo a Eq. (4) em (24) tem se que:

$$\sigma_{ij}^{t+\Delta t} = \sigma_{ij}^{\text{teste}} - 2G \Delta \bar{\varepsilon} F_{,ij} \quad (25)$$

onde adotou-se a seguinte notação $F_{,ij} = \frac{\partial f}{\partial \sigma_{ij}}$.

O incremento de deformação efetiva pode ser determinado a partir da equivalência do trabalho plástico. Neste caso, este princípio é aplicado às grandezas calculadas no fim do incremento de tempo, ou seja:

$$\sigma_{ij}^{t+\Delta t} \Delta \varepsilon_{ij}^{vp} = \bar{\sigma}^{t+\Delta t} \Delta \bar{\varepsilon} \quad (26)$$

Ainda, substituindo na Eq.(26) a definição das componentes de deformação viscoplásticas, Eq.(4), tem-se:

$$\sigma_{ij}^{t+\Delta t} F_{,ij} = \bar{\sigma}^{t+\Delta t} \quad (27)$$

onde as derivadas parciais da função de escoamento são definidas para o estado de tensões de teste. O termo da tensão efetiva é definido a partir da Eq.(4.9) por:

$$\bar{\sigma}^{t+\Delta t} = \bar{\sigma}^t + \left. \frac{\partial \bar{\sigma}}{\partial \bar{\varepsilon}} \right|_{\dot{\bar{\varepsilon}}} \Delta \bar{\varepsilon} + \left. \frac{\partial \bar{\sigma}}{\partial \dot{\bar{\varepsilon}}} \right|_{\bar{\varepsilon}} \Delta \dot{\bar{\varepsilon}} \quad (28)$$

O incremento da taxa de deformação efetiva é definido a partir de uma interpolação avante, onde:

$$\Delta \bar{\varepsilon} = \dot{\bar{\varepsilon}}^{t+\Delta t} - \dot{\bar{\varepsilon}}^t = \frac{\Delta \bar{\varepsilon}}{\Delta t} - \dot{\bar{\varepsilon}}^t \quad (29)$$

Retornando com as Eqs.(28) e (29) na Eq.(27) e em seguida, substituindo na as componentes de tensão corrigidas pela Eq.(25), tem-se que:

$$\left(\sigma_{ij} F_{,ij} \right)^{\text{teste}} \left[1 - \frac{2G \Delta \bar{\varepsilon} (F_{,ij} F_{,ij})^{\text{teste}}}{\left(\sigma_{ij} F_{,ij} \right)^{\text{teste}}} \right] = \bar{\sigma}^t + \left. \frac{\partial \bar{\sigma}}{\partial \bar{\varepsilon}} \right|_{\dot{\bar{\varepsilon}}} \Delta \bar{\varepsilon} + \left. \frac{\partial \bar{\sigma}}{\partial \dot{\bar{\varepsilon}}} \right|_{\bar{\varepsilon}} \left[\frac{\Delta \bar{\varepsilon}}{\Delta t} - \dot{\bar{\varepsilon}}^t \right] \quad (30)$$

ou a função não-linear $f(\Delta \bar{\varepsilon}) = 0$, cujo zero fornece a solução para o incremento de deformação efetiva. Nesta etapa aplica-se o método da bissecção para encontrar os zeros da função, cujos limites se encontram entre 0 e um valor máximo definido por:

$$\Delta \bar{\varepsilon}_{\text{máx}} = \frac{\left(\sigma_{ij} F_{,ij} \right)^{\text{teste}}}{2G(F_{,ij} F_{,ij})^{\text{teste}}} \quad (31)$$

2.3.2 Método implícito

O método de integração utilizado na solução implícita é baseado no esquema implícito de Euler. A lei de encruamento descrita na Eq. (7) fornece uma relação entre tensão e deformação plástica equivalente, sendo $H(\bar{\sigma})$ a taxa de encruamento:

$$c(\Delta \bar{\sigma}) = H(\bar{\sigma}) c(\Delta \bar{\varepsilon}) + \Delta \bar{\varepsilon} \frac{\partial H(\bar{\sigma})}{\partial \bar{\sigma}} c(\bar{\sigma}) \quad (32)$$

$$\hat{H}(\bar{\sigma}) = H(\bar{\sigma}) \left/ \left[1 - \frac{\partial H(\bar{\sigma})}{\partial \bar{\sigma}} \Delta \bar{\varepsilon} \right] \right. \quad (33)$$

A lei associada de escoamento plástico, vide Eq. 4.5, fornece igualmente um lugar às correções até a obtenção da solução:

$$c(\Delta \varepsilon_{ij}^p) - F_{,ij} c(\Delta \bar{\varepsilon}) - \Delta \bar{\varepsilon}^p F_{,ijkl} c(\Delta \sigma_{kl}) = F_{,ij} \Delta \bar{\varepsilon} - \Delta \varepsilon_{ij}^p \quad (34)$$

onde $F_{,ijkl} = \partial^2 F(\sigma_{ij}) / \partial \sigma_{ij} \partial \sigma_{kl}$.

Eliminamos o termo $c(\Delta \bar{\sigma})$ e obtemos um valor para o termo $c(\Delta \bar{\epsilon})$, onde:

$$c(\Delta \bar{\epsilon}) = \frac{F_{,ij} c(\Delta \sigma_{ij}) + f(\sigma_{ij})}{\hat{H}(\bar{\sigma})} \quad (35)$$

O cálculo do módulo tangente elasto-plástico consistente é feito a partir da decomposição aditiva do tensor de deformações, ou seja:

$$\frac{\partial \Delta \sigma_{ij}}{\partial \Delta \epsilon_{kl}} = [S_{ijkl}^{ep}]^{-1} = J_{ijkl}^{t+\Delta t} = [F_{,ij} F_{,kl} / H(\bar{\sigma}) + \Delta \bar{\epsilon} F_{,ijkl} + S_{ijkl}^e]^{-1} \quad (36)$$

2.4 Modelo Numérico

Os estudos da técnica ECEA foram realizados considerando temperatura ambiente e o aquecimento devido aos trabalhos de deformação plástica e atrito entre a amostra e matriz foi desprezado. Para o tarugo foi considerado uma seção quadrada de 19,95 mm e altura 80 mm, e os canais uma seção quadrada de 20 mm. O ferramental matriz-punção foi considerado rígido e descrito por meio de superfícies analíticas. No tarugo foram adotados 10.000 elementos de deformação plana, CPE4R com integração reduzida. Para o modelo de Kocks⁽³⁾ e Mecking e Kocks⁽⁴⁾ o deslocamento do punção é de 60 mm. 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 de 2480 para o modelo de Kocks⁽³⁾ e Mecking e Kocks⁽⁴⁾ conforme apresentado na Figura 2. O comportamento do atrito entre o ferramental e o tarugo foi descrito por meio da lei de Coulomb adotando-se o valor do coeficiente de atrito estático $\mu = 0,08$ em todas as superfícies. Observe o uso de um punção lateral para aplicação de uma contrapressão. A Tabela 1 fornece os parâmetros do modelo de Kocks-Mecking.⁽⁴⁾

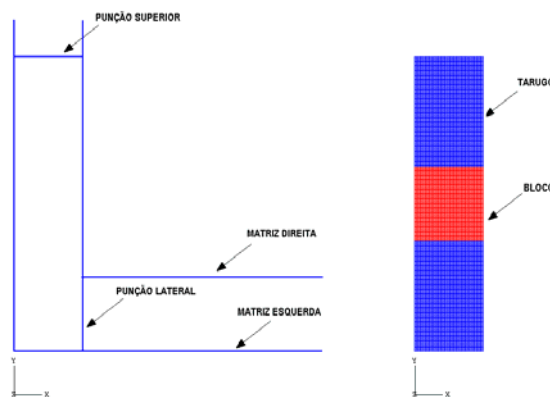


Figura 2 - Esquema do modelo de elementos finitos da técnica ECEA.

Tabela 1. Parâmetros do modelo de densidade de discordâncias de Kocks⁽³⁾ - Mecking e Kocks⁽⁴⁾ obtidos por Torre et al.⁽⁷⁾

k_1 (mm ⁻¹)	k_2	α	b (mm)	ρ_0 (mm ⁻²)	M	M	$\dot{\epsilon}_o$ (s ⁻¹)	G (MPa)	ν	Contra Pressão (MPa)
$8,32 \times 10^7$	4,777	0,33	$2,56 \times 10^{-7}$	$2,90 \times 10^7$	3,06	500	1	48,3	0,343	25

3 RESULTADOS E DISCUSSÕES

O problema do ensaio de tração uniaxial foi aproximado adotando-se a solução correspondente a um elemento sólido com um único ponto de integração de Gauss, elemento C3D8R de acordo com a terminologia do ABAQUS. A Figura 3 apresenta respectivamente as evoluções da deformação efetiva e da densidade de discordâncias em função do tempo empregando o método explícito e o implícito.

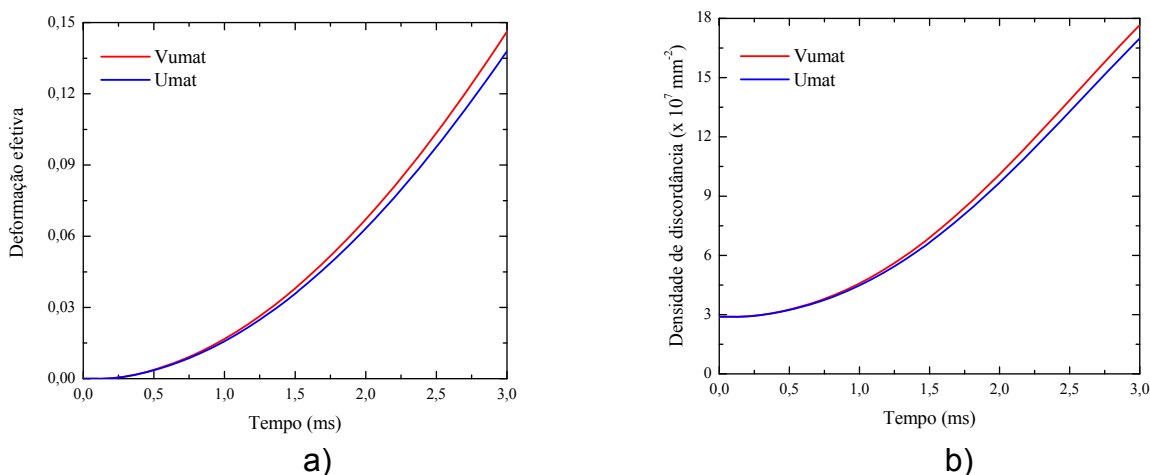


Figura 3 – a) Evolução da deformação plástica efetiva; b) Evolução da densidade de discordâncias.

Pode-se observar que nos dois casos é obedecida uma relação parabólica. A Figura 4 compara a curva tensão normal - deformação total em tração uniaxial prevista pelo modelo de elementos finitos com os resultados experimentais obtidos para o cobre puro por Torre et al.⁽⁷⁾

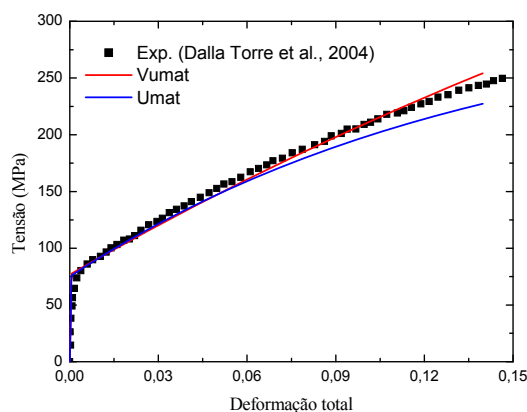


Figura 4 - Curvas tensão/deformação total utilizando o método explícito e implícito com os valores experimentais do cobre puro por Torre et al.⁽⁷⁾

Para fins de validação da aplicação das subrotinas foram realizadas simulações da técnica ECAE, empregando somente o método implícito de

integração, pois as condições de carregamento deste processo acontecem no regime quase-estático. É importante salientar que o método de integração explícito é condicionado a pequenos incrementos de tempo (na ordem de 10^{-8}), o que fornece um tempo computacional muito grande. Além do mais o modelo de Kocks⁽³⁾ - Mecking e Kocks⁽⁴⁾ inclui o efeito da taxa de deformação, sendo assim qualquer alteração na velocidade do punção ou densidade do tarugo acarreta problemas das forças de inércia. O programa ABAQUS utiliza o critério de plasticidade de von Mises, logo, nas simulações da subrotina UMAT foi necessário adotar o valor do parâmetro c do critério de Drucker igual a zero, pois desta forma o critério de Drucker reproduz o critério de von Mises. Pelas simulações foi possível concluir que a subrotina UMAT tem custo computacional mais alto, porém com número de incrementos um pouco maior e, portanto, a implantação da subrotina pelo método implícito é consistente.

A Figura 5 apresenta a comparação entre as previsões de carga e das deformações efetivas obtidas pelo método implícito empregando a subrotina aberta ao usuário UMAT com aquelas obtidas pelo código Abaqus. Os valores apresentam excelente concordância.

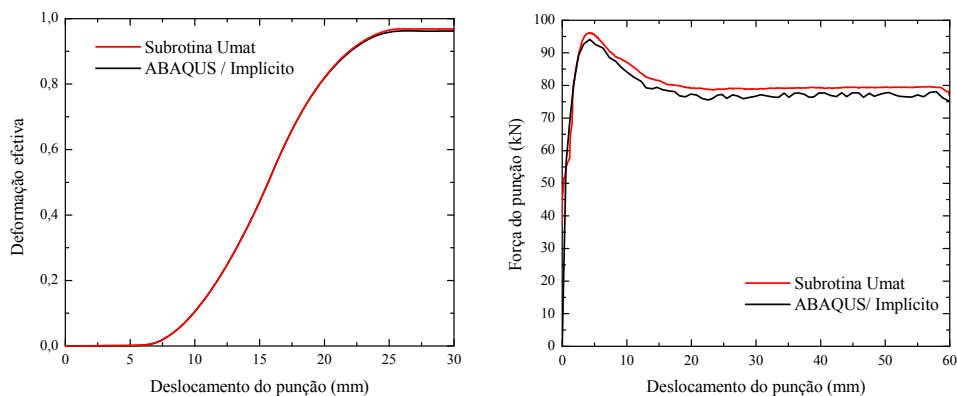


Figura 5 – Força de extrusão e deformação efetiva em função do deslocamento do punção. Comparação entre resultados subrotina UMAT e ABAQUS/ Implícito.

Após a validação do método de elementos finitos empregando o modelo de densidade de discordâncias de Kocks⁽³⁾ - Mecking e Kocks,⁽⁴⁾ foi possível realizar a simulação numérica da ECEA considerando-se um único passe e com uma pressão a ré equivalente a 25 MPa empregando a subrotina UMAT (método implícito). A Figura 6 apresenta isovalores de deformações plásticas efetivas resultantes. Um comportamento comum observado foi o aparecimento de uma zona uniforme de deformações plásticas efetivas, delineada nesta figura por um retângulo tracejado.

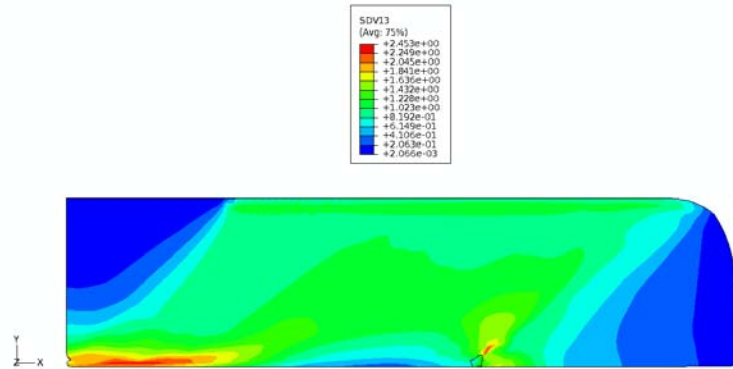


Figura 6 - Distribuição da deformação plástica efetiva obtida após um único passe.

A evolução dos valores médios da deformação plástica efetiva em função do deslocamento do punção e da densidade de discordâncias são apresentadas na Figura 7. Estes valores foram obtidos a partir do bloco mostrado na Figura 2. A deformação plástica efetiva acumulada após um único passe na técnica ECEA atinge um valor aproximado de 1,15 em concordância com previsões teóricas. Um valor próximo a $3 \times 10^8 \text{ mm}^{-1}$ é obtido para a densidade de discordâncias após o primeiro passe, o qual pode ser considerado como um valor médio da densidade total de discordâncias. Torre et al.⁽⁷⁾ adotaram técnicas de microscopia eletrônica de transmissão para medir os valores da densidade de discordâncias em função do número de passes., encontrando o valor de $1,9 \times 10^8 \text{ mm}^{-1}$, mas com um desvio $\pm 0,9$ para o primeiro passe.

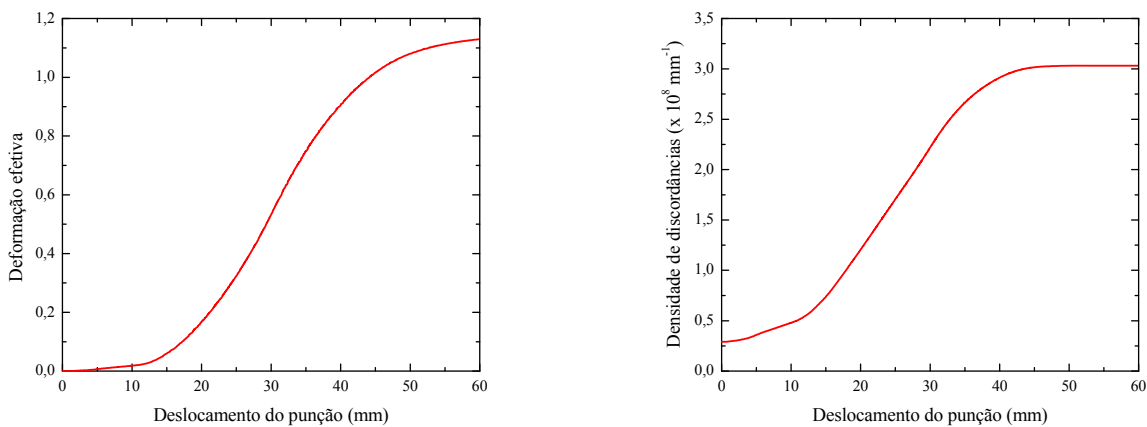


Figura 7 – a) Previsão da deformação plástica efetiva em função do deslocamento do punção; b) Previsão da densidade de discordâncias em função do deslocamento do punção.

As previsões de força e deslocamento do punção apresentadas na Figura 8 estão de acordo com o enunciado na literatura.⁽⁸⁾ 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 posições distintas. Primeiro, entre o início da passagem da porção frontal do tarugo pela zona de deformação até atingir um valor máximo. Ademais, ocorre a formação do defeito na aresta inferior do tarugo. Em seguida, ocorre um decréscimo devido ao contato total entre a parte frontal do tarugo e o canal de saída da matriz, e até mesmo devido à diminuição do volume deformável no interior do tarugo. Então, a parte final do tarugo experimenta o cisalhamento simples ao atravessar a zona de deformação, causando

um pequeno aumento da carga.

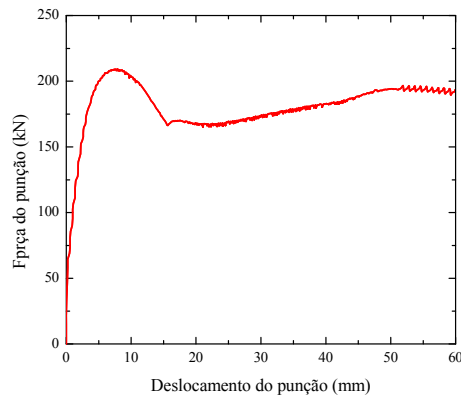


Figura 8– Força de extrusão em função do deslocamento do punção.

A fim de se comparar os métodos explícitos e implícitos empregou-se a geometria de Torre et al.⁽⁷⁾ O coeficiente de atrito adotado foi igual a zero e a contra-pressão considerada foi de 25 MPa. A Figura 9 apresenta as previsões. Observa-se que a previsão de carga do método explícito foi maior que a obtida pelo método implícito. O método explícito não é apropriado para resolução de problemas quase-estáticos, como é o caso do ECAE. Logo, foi necessário nas simulações do método explícito aumentar a velocidade de carregamento, acarretando deste modo uma redução no tempo de processamento, porém mesmo assim, este tempo é muito superior ao tempo de processamento do método implícito. A taxa de deformação da técnica evidencia o efeito do aumento da velocidade, causando diferença entre os resultados do método explícito e do implícito. Para a deformação plástica, observa-se que durante todo o percurso do punção os valores obtidos pelo método explícito foram superiores aos obtidos pelo método implícito.

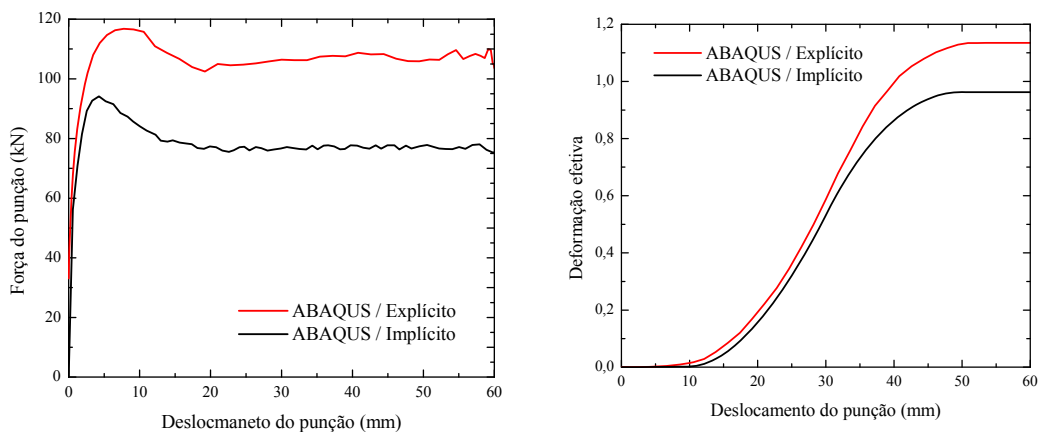


Figura 9 – Força e deformação efetiva em função do deslocamento.

4 CONCLUSÕES

O método de integração explícito é condicionado a pequenos incrementos de tempo, o que forneceu elevados tempos computacionais comparado ao método de integração implícito. Logo, o método implícito de integração é mais aconselhável para simulação do ECEA. A simulação numérica da técnica ECEA empregando a

subrotina UMAT (método implícito) adotando o modelo de Kocks⁽³⁾ - Mecking e Kocks,⁽⁴⁾ permitiu reproduzir os resultados de Torre et al.⁽⁷⁾ para um único passe de processamento e com uma pressão a ré equivalente a 25 MPa. Com relação a distribuição de deformação efetiva foi observado o aparecimento de uma zona uniforme de deformações plásticas efetivas. As previsões da deformação efetiva média atingiu um valor aproximado de 1,15 em concordância com previsões teóricas. Além disso, as previsões dos valores médios da densidade de discordâncias atingiu um valor próximo a $3 \times 10^8 \text{ mm}^{-1}$ e assemelhou-se com o obtido por Torre et al.⁽⁷⁾ por técnicas de microscopia eletrônica de transmissão, $1,9 \times 10^8 \text{ mm}^{-1}$, mas com um desvio $\pm 0,9$. As previsões de força e deslocamento do punção estão de acordo com o enunciado na literatura.⁽⁸⁾

REFERÊNCIAS

- 1 SEGAL, V.M., REZNIKOV, V., DROBYSHEVSKIY, A. et al. Plastic working of metals by simple shear. Russian Metallurgy, v. 1, p.99-105, 1981.
- 2 MATSUKI, K., AIDAN, T., TAKEUCHI, T., KUSEU, J., YOKOE, K., Acta Mater., vol.28, p. 2625, 2000
- 3 KOCKS, U.F., Laws for work-hardening and Low- Temperature Creep. Journal of Engineering Materials and Technology, Argonne National laboratory, 1976.
- 4 MECKING, H., KOCKS, U.F., Kinetics of Flow and Strain- Hardening. Acta Metallurgica, vol. 29, pp. 1865-1875, 1981.
- 5 ESTRIN, Y., MECKING, H., A unified phenomenological description of work Hardening and Creep based on one-parameter models. Acta Metall., No.1, vol.32, pp. 57-70, 1984
- 6 DRUCKER D.C., Relation of experiments to mathematical theories of plasticity. Journal of Applied Mechanics, Transactions of the ASME, vol. 16, 1949;p. 349-357.
- 7 TORRE, F.D., LAPOVOK, R., SANDLIN, J., THOMSON, P.F., DAVIES, C.H.J., PERELOMA, E.V., Microstructures and properties of copper processed by equal channel angular extrusion for 1-16 passes. Acta Materialia, vol.52, pp.4819-4832, 2004.
- 8 KIM, H.S., Finite element analysis of equal channel angular pressing using a round corner die. Materials Science and Eng. A315, pp. 122-128, 2001