

PREDIÇÃO DA FRATURA DÚCTIL COM O USO DA MECÂNICA DO CONTÍNUO

Augusta Cerceau Isaac Neta

Divisão de Engenharia Aeronáutica e Mecânica, Instituto Tecnológico de Aeronáutica,
Pç. Marechal Eduardo Gomes, 50 – 12228-900 - São José dos Campos – SP – Brasil
augusta@mec.ita.br

Lindolfo Araújo Moreira Filho

Divisão de Engenharia Aeronáutica e Mecânica, Instituto Tecnológico de Aeronáutica,
Pç. Marechal Eduardo Gomes, 50– 12228-900 - São José dos Campos – SP – Brasil
lindolfo@mec.cta.ita.br

Jánes Landre Júnior

Mestrado em Engenharia Mecânica e Departamento de Engenharia Mecatrônica, PUC Minas,
Av. D. José Gaspar, 500 – 30535-610 - Belo Horizonte – MG – Brasil
janer@pucminas.br

Resumo. Durante o processo de forjamento a frio, os materiais são submetidos ao encruamento e ao dano dútil. O desenvolvimento do dano dútil acompanhado de deformação plástica de grande escala é caracterizado por três estágios - nucleação, crescimento e coalescência de vazios - levando à ruptura total quando a instabilidade do material é alcançada. A predição da fratura dútil baseado no modelo da tensão efetiva (MTE) proposto por Lemaitre possibilita determinar o início da trinca através da comparação de um valor de dano e um valor de referência, o dano crítico. Este trabalho tem como objetivo a avaliação do modelo para a identificação da evolução do dano em corpos de prova cilíndricos. Para o seu desenvolvimento, este critério foi integrado ao software de elementos finitos MSC.SuperForm 2002 e ensaios experimentais de tração e compressão foram realizados para obtenção de variáveis dependentes do material necessárias à equação constitutiva do dano.

Palavras-chave: conformação, dano, elementos finitos.

1. INTRODUÇÃO

O dano dútil consiste em um processo físico progressivo de deterioração interna dos materiais, caracterizado pela nucleação e crescimento de trincas e cavidades a nível microscópico que, eventualmente, podem levar à fratura.

Em muitos casos, a forjabilidade é determinada pela ocorrência da fratura dútil e, dessa forma, limitações são impostas pelo aspecto da superfície ou por trincas internas de regiões altamente deformadas devido ao fluxo intenso de material. Assim, com a necessidade de prever a fratura dútil, muitos critérios têm sido desenvolvidos para a predição do seu início.

Com o trabalho pioneiro de Kachanov (1958), parte das pesquisas sobre os critérios de dano para fratura dútil migrou para a formulação de modelos constitutivos da deterioração interna dos materiais com base em teorias da Mecânica do Contínuo.

Depois de duas décadas ininterruptas de estudos que levaram a um progresso significativo, esta área ficou conhecida como Mecânica do Dano Contínuo (MDC), que associado à modernas técnicas computacionais, faz-se hoje uma ferramenta alternativa para a predição da fratura ainda em fase de

projeto. Os modelos MDC são constitutivos contínuos cujas variáveis representam, direta ou indiretamente, a densidade e/ou a distribuição de defeitos microscópicos que caracterizam o dano.

Devido à simplicidade envolvida na determinação das variáveis do material necessárias à equação constitutiva do dano, o modelo fenomenológico da tensão efetiva (MTE) sugerido por Lemaitre (1990) tem sido amplamente investigado.

Behrens et al. (2002-1) realizaram um estudo do modelo para a predição da fratura dútil em ensaios de tração e compressão de corpos de prova cilíndricos. Baseando-se nos resultados obtidos, foi possível constatar não só a capacidade do MTE em precisar o surgimento da fratura, como também a propagação da trinca para os casos estudados. Conclusões similares foram encontradas no trabalho desenvolvido por Pires et al. (2003).

Posteriormente, Behrens et al. (2002-2) também avaliaram o modelo da tensão efetiva em processos industriais de forjamento a frio e morno, constatando assim sua capacidade em fornecer estimativas confiáveis para a análise da fratura até mesmo em processos mais complexos.

Apesar do modelo proposto por Lemaitre ter demonstrado ser uma ferramenta poderosa para a identificação de trincas em processos de conformação volumétricos, Vaz Jr. et al. (2001) fizeram algumas observações que instigam questionamentos a respeito de sua precisão e confiabilidade.

Dentre elas, vale ressaltar as considerações restritivas da geometria e distribuição espacial de vazios, além de não contabilizar o efeito da tensão máxima de tração nos mecanismos da fratura dútil. Com relação ao valor do dano crítico, Vaz et al. advertem que se trata de uma aproximação empírica de dados experimentais.

Diante do exposto acima, o principal objetivo deste trabalho foi contribuir para a discussão sobre o modelo da tensão efetiva e sua implementação em programas de elementos finitos para a simulação de processos de forjamento a frio.

Para isso, o modelo foi usado o programa de elementos finitos MSC.SuperForm 2002 e seu comportamento avaliado diante de observações experimentais e resultados numéricos de outros pesquisadores, através do ensaio de compressão de um corpo-de-prova axissimétrico.

2. MODELO DA TENSÃO EFETIVA (MTE)

Com o objetivo de descrever matematicamente o dano dútil segundo o modelo da tensão efetiva, foi considerada a média entre as cavidades microscópicas, o que levou à definição do elemento volumétrico representativo (EVR). O tamanho do EVR é tal que as leis macroscópicas são aplicáveis e os efeitos microscópicos são mensuráveis.

Para um melhor entendimento deste modelo, considere o EVR solicitado por uma força \vec{F} suficiente para deformá-lo plasticamente, conforme apresentado na Fig. 1. As cavidades resultantes da deformação plástica que intersectam o plano de carregamento A_0 determinam a área danificada, isto é, a soma das áreas de todas as cavidades:

$$\tilde{A} = \sum_i \partial A_i \quad (1)$$

A razão entre as áreas danificada e original define a variável escalar dano:

$$D = \tilde{A}/A_0, \quad 0 \leq D \leq 1 \quad (2)$$

onde $D=0$ representa o EVR não danificado e $D=1$ a falha devido à ruptura.

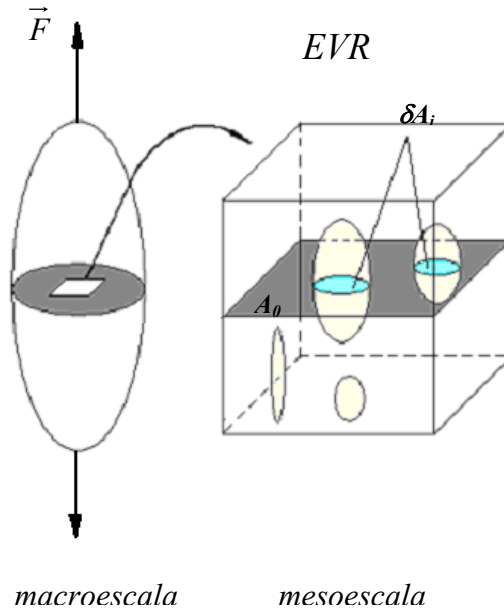


Figura 1 – Definição do EVR e da variável dano D

Sob o carregamento \vec{F} , a tensão σ deve ser modificada no caso de dano, já que o carregamento será transferido a um área transversal reduzida, $A_0 - \tilde{A}$. Isto leva a definição de tensão efetiva como apresentada a seguir

$$\bar{\sigma} = \frac{\vec{F}}{A} = \frac{\vec{F}}{A_0 \left(1 - \frac{\tilde{A}}{A_0}\right)} = \frac{\sigma}{1 - D} \quad (3)$$

De acordo com os conceitos básicos do MTE, a modificação da tensão deve ser transferida a outras variáveis como, por exemplo, o módulo de elasticidade (Lemaitre, 1983).

Entretanto, para tensões de compressão, alterações do modelo acima foram necessárias devido ao início mais tardio dos fenômenos de nucleação e crescimento de microcavidades, bem como o fechamento parcial de defeitos preexistentes e surgimento de novos vazios sob tensões muito mais elevadas. Para quantificar o efeito do fechamento de microcavidades, Lemaitre introduziu a variável h como a seguir:

$$\bar{\sigma} = \frac{\sigma}{1 - h \cdot D}, \quad 0 \leq h \leq 1 \quad (4)$$

Na prática, a variável h é determinada a partir de medidas do módulo de elasticidade em ensaios de tração e compressão. Normalmente, para a maioria dos materiais dúcteis, é encontrado o valor $h=0,2$.

A equação constitutiva do dano absoluto consiste de um parâmetro dependente do material $\delta D / \delta \epsilon$ (declividade da equação do dano para um ensaio de tração uniaxial), uma função de triaxialidade $f(\eta)$ e o incremento de deformação plástica $d\epsilon$:

$$\dot{D} = \frac{\delta D}{\delta \varepsilon} \cdot f(\eta) \cdot d\varepsilon \quad (5)$$

A suscetibilidade à ocorrência de trincas em um material específico é inversamente proporcional ao estado de tensões multiaxial η . Este valor é a triaxialidade, a razão entre a tensão normal média σ_m e a tensão equivalente de von Mises, σ_v . Com base em considerações termodinâmicas, Lemaitre desenvolveu a equação para a triaxialidade:

$$f(\eta) = \frac{2}{3}(1+\nu) + 3(1-2\nu) \left(\frac{\sigma_m}{\sigma_v} \right)^2 \quad (6)$$

Uma vez que η é um termo quadrático na equação acima, não são feitas distinções entre os estados de tensões de compressão e tração. Diante desta limitação, Hartley & Pillinger (1997) desenvolveram uma formulação mais adequada onde o sinal de η é considerado:

$$f(\eta) = e^{\frac{2}{3} \left(\eta - \frac{1}{3} \right)} \quad (7)$$

Assim, a utilização da variável h depende do sinal de η :

$$\dot{D} = \begin{cases} \dot{D} & \text{se } \eta \geq 0 \\ h \dot{D} & \text{se } \eta < 0 \end{cases} \quad (8)$$

O modelo da tensão efetiva possibilita determinar precisamente o surgimento da trinca através da comparação de um valor de dano D e um valor de referência, o dano crítico D_c . Determina-se o dano crítico D_c a partir da seguinte equação:

$$D_c = \frac{D_{1c}}{f(\eta)} \left(\frac{\sigma_u}{\sigma_v} (1-D) \right)^2 \leq 1 \quad (9)$$

A Eq. (9) fornece uma relação entre o dano crítico unidimensional D_{1c} , a função de triaxialidade $f(\eta)$, o valor do dano D e as razões entre σ_u e σ_v , onde σ_u é a tensão de ruptura verdadeira em um ensaio de tração.

Através da razão entre os diferentes valores de tensão que ocorrem nos ensaios de tração e compressão para uma dada deformação plástica, determina-se o valor do dano crítico unidimensional D_{1c} :

$$D_{1c} = 1 - \frac{k_f^+(\varepsilon_B^{pl})}{k_f^-(\varepsilon_B^{pl})} \quad (10)$$

onde $k_f^+(\varepsilon_B^{pl})$ representa a tensão de tração verdadeira para o nível de deformação no qual o material rompe (ε_B^{pl}). Os corpos de prova foram então comprimidos até (ε_B^{pl}), tomando-se o valor da tensão correspondente $k_f^-(\varepsilon_B^{pl})$.

O valor da declividade da equação do dano $\delta D / \delta \varepsilon$ é obtido a partir de uma relação linear entre o aumento da deformação e o dano associado (Lemaitre & Chaboche, 1990). Considerando que a danificação do material ocorre com a deformação plástica, a declividade pode ser determinada como apresentado na Eq. (11):

$$\frac{\partial D}{\partial \varepsilon} \approx \frac{\Delta D}{\Delta \varepsilon} = \frac{D_{lc} - 0}{\varepsilon_B^{pl} - 0} \quad (11)$$

A razão entre os danos absoluto e crítico é chamada de dano relativo $D_{rel} = D / D_c$, onde $0 \leq D_{rel} \leq 1$. O valor zero representa o estado no qual o material se encontra isento de defeitos microscópicos; enquanto, o valor máximo, a ruptura completa de uma região. O valor do dano relativo permite, dessa forma, determinar a suscetibilidade ao surgimento de trincas em materiais metálicos dúcteis.

3. DESENVOLVIMENTO NUMÉRICO E EXPERIMENTAL

Este trabalho é composto por simulações numéricas de processos físicos e ensaios experimentais. Para tanto, foi usado o programa comercial de elementos finitos MSC.SuperForm em sua versão 2002, dedicado à área de processos de conformação volumétricos; enquanto que na parte experimental, foram realizados ensaios de tração e compressão para obtenção de variáveis dependentes do material necessárias à equação constitutiva do dano, bem como outras propriedades mecânicas.

A aplicabilidade do modelo MTE foi avaliada através do ensaio de compressão de um corpo-de-prova cônico, e as previsões obtidas foram posteriormente comparadas com observações experimentais e resultados numéricos disponíveis na literatura.

3.1. Etapa Experimental

Para avaliação da modelagem numérica na predição da ocorrência de fraturas, foi escolhido o aço ABNT 1045, laminado a quente, cuja composição química - fornecida pelo fabricante - está listada na Tab. 1.

Tabela 1. Composição química do aço ABNT 1045

	C(%)	Mn(%)	Si(%)	S(%)	P(%)
1045	0,490	0,660	0,200	0,011	0,013

Em seguida, foram realizados ensaios de tração uniaxial nos corpos de prova, segundo as normas da ABNT, para obtenção da equação da tensão de fluxo, apresentada a seguir:

$$\bar{\sigma} = 1117 \bar{\varepsilon}^{0,263} \text{ MPa} . \quad (12)$$

Na Fig. 2 está apresentada a curva tensão – deformação verdadeira.

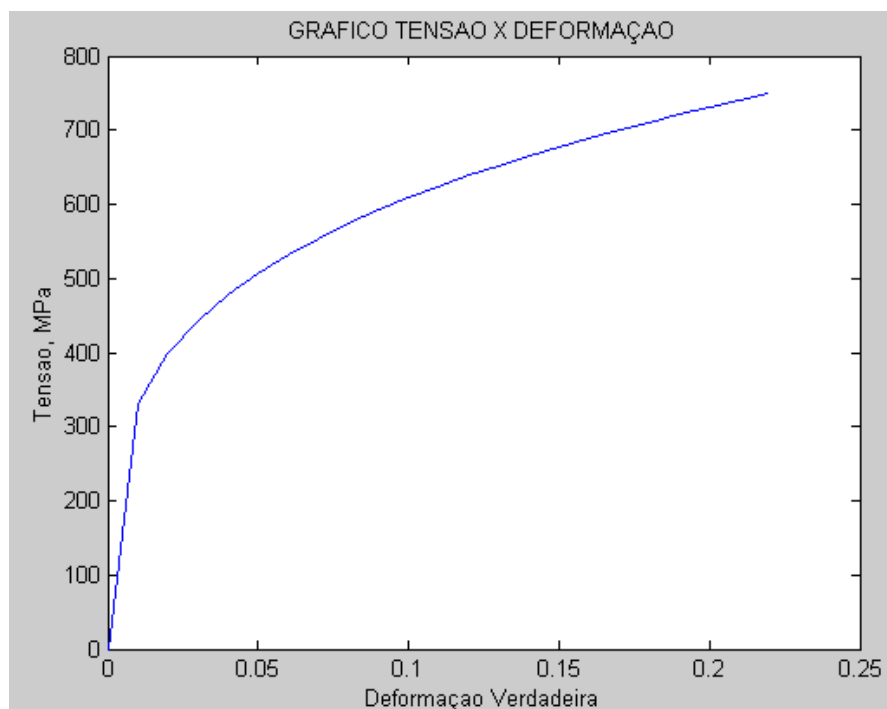


Figura 2 – Gráfico da curva tensão – deformação verdadeira do aço ABNT 1045.

Na Tab. 2 estão dispostos os valores das constantes necessárias ao MTE proposto por Lemaitre, determinados a partir de ensaios de tração e compressão de corpos-de-prova pertencentes a uma mesma corrida – em material previamente definido – e diâmetros iguais.

Tabela 2 – Constantes MTE para o aço ABNT 1045

Variável	Valor
D_{lc}	0,357
ε_B^{pl}	0,184
$k_f(\varepsilon_B^{pl})$	715,46

3.2. Etapa Numérica

Para a modelagem em elementos finitos, foram transferidas todas as constantes determinadas na etapa anterior, bem como propriedades mecânicas do material.

O programa usado tem como opção as formulações de elementos finitos elasto-plástica e rígido-plástica. Entretanto, uma vez que os processos de conformação volumétricos envolvem deformações permanentes e de grande escala, podendo assim o efeito elástico ser desprezado, foi usada a formulação rígido-plástica a fim de minimizar o tempo de processamento. Com a mesma finalidade, foi adotado modelo de deformação axissimétrico para análise do processo.

Soluções das equações de rigidez foram obtidas pelo método direto. Com relação à formulação das condições de atrito interfacial, foi empregada a lei de Coulomb; enquanto que para contornar problemas de distorção da malha, foi aplicado o remalhamento automático do programa.

Na Fig. 3 estão ilustrados a geometria do modelo e a malha de elementos finitos inicial, bem como as matrizes e o eixo de simetria. Com relação à malha, por se tratar de um modelo com geometria

axissimétrica, foi usada apenas $\frac{1}{2}$ da geometria original. Diante desta condição, a malha consistia de 450 elementos isoparamétricos quadrilaterais de quatro nós, interconectados por 506 nós. As matrizes, superior e inferior, foram consideradas planas e rígidas para não sofrerem deformações.

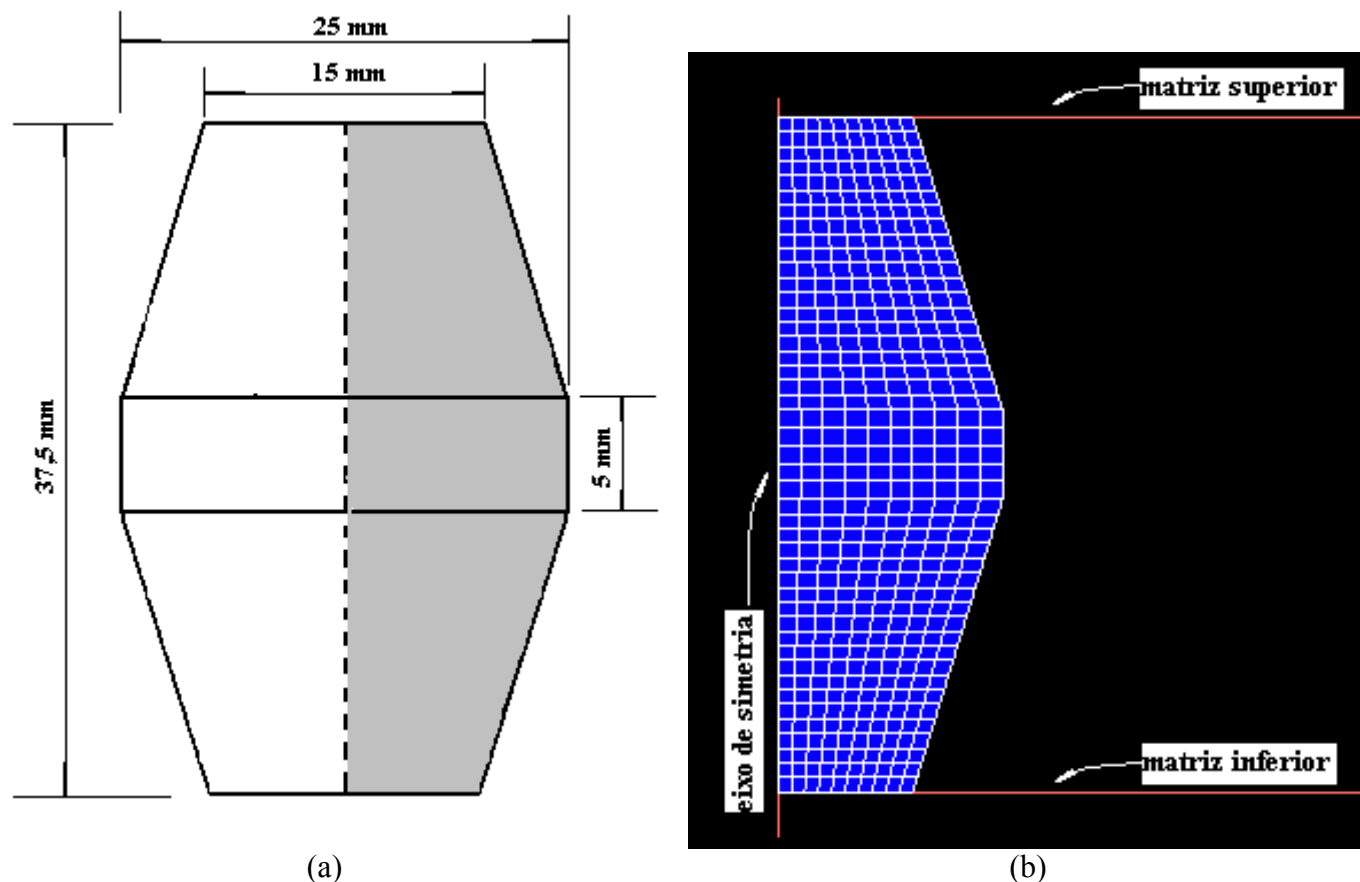


Figura 3 – Geometria (a), e malha inicial dos modelo, matrizes superior e inferior e eixo de simetria (b).

4. RESULTADOS E DISCUSSÃO

A simulação do ensaio de compressão foi conduzida até uma redução de 50% da altura do corpo-de-prova. A evolução do dano obtida pela análise numérica, segundo o modelo da tensão efetiva proposto por Lemaitre, está apresentada na Fig. 4.

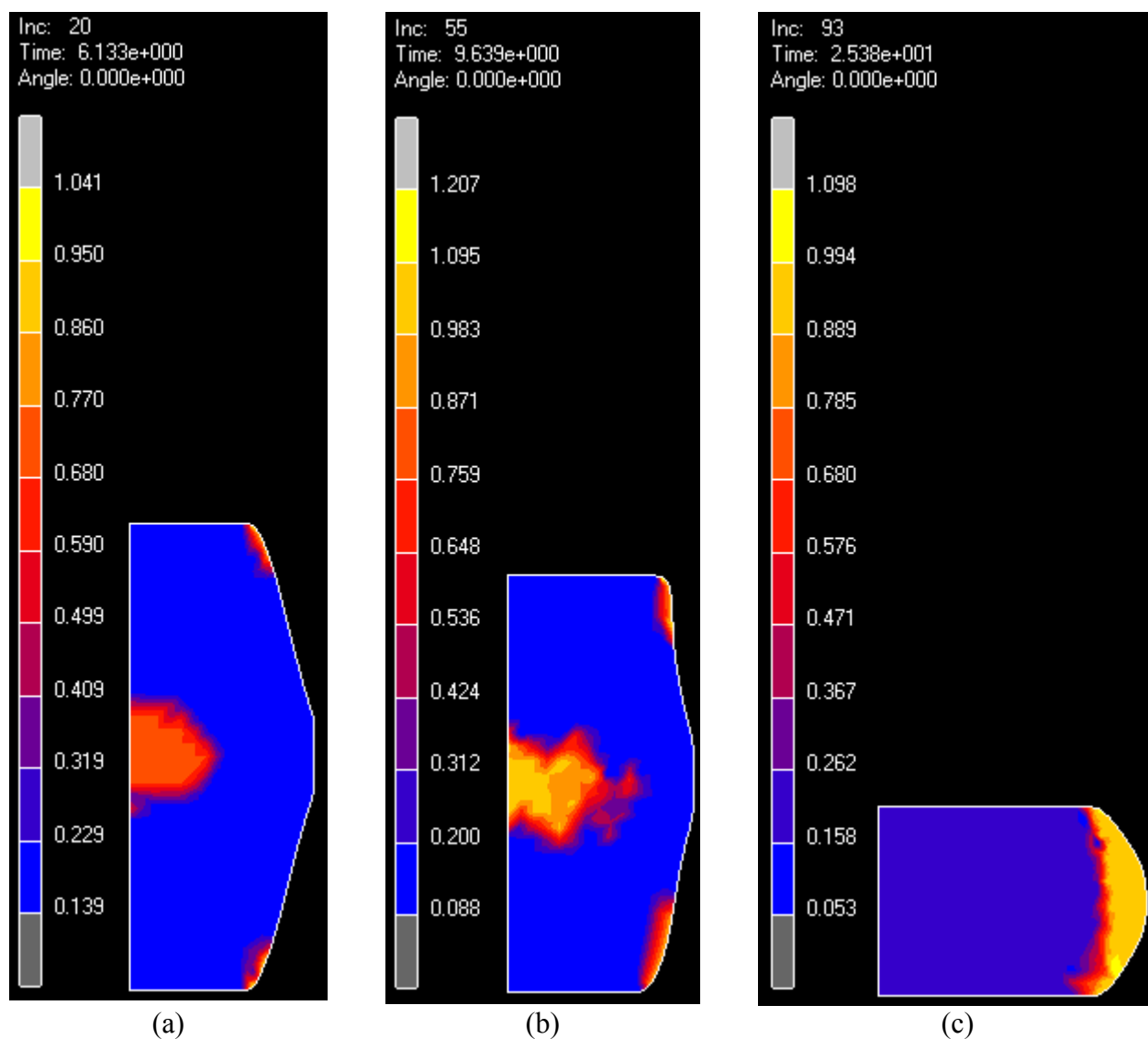


Figura 4 – Distribuição teórica do valor de dano relativo de Lemaitre, para os seguintes reduções de altura: 12% (a), 19% (b), 50% (c).

Basendo-se nas predições obtidas pelo modelo de Lemaitre, durante os estágios iniciais, o valor de dano máximo situou-se na superfície externa em regiões próxima à interface matriz – corpo-de-prova devido à restrição imposta ao deslocamento pelas superfícies em contato.

À medida que o modelo foi comprimido, a região de dano máximo foi migrando para o centro do corpo de prova; enquanto que, para nos estágios finais, concentrou-se na superfície externa.

Esta observação está coerente com o trabalho realizado por Pires et al. (2003), que estudou a evolução do dano relativo de Lemaitre ao longo do ensaio de compressão de corpos de prova cilíndricos. Conclusões similares também foram encontradas por Gupta et al. (2003), que usou o modelo MDC proposto por Dhar et al. (1996).

Segundo observações experimentais disponíveis na literatura (Landre et al., 2003), as trincas obtidas são paralelas ao eixo longitudinal dos corpos de prova na superfície externa, evidenciando assim a capacidade do modelo em prever com sucesso o local de surgimento de trincas.

5. CONCLUSÕES

Avaliando os resultados obtidos a partir da modelagem numérica, com os observados na literatura e nos ensaios experimentais, foi possível constatar a capacidade do MTE em precisar o local surgimento da fratura, bem como a evolução do dano ao longo do processo. Entretanto, devem ser realizados novos experimentos e simulações numéricas para a validação deste modelo e identificação dos processos nos quais são mais bem aplicados.

6. REFERÊNCIAS

- Behrens, A., Just, H., 2002, “Verification of the damage model of effective stresses in cold and warm forging operations by experimental testing and FE simulations”, *Journal of Materials Processing Technology*, Vol. 125-126, pp. 295-301.
- Behrens, A., Just, H., 2002, “Extension of the forming limits in cold and warm forging by the FE based fracture analysis with the integrated damage model of effective stresses”, *Journal of Materials Processing Technology*, Vol. 125-126, pp. 235-241.
- Dhar, S., Sethuraman, R., Dixit, P.M., 1996, “A continuum damage mechanics model for void growth and micro-crack initiation”, *Eng. Fract. Mech.*, Vol. 56, pp. 917.
- Gupta, S., Reddy, N.V., Dixit, P.M., 2003, “Ductile fracture prediction in axisymmetric upsetting using continuum damage mechanics”, *Journal of Materials Processing Technology*, Vol. 141, pp. 256-265.
- Hartley, P.F.R.H., & Pillinger, I., 1997, “Elastic-plastic finite-element modelling of metal forming with damage evolution”, *Advanced Methods in Materials Processing Defects*, pp. 135-142.
- Kachanov, L.M., 1958, “Time of the rupture process under creep condition”, *Izv. Akad. Nauk. SSSR, Otd. Tekhn. Nauk.*, Vol. 8, pp. 26-31.
- Landre, J.J., Pertence, A., Cetlin, P.R., Rodrigues, J.M.C., Martins, P.A.F., 2002, “On the utilisation of ductile fracture criteria in cold forging”, *Finite Elements in Analysis and Design*, Vol. 39, No.3, pp. 175-186.
- Lemaitre, J. & Chaboche, J.-L., 1990, “*Mechanics of Solid Materials*”, New York, New Rochelle, Melbourne: Cambridge University Press.
- Lemaitre, J., 1996, “*A Course on Damage Mechanics*”, segunda edição, Springer, Munich.
- Lemaitre, J., & Chaboche, J.L., 1990, “*Mechanics of Solid Materials*”, Cambridge Univ. Press.
- Lemaitre, J., 1983, “A three-dimensional ductile damage model applied to deep-drawing forming limits”, In: *ICM 4, Stockholm*, Vol. 2, pp. 1047-1053.
- Pires, F.M.A., Sá, J.M.A.C., Sousa, L.C., Jorge, R.M.N., 2003, “Numerical modelling of ductile plastic damage in bulk metal forming”, *Journal of Materials Processing Technology*, Vol. 45, pp. 273-294.
- Vaz Jr., M., Owen, D.R.J., 2001, “Aspects of ductile fracture and adaptative mesh refinement in damaged elasto-plastic materials”, *Int. J. Numer. Meth. Engng.*, Vol. 50, pp. 29-54.

Prediction of Ductile Fracture Using Continuum Mechanics

Augusta Cerceau Isaac Neta

Division of Aeronautics and Mechanics Engineering, ITA,
Marechal Eduardo Gomes Sq., 50 – 12228-900 – São José dos Campos – SP – Brazil
augusta@mec.ita.br

Lindolfo Araújo Moreira Filho

Division of Aeronautics and Mechanics Engineering, ITA,
Marechal Eduardo Gomes Sq., 50 – 12228-900 – São José dos Campos – SP – Brazil
lindolfo@mec.ita.br

Jánes Landre Júnior

Master's degree in Mechanical Engineering and Department of Mecatronics Engineering, PUC Minas,
D. José Gaspar Av., 500 – 30535-610 – Belo Horizonte – MG – Brazil
janes@pucminas.br

Abstract. *During cold forging processes, materials are submitted to both the hardening and ductile damage. The development of ductile damage, accompanied by large deformation, is characterized by three stages – micro-void nucleation, growth and coalescence – conducting to total rupture when the material instability is reached. The prediction of ductile fracture based on the model of effective stress by Lemaitre makes possible to determine the fracture initiation through a comparison of a damage value with a reference value, the critical damage. This study has the aim of evaluate the model concerning the identification of damage evolution in cylindrical specimens. For this, this criterion was implemented into FE software MSC.SuperForm 2002 and tensile and compressive experimental tests were performed to get dependent material parameters necessary to the constitutive damage equation.*

Keywords: *metal forming processes, damage, finite elements method.*