

ANÁLISE DE DEFORMAÇÕES LÍMITES EM CHAPAS METÁLICAS¹

Maria Carolina dos Santos Freitas²
Luciano Pessanha Moreira³
Rabih Makkouk⁴
Gerard Ferron⁵

Resumo

O conceito de Curva Limite de Conformação (CLC) introduzido inicialmente por Keeler e Goodwin é um instrumento muito útil tanto para avaliação do comportamento plástico de chapas como para projeto de ferramental e solução de problemas de manufatura por meio de tentativas-e-erros. Contudo, o procedimento experimental de obtenção da CLC para um dado material é demasiadamente longo sendo ainda sujeito as incertezas com respeito ao método de definição dos limites de deformação. Este trabalho apresenta um modelo de previsão da CLC proposto originalmente por Marciniak-Kuczynski onde é assumida a existência de uma imperfeição geométrica inicial na espessura da chapa na forma de uma banda inclinada. Foram realizadas análises da influência dos principais parâmetros na previsão da CLC. Em particular, os efeitos do tamanho inicial da imperfeição geométrica na espessura da chapa e da forma da superfície de escoamento.

Palavras-chave: Modelamento; Curva limite de conformação; Conformação de chapas.

ANALYSIS OF LIMIT STRAINS IN METALLIC SHEETS

Abstract

The concept of the Forming Limit Curve (FLC) introduced originally by Keeler and Goodwin is a very useful tool to evaluate the plastic behavior of thin metallic sheets as well as to solve manufacturing problems by means of try-out steps. Nevertheless, the experimental procedure to obtain the FLC for a given material is time-consuming and is subjected to some uncertainties with the respect to the method adopted to define the limit strains. This work presents a model to predict the FLC based upon the Marciniak-Kuczynski original work wherein it is assumed an initial geometrical defect in the sheet metal thickness in the form of an inclined groove. Analyses of the principal parameters affecting the FLC prediction have been performed. In particular, regarding the effects of the initial geometrical defect in the sheet thickness and arising from the yield surface shape.

Key words: Modeling; Forming limit curve; Sheet metal forming.

¹ *Contribuição técnica ao 63º Congresso Anual da ABM, 28 de julho a 1º de agosto de 2008, Santos, SP, Brasil*

² *Engenheiro Mecânico, Mestrando, Programa de Pós-graduação em Engenharia Metalúrgica, Escola de Engenharia Industrial Metalúrgica de Volta Redonda, Universidade Federal Fluminense, mariacarolinauff@hotmail.com*

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

⁴ *Professor, Institut Universitaire de Technologie, Génie Industriel et Maintenance, Université Libanaise, Saida, Líbano, rmakkouk@ul.edu.lb*

⁵ *Professor, Laboratoire de Physique et Mécanique des Matériaux, U.M.R. CNRS 7554, Université Paul-Verlaine Metz, França, ferron@ipmm.univ-metz.fr*

1 INTRODUÇÃO

A estampagem é uma operação que permite obter peças de formas complexas por meio de deformação plástica de um esboço metálico. É um processo amplamente utilizado e produz uma grande diversidade de peças, como carrocerias de automóveis, utensílios de cozinha, embalagens metálicas, componentes mecânicos, entre outros. Neste sentido, faz-se necessário a compreensão do comportamento mecânico dos materiais para que se tenha sucesso neste processo de conformação mecânica.

Os ensaios de estampagem procuram avaliar as condições do esboço metálico para um determinado nível de deformações que a peça tenha sofrido evitando, deste modo, a falha do material, que é caracterizada pelo aparecimento de trincas, rugas, estrição ou até mesmo a ruptura do material. No caso de deformações, a curva limite de conformação (CLC) é uma representação geométrica que separa as regiões de sucesso e falha do material na conformação de chapas finas. Para fins de desenvolvimento tanto de produto quanto de processos a CLC deve então reproduzir condições bem próximas da realidade. A idéia de construir um diagrama de deformações que correspondem à ruptura de um material embutido em laboratório ou em peças reais surgiu nos anos 60 introduzida por Keeler⁽¹⁾ e Goodwin.⁽²⁾ Atualmente, existem muitos ensaios experimentais destinados à determinação da CLC, como a tração uniaxial e biaxial e os testes propostos por Swift, Fukui e Erichsen. A CLC é geralmente determinada com o auxílio de um ferramental simples empregando-se corpos de prova de diferentes larguras, conforme os métodos propostos originalmente por Nakazima⁽³⁾ e Marciniak,⁽⁴⁾ nos quais o esboço é bloqueado em sua periferia e deformado por um punção hemisférico⁽³⁾ ou de fundo plano.⁽⁴⁾

É comum atribuir-se a CLC como uma propriedade intrínseca do material da chapa. Entretanto, variáveis como, por exemplo, aspectos tribológicos e reológicos, geometria do ferramental, espessura inicial da chapa metálica, entre outros fatores, dificultam a reprodutibilidade da CLC mesmo sob condições controladas de ensaios. Na verdade, flutuações destas variáveis podem afetar os níveis de deformações da curva limite de conformação. Por outro lado, existem diversas abordagens teóricas e numéricas para estimar os limites de conformabilidade de chapas metálicas e, portanto, reduzir etapas de tentativas e erros adotados comumente nas estamparias. O presente trabalho tem como objetivo a previsão teórica dos limites de conformação através da ocorrência da estrição localizada em chapas metálicas deformadas plasticamente. Este tipo de previsão dos limites de conformação tem recebido um grande número de análises teóricas e numéricas. A abordagem mais conhecida é o modelo de localização proposto por Marciniak e Kuczynski⁽⁴⁾, doravante modelo M-K, onde assume-se a existência de um defeito ou imperfeição geométrica na espessura inicial da chapa metálica. Neste tipo de modelamento, as deformações limites resultam do processo de localização de escoamento plástico na região defeituosa. O presente trabalho resume primeiramente o modelo M-K e, em seguida, apresenta o critério de plasticidade adotado para descrever materiais isotrópicos e anisotrópicos. As análises apresentam a influência de parâmetros do modelo M-K na previsão dos limites de deformações que reproduzem a CLC experimental na estrição.

2 MODELAMENTO

2.1 Equações Constitutivas

Em primeiro lugar, a medida de deformações é definida como a integral das taxas de deformação expressas em um referencial co-rotacional descrito em uma base ortonormal \mathbf{e}_i ($i=1,2,3$) que gira segundo a taxa de rotação do tensor *spin*.⁽⁵⁾ As equações constitutivas são definidas para o caso particular de pequenas deformações elásticas a partir da decomposição aditiva do tensor de taxa de deformação total, \mathbf{D} , em uma parte elástica, \mathbf{D}^e , e outra parte plástica, \mathbf{D}^p , isto é:

$$\mathbf{D} = \mathbf{D}^e + \mathbf{D}^p \quad (1)$$

Em seguida, a lei de elasticidade é definida na forma de taxa aplicando-se a derivada de Jaumann ao tensor de tensões de Cauchy, o que significa que o comportamento elástico do material é hipoeelástico:

$$\dot{\sigma} = \mathbf{C} : \mathbf{D}^e = \mathbf{C} : \left[\mathbf{D} - \mathbf{D}^p \right] \quad (2)$$

onde \mathbf{C} é o tensor de elasticidade de quarta ordem e os eixos de simetria ortotrópica são definidos no referencial co-rotacional. Por fim, o comportamento plástico do material é descrito através de lei associada de escoamento em conjunto com a hipótese de encruamento isotrópico, introduzindo-se a condição de escoamento plástico definida pela seguinte função:

$$f = F(\sigma) - \bar{\sigma} = 0 \quad (3)$$

Na Eq. (3) $F(\sigma)$ é uma função homogênea de primeiro grau em relação as componentes de tensão de Cauchy σ ao passo que $\bar{\sigma}$ é uma medida de tensão efetiva que define o tamanho da superfície de escoamento. As componentes de deformações plásticas são definidas através da regra da normalidade definida por:

$$\mathbf{D}^p = \dot{\bar{\epsilon}}^p \frac{\partial f}{\partial \sigma} \mathbf{e} \otimes \mathbf{e} \quad (4)$$

onde é a taxa de deformação plástica efetiva conjugada a tensão efetiva $\bar{\sigma}$.

2.2 Modelo de Localização

A obtenção dos limites de conformabilidade através do modelo M-K onde pressupõe-se a existência de uma imperfeição geométrica inicial na espessura da chapa na forma de um entalhe inclinado. Nesta região há uma perda da resistência, o que favorece o aparecimento da estrição localizada normal à maior componente de deformação principal. Esta falha localizada é uma forma de instabilidade plástica. A Figura 1 esquematiza o modelo de localização tipo M-K adotado neste trabalho.⁽⁶⁾

O modelo M-K tem duas zonas, a saber, a zona homogênea (a) e a defeituosa (b). Ainda, são definidos três sistemas diferentes de coordenadas cartesianas, a saber, os eixos normal \mathbf{n} e tangencial \mathbf{t} à imperfeição geométrica na zona defeituosa (b), os eixos das direções principais de simetria ortotrópica ($\mathbf{x}_1, \mathbf{x}_2$) e os eixos das direções principais de taxa de deformação ($\mathbf{e}_1, \mathbf{e}_2$).⁽⁵⁾ O ângulo φ define a orientação entre os eixos de simetria ortotrópica e principais de taxa de deformação ao passo que o ângulo ψ define a orientação entre os eixos de simetria ortotrópica e normal e tangente à imperfeição geométrica. O modelo de localização do tipo M-K assume um estado plano de tensões para um material elastoplástico em conformidade com as equações constitutivas apresentadas em § 2.1.

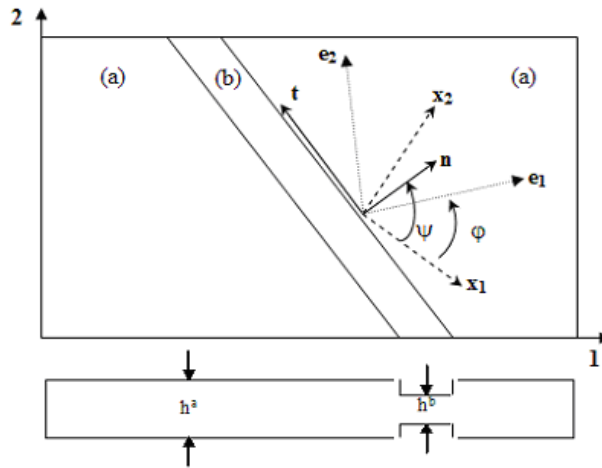


Figura 1. Sistemas de eixos do modelo M-K.⁽⁵⁾

A imperfeição geométrica inicial é definida pela razão entre as espessuras iniciais das zonas defeituosa e homogênea, ou seja:

$$f_0 = \frac{h_{(0)}^b}{h_{(0)}^a} \quad (5)$$

onde $h_{(t)}$ é a espessura no instante t . A solução do problema de localização do modelo M-K é estabelecida por meio das condições de equilíbrio de forças entre as duas zonas segundo as direções normal \mathbf{n} e tangencial \mathbf{t} à imperfeição geométrica:

$$F_{nn}^a = F_{nn}^b \therefore \sigma_{nn}^a h^a = \sigma_{nn}^b h^b \quad (6)$$

e

$$F_{nt}^a = F_{nt}^b \therefore \sigma_{nt}^a h^a = \sigma_{nt}^b h^b \quad (7)$$

em conjunto com a compatibilidade de deformações segundo a direção tangencial \mathbf{t}

$$\dot{\varepsilon}_t^a = \dot{\varepsilon}_t^b \quad (8)$$

onde os índices nn e nt denotam as componentes de tensões normal e tangencial atuantes nas zonas homogênea (a) e defeituosa (b).

As Eqs. (6-8) formam um sistema de equações não-lineares para a zona defeituosa (b) cujas soluções fornecem as componentes de tensões e deformações assim como a atualização da orientação angular ψ da imperfeição geométrica. O algoritmo de solução adotado no presente trabalho foi proposto originalmente por Makouk, Bourgeois e Ferron.⁽⁵⁾ Em suma, para um dado valor da razão definida entre os incrementos de deformações principais totais na zona homogênea (a), ou seja, $\rho = \Delta\varepsilon_2^a / \Delta\varepsilon_1^a$, incrementa-se a deformação total principal $\Delta\varepsilon_1^a = 10^{-5}$. Em seguida, são determinados os valores das componentes de tensões e deformações plásticas nesta zona com auxílio do algoritmo explícito de previsão elástica-correção plástica do tipo retorno radial.⁽⁶⁾ As variáveis na zona defeituosa (b) são então determinadas de forma iterativa por meio de um algoritmo de bisseção. Finalmente, os limites de deformação são obtidos quando as razões definidas entre os incrementos das componentes de deformações totais normais e tangenciais nas zonas defeituosa (b) e homogênea (a) forem iguais ou maiores a dez, isto é:

$$\Delta\varepsilon_{nn}^b / \Delta\varepsilon_{nt}^a \text{ e } \Delta\varepsilon_{nt}^b / \Delta\varepsilon_{nt}^a \geq 10 \quad (9)$$

Durante a utilização do modelo de localização M-K devem ser fornecidos os valores da anisotropia plástica, os parâmetros da lei de encruamento de Swift e as propriedades elásticas do material da chapa. É necessário que se assumam um valor inicial da imperfeição geométrica, que varia geralmente em torno de 1% do valor da espessura da zona homogênea. No domínio de estampagem ($\varepsilon_1 > 0$ e $\varepsilon_2 < 0$) o valor da orientação inicial da imperfeição geométrica, isto é, o ângulo $\psi^a_{(0)}$, é variado entre 0,2 e 0,3 radianos ao passo que no domínio de estiramento biaxial ($\varepsilon_1 > 0$ e $\varepsilon_2 > 0$) a imperfeição é perpendicular à maior componente de tensão principal no plano ($\psi=0$).

2.3 Critério de Escoamento

Para descrever o comportamento plástico da chapa foi adotado o critério de escoamento anisotrópico proposto por Ferron, Makkouk e Morreale.⁽⁷⁾ O critério é definido para um estado plano de tensões através de uma representação em coordenadas polares (θ, α) onde θ define o estado de tensões ao passo que α orientação entre as direções das tensões principais no plano da chapa (1,2) e os eixos de simetria ortotrópica (x,y), ou seja, o ângulo $\alpha = (x,1) = (y,2)$. A Figura 2 ilustra o princípio desta descrição através da superfície de escoamento traçada em função da orientação α no espaço de tensões principais normalizadas pela tensão equivalente. Neste critério, a função de escoamento é definida primeiramente como uma extensão do critério isotrópico de Drucker⁽⁸⁾ ao caso de anisotropia normal por:

$$(1-k) g(\theta) = F(\theta) = (\cos^2 \theta + A \sin^2 \theta)^3 - k \cos^2 \theta (\cos^2 \theta - A \sin^2 \theta)^2 \quad (9)$$

E, em seguida, ao caso de anisotropia planar pela seguinte expressão:

$$(1-k)^{m/6} g(\theta)^{-m} = F(\theta)^{m/6} - 2a \sin \theta \cos^{2n-1} \theta \cos 2\alpha + b \sin^{2p} \theta \cos^{2q} 2\alpha \quad (10)$$

Na Eq. (10), os expoentes m, n, p, q são inteiros positivos conhecidos a priori enquanto que os parâmetros A, B, k, a e b são determinados em duas etapas.

Primeiro, os parâmetros A , B e k , que definem o caso particular de uma anisotropia normal, são obtidos através do coeficiente de Lankford a 45° da direção de laminação da chapa (R_{45}) e a partir dos limites e ou tensões de escoamento em tração biaxial simétrica ($\sigma_1 = \sigma_2 = \sigma_b$) e em cisalhamento puro paralelo aos eixos de simetria ortotrópica da chapa (x,y), isto é, ($\sigma_1 = -\sigma_2 = \tau$). Em seguida, os parâmetros a e b caracterizando a anisotropia planar do material, podem ser calculados através dos valores do coeficiente de Lankford determinados na direção paralela e transversal ao sentido de laminação (R_0, R_{90}), método R , ou através dos valores dos limites e ou tensões de escoamento em tração uniaxial ($\sigma_0, \sigma_{45}, \sigma_{90}$), método σ . É importante mencionar que a medida de tensão equivalente adotada no critério de Ferron corresponde ao limite de escoamento em tração biaxial simétrica σ_b . Para garantir-se uma boa concordância entre as previsões do limite escoamento em tração uniaxial, $\sigma(\alpha)$, e do coeficiente de Lankford, $R(\alpha)$, ou seja, para obter-se um máximo de $R(\alpha)$ entre 0° e 90° juntamente a um mínimo de $\sigma(\alpha)$ e vice-versa, os valores sugeridos para os expoentes m e q são 2 e 1 respectivamente. Ademais, os valores dos expoentes (n,p) autorizam um melhor controle da variação angular da tensão de escoamento em tração uniaxial, $\sigma(\alpha)$, ao passo que o parâmetro k (> 0) possibilita a obtenção de um achatamento da superfície de escoamento nas regiões de cisalhamento puro e de tração/compressão plana. Ainda, o critério quadrático de Hill pode ser obtido como um caso particular quando $m = 2, k = 0$ e $n = p = q = 1$.

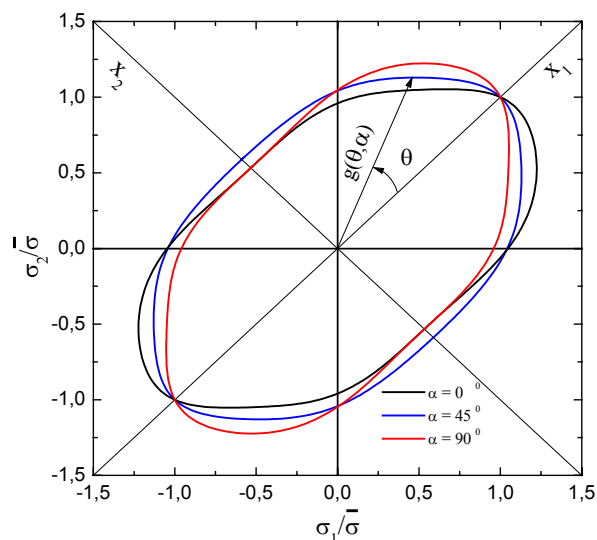


Figura 2. Representação geométrica do critério de plasticidade de Ferron, Makkouk e Morreale.⁽⁷⁾

Assumindo então a lei associada de escoamento plástico onde o potencial plástico é identificado pela função de escoamento, a descrição do comportamento plástico é finalizada definindo-se a relação entre as grandezas equivalentes de tensão e deformação. Para tal, foi adotada a lei de encruamento de Swift dada por:

$$\sigma = K(\varepsilon_0 + \varepsilon)^n \quad (11)$$

onde K é o coeficiente de resistência, ε_0 a pré-deformação e n o expoente de encruamento.

3 RESULTADOS E DISCUSSÃO

A seguir são discutidos os resultados dos efeitos de variáveis que influenciam a previsão das deformações limites pelo modelo de localização tipo M-K. Para tal, foi adotado um material isotrópico modelo com espessura inicial de 1 mm, propriedades elásticas $E= 210.000$ MPa e $\nu = 0,29$ e parâmetros da lei de encruamento de Swift, vide Eq. (11), $K= 500$ MPa, $n = 0,20$ e $\varepsilon_0= n/100$, respectivamente.

3.1 Imperfeição Geométrica

A Figura 3 apresenta a influência do valor do tamanho inicial do defeito f_0 nas previsões das deformações limites de um material isotrópico descrito pelo critério de escoamento de von Mises. Como esperado os níveis de deformações decrescem com o aumento do tamanho tanto no domínio de estiramento biaxial ($\varepsilon_1 > 0$ e $\varepsilon_2 > 0$) quanto no domínio de estampagem ($\varepsilon_1 > 0$ e $\varepsilon_2 < 0$). Isto ocorre devido a menor resistência ao escoamento plástico com a diminuição de espessura na zona defeituosa “b”, vide esquema do modelo de localização M-K mostrado na Figura 1. É possível também observar que a influência do tamanho inicial da imperfeição é mais acentuada na região de expansão biaxial simétrica ($\varepsilon_1 = \varepsilon_2$) em comparação a região de tração uniaxial ($\varepsilon_2 = -\varepsilon_1/2$). Esta diferença é atribuída à orientação angular da imperfeição geométrica ψ^a que varia entre 0,2 – 0,3 radianos na estampagem e é mantido igual à zero na região de estiramento biaxial e está em concordância com medidas experimentais e previsões obtidas para materiais metálicos com estrutura cúbica de corpo centrado.⁽⁹⁾

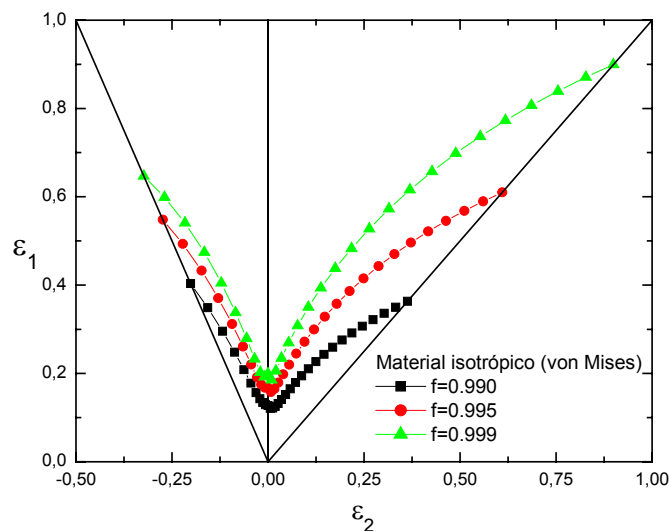


Figura 3. Influência do tamanho inicial da imperfeição geométrica.

3.2 Superfície de escoamento

Por outro lado, as previsões dos limites de deformações em função do critério de plasticidade adotado estão apresentadas na Figura 4. Estes resultados foram determinados empregando-se os critérios isotrópicos de von Mises e Drucker⁽⁸⁾ definidos pela Eq. (9) com os parâmetros $A = 3$, $B = 9$ e $k = 0$ e $A = 3$, $B = 9$, $k = 0,2$, respectivamente. A diferença entre as previsões obtidas com estes critérios está relacionada com a forma da superfície de escoamento, sobretudo entre os estados de estiramento biaxial simétrico e deformação plana em tração biaxial, vide Figura 5. Na verdade, um achatamento da superfície de escoamento situado entre estes estados de tensões provoca um decréscimo dos valores das deformações limites, conforme previsões obtidas por modelos baseados em plasticidade policristalina.⁽¹⁰⁾

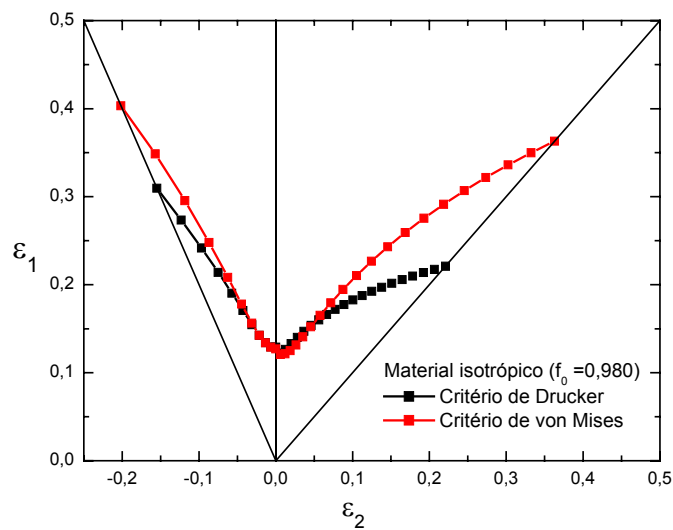


Figura 4. Influência da forma da superfície de escoamento.

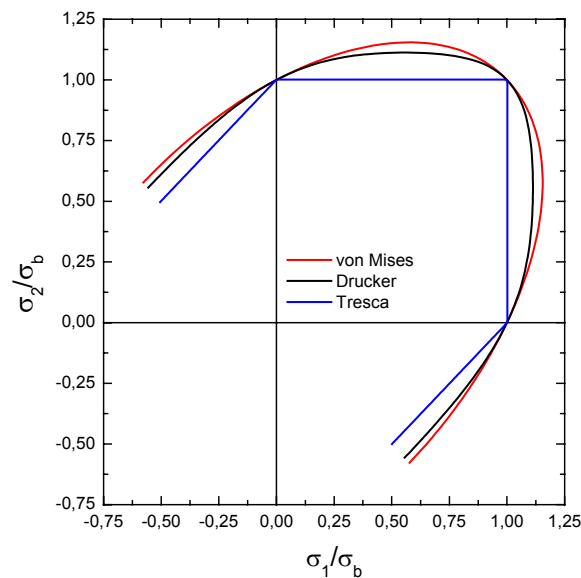


Figura 5. Representações dos lugares geométricos correspondentes as análises da influência do critério de plasticidade na previsão dos limites de deformação a partir do modelo M-K.

3.3 Anisotropia normal

Para avaliar os efeitos da anisotropia plástica na previsão dos valores de limites de deformações foram realizadas análises considerando-se o caso particular de anisotropia normal. As Figuras 6 e 7 comparam as previsões em função do valor da anisotropia normal R obtidas a partir dos critérios de plasticidade de Ferron, Makkouk e Morreale⁽⁷⁾ e Hill quadrático,⁽⁹⁾ respectivamente. Verifica-se em relação a chapa isotrópica, $R = 1$, que as deformações limites no domínio de estampagem ($\varepsilon_1 > 0$ e $\varepsilon_2 < 0$) são quase independentes de R . Por outro lado, no estiramento biaxial ($\varepsilon_1 > 0$ e $\varepsilon_2 < 0$) as deformações limites decrescem com o aumento da anisotropia plástica normal.

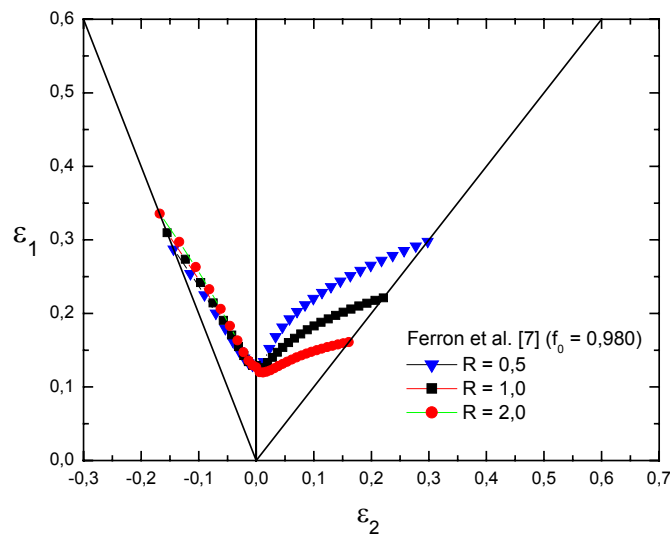


Figura 6. Influência da anisotropia normal em função do critério de plasticidade de Ferron, Makkouk e Morreale.⁽⁷⁾

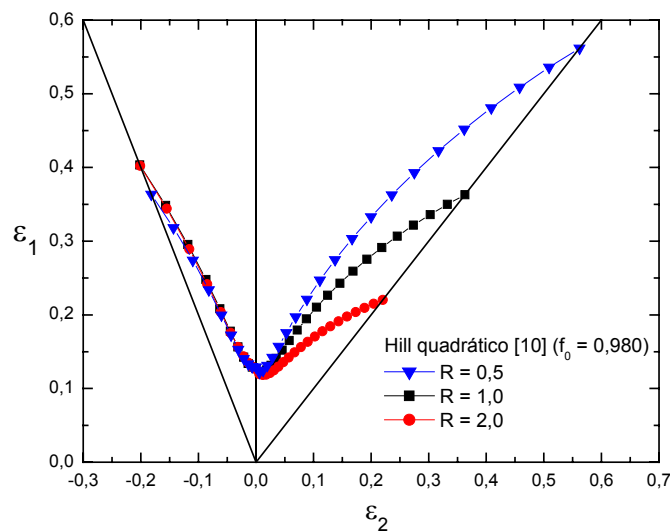


Figura 7. Influência da anisotropia normal em função do critério de plasticidade de Hill quadrático.⁽⁹⁾

Estes efeitos no estiramento biaxial podem ser explicados pelo traçado das superfícies de escoamento representado na Figura 8 no espaço de tensões principais normalizadas pela tensão de escoamento em tração biaxial simétrica ($\sigma_1/\sigma_b, \sigma_2/\sigma_b$).

Nesta representação verifica-se que um aumento no valor de R equivale a um decréscimo na razão entre as tensões de escoamento em deformação plana por tração biaxial e expansão biaxial simétrica, vide parâmetro $P = \sigma_{DP}/\sigma_b$ na Figura 8. Portanto, as deformações limites no estiramento biaxial são controladas por este parâmetro material. Ademais, o parâmetro P caracteriza melhor o efeito de mudança de trajetória de deformação na estrição em direção ao estado plano de deformação em comparação ao valor de R identificado com uma solicitação simples de tração uniaxial. Isto explica também a diferença entre os dois critérios de plasticidade uma vez que as superfícies de escoamento obtidas com a descrição de Ferron, Makkouk e Morreale⁽⁷⁾ apresentam menores valores de P e, por conseguinte, menores deformações limites quando comparadas às previsões correspondentes ao critério de Hill quadrático.⁽⁹⁾

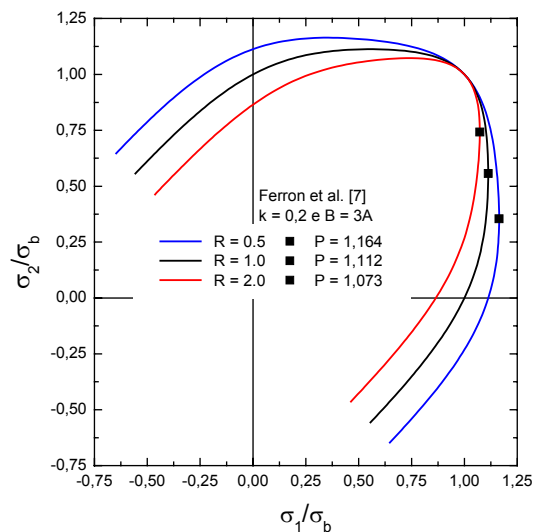


Figura 8. Lugares geométricos obtidos pelo critério de Ferron, Makkouk e Morreale⁽⁷⁾ em função da anisotropia R.

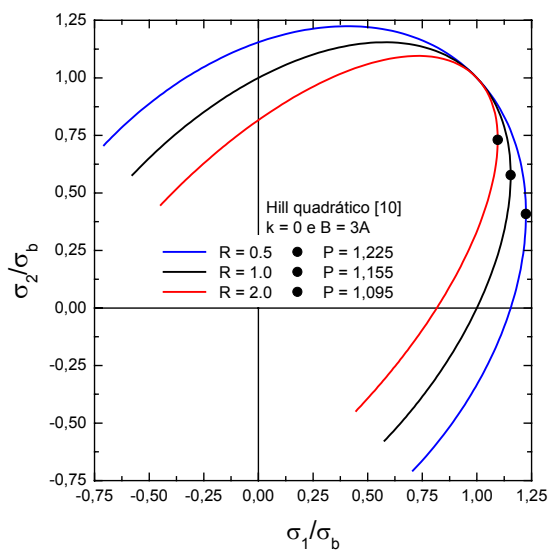


Figura 9. Lugares geométricos obtidos pelo critério de Hill⁽⁹⁾ em função da anisotropia R.

4 CONCLUSÕES

O modelo de previsão de deformações limites do tipo Marciniak e Kuczynski ⁽⁴⁾ desenvolvido neste trabalho considera a lei de elasticidade linear isotrópica de Hooke e efeitos de anisotropia em conjunto com a hipótese de encruamento isotrópico. Foram analisados os efeitos dos principais parâmetros deste modelo nas previsões da Curva Limite de Conformação. O tamanho inicial da imperfeição geométrica exerce maior influência seguido pelos efeitos de forma da superfície de escoamento. Em particular, o domínio de estiramento biaxial ($\varepsilon_1 > 0$ e $\varepsilon_2 < 0$) onde os valores de deformações limites podem ser atribuídos ao parâmetro material definido pela razão entre as tensões de escoamento em deformação plana e expansão biaxial simétrica.

Agradecimentos

Luciano P. Moreira agradece a Université Paul-Verlaine Metz (França) pela estada no Laboratoire de Physique et Mécanique des Matériaux (LPMM/ISGMP) na qualidade de Professor Visitante. Maria Carolina dos Santos Freitas agradece a CAPES pelo financiamento de bolsas de Mestrado no âmbito do programa PROAP/CAPES.

REFERÊNCIAS

- 1 KEELER, S.P. Determination of the forming limits in automotive stamping, Sheet Metal Industries, Vol. 461, 1965, p. 683-691.
- 2 GOODWIN, G.M. Application of the strain analysis to sheet metal forming in the press shop, La Metallurgia Italiana, Vol.8, 1968, p. 767-772.
- 3 NAKAZIMA, K.; KIKUMA, T.; HASUKA, K. Study on the formability of steel sheets, Yawata Technical Report No 264, 1968, p. 141.
- 4 MARCINIAK, Z.; KUCZYNSKI, K. Limit strains in the process of stretch-forming sheet metals, International Journal of Mechanical Sciences, Vol. 9, 1967, p. 609-620.
- 5 MAKKOUK, R.; BOURGEOIS, N.; FERRON, G. Experimental and theoretical analysis of the limits to ductility of type 304 stainless steel sheet, European Journal of Mechanics - A/Solids, Vol. 27, No 2, 2008, p. 181-194.
- 6 MOREIRA, L.P.; FERRON, G.; FERRAN, G. Influence of the plasticity model in sheet metal forming simulations, Journal of Materials Processing Technology, Vol. 108, No. 1, 2000, p. 78-86.
- 7 FERRON, G.; MAKKOUK, R.; MORREALE, J. 1994, A parametric description of orthotropic plasticity in metal sheets, International Journal of Plasticity, Vol.10, p. 51-63.
- 8 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.
- 9 HILL, R.A. Theory of the yielding and plastic flow of anisotropic metals, Proceedings of the Royal Society of London, A 193, 1948, p. 281-297.
- 10 BARLAT, F. Forming limit diagrams – Predictions based on some microstructural aspects of materials. In :R.H. Wagoner, K.S. Chan and S.P. Keeler, Editors. Forming Limit Diagrams: Concepts, Methods and Applications, TMS, 1989, p. 275-301.