



DETERMINAÇÃO DAS DEFORMAÇÕES LÍMITES DE CHAPAS METÁLICAS ANISOTRÓPICAS CONSIDERANDO O ATRITO NO ESTIRAMENTO COM PUNÇÃO¹

Luis Henrique Batista de Souza²
Lindolfo de Araújo Moreira Filho³
Miguel Ângelo Menezes⁴

Resumo

Este trabalho tem como objetivo principal determinar a influência da anisotropia do material utilizando a nova quadrática de Hill e do atrito na previsão das deformações limites empregando para análise da conformabilidade de chapas metálicas as curvas limites de conformação. Para isso, foi desenvolvida uma nova teoria que permite calcular as deformações limites considerando a anisotropia e o atrito. Para verificação da funcionalidade da teoria os resultados teóricos previstos foram comparados com resultados experimentais obtidos da literatura para vários materiais distintos. Verificou-se que a teoria prediz satisfatoriamente o comportamento mecânico de diversas chapas metálicas. Não obstante, a teoria demonstrar satisfatoriamente o papel do atrito no processo e indicar que a anisotropia das chapas metálicas aumentam a capacidade de deformação das chapas; é observado que a previsão de maneira geral é melhor para chapas metálicas que apresentam razão de deformações entre as deformações principais na direção de laminação em relação as direções transversais à direção de laminação menores ou iguais a zero.

Palavras-chave: Instabilidade plástica; Anisotropia; Atrito; Conformação de chapas.

DETERMINATION OF STRAIN LIMITS OF ANISOTROPIC SHEET METALS CONSIDERING THE FRICTION IN PUNCH STRETCHING

Abstract

This work aims at determining the influence of anisotropy of the material using the new Hill's quadratic and friction on the prediction of strain limits for using analysis of formability of sheet metal forming limit diagrams. For this, was developed a new theory to calculate the strain limits considering the anisotropy and friction. To verify the functionality of the theory provided the theoretical results were compared with experimental results obtained from the literature for several different materials. It was found that the theory predicts satisfactorily the mechanical behavior of various sheet metals. Nevertheless, the theory satisfactorily demonstrate the role of friction in the process and indicate that the anisotropy of sheet metal to increase the ability of deformation of the sheets, it is observed that the prediction is generally better to have that plate because of strains between the deformations main in the rolling direction for the directions transverse to the rolling direction than or equal to zero.

Key words: Plastic instability; Anisotropy; Friction; Sheet forming.

¹ Contribuição técnica ao 65º Congresso Anual da ABM, 26 a 30 de julho de 2010, Rio de Janeiro, RJ, Brasil.

² Mestrando do ITA – Instituto Tecnológico de Aeronáutica.

³ Prof. Dr. do ITA – Instituto Tecnológico de Aeronáutica.

⁴ Prof. Ph.D. da UNESP/FEIS – Campus de Ilha Solteira.



1 INTRODUÇÃO

Dentre os processos de conformação de metais destaca-se a conformação de chapas metálicas. Esse processo de conformação apresenta um número considerável de problemas, exigindo intensas pesquisas sobre o entendimento da mecânica da deformação e falha do material, de modo a aumentar sua eficiência. O problema básico consiste na determinação da conformabilidade da chapa metálica, a qual pode ser definida como sendo a habilidade do metal em ser conformado em uma forma específica sem a ocorrência de qualquer tipo de defeito ou fratura.

É conhecido que a distribuição das deformações finais em uma chapa metálica é influenciada pelas propriedades do material tais como índice de encruamento, índice de sensibilidade à taxa de deformação, anisotropia plástica e encruamento inicial da chapa. Além disso, o atrito entre a chapa e as ferramentas e as variações na pressão de sujeição, também influenciam as deformações.

Existem alguns métodos analíticos e numéricos clássicos para a determinação da tensão e da deformação de chapas, tais como o método da energia de deformação uniforme (*uniform strain energy method*), o método dos blocos (*slab or equilibrium method*), o método de campo das linhas de deslizamentos (*slip-line field method*), o método de diferenças finitas (*finite difference method*) e o método de elementos finitos (*finite element method*). Todos estes métodos fornecem soluções rápidas e aproximadas para cálculos de auxílio do projeto de componentes na conformação. Entretanto, para que haja efetivo controle do processo de deformação é essencial conhecer o comportamento plástico da chapa metálica sob as condições particulares do processo.

Vários estudos experimentais foram desenvolvidos para caracterizar a chapa metálica com relação ao aparecimento do fenômeno da estrição, levando à bem conhecida Curva Limite de Conformação introduzida por Keeler⁽¹⁾ e Goodwin.⁽²⁾

As teorias baseadas no contínuo homogêneo consideram que a estrição é um fenômeno de instabilidade plástica caracterizada pelo fato de que a função da energia potencial alcança um valor máximo. Já as teorias baseadas no contínuo heterogêneo, estão basicamente centradas sob duas principais aproximações. A primeira aproximação consiste no tratamento do fenômeno de estrição como um problema de bifurcação, Stören e Rice.⁽³⁾ A segunda aproximação considera um modelo com uma não homogeneidade inicial na estrutura e/ou na espessura do material da chapa, Marciniak e Kuczyński.⁽⁴⁾

Apesar da existência de uma grande quantidade de publicações na literatura, o problema da aplicabilidade e da precisão dos métodos para determinação do limite de deformação das chapas metálicas, para várias trajetórias de deformação encontradas nos processos industriais, ainda permanece.

Portanto, operações de estiramento fora do plano, em particular, a prensagem de um disco circular plano com um punção hemisférico, demonstra-se ser ainda um processo relevante e atrativo para a realização de estudos que tratam do comportamento do escoamento plástico de chapas metálicas anisotrópicas sob condições particulares do processo, tais como: investigação das propriedades plásticas das chapas metálicas, em especial da anisotropia; investigação das propriedades de processo, como a carga de estampagem (estiramento) versus deslocamento do punção e do papel do atrito; como a investigação da influência das propriedades plásticas dos materiais das chapas e do atrito sobre as distribuições das deformações limites das chapas em processo.

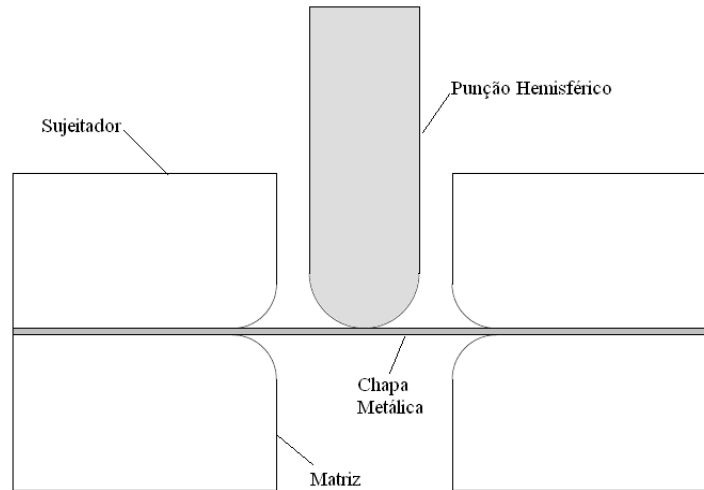


Figura 1 – Estiramento fora do plano com punção hemisférico.

Com isso este trabalho tem como principal objetivo a formulação de uma teoria analítica para o estiramento de chapas metálicas anisotrópicas sob punção hemisférico considerando o atrito entre o punção e a chapa metálica, a fim de avaliar a influência dos parâmetros do material como: índice de encruamento (n), coeficiente de anisotropia normal (R), encruamento inicial da chapa (ϵ_0) assim como parâmetros do processo, como por exemplo, a influência do coeficiente de atrito (μ) na predição e no conhecimento da distribuição das deformações limites durante o processo de deformação.

Validar a teoria proposta através da aplicação da teoria para diversos tipos de materiais de chapas metálicas encontrados na literatura e compará-los com seus respectivos valores experimentais.

Dessa forma, o melhor entendimento sobre o comportamento do escoamento plástico na deformação de chapas metálicas em processamento, traduzirá o conhecimento necessário para propor soluções visando melhorar a eficiência de tais processos e otimizar novos projetos.

2 ANÁLISE TEÓRICA

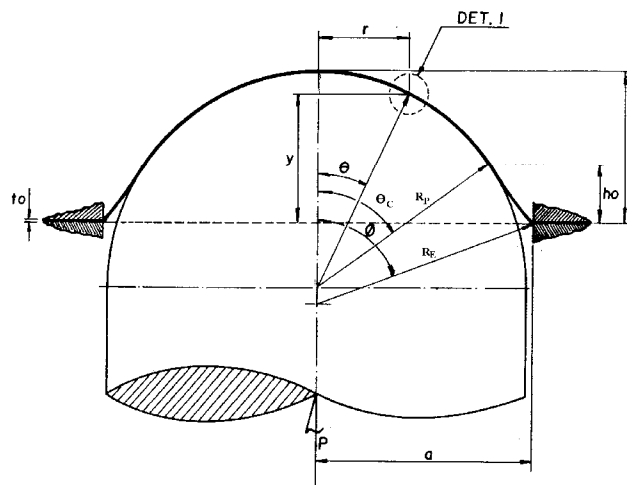


Figure 2: Geometria do processo.

Onde:

R_P = raio do punção

a = raio da matriz

R_E = raio de embutimento

θ_C = ângulo de contato

θ = ângulo do ponto de instabilidade

ϕ = ângulo de embutimento

h_0 = profundidade de início de contato

h = profundidade de embutimento

t_0 = espessura inicial do material

P = carga aplicada

2.1 Determinação das Tensões Principais

Uma das hipóteses consideradas é que só tensões principais atuam sobre o elemento em estudo. Isto significa que nos planos perpendiculares às tensões principais, denominados planos principais, não existem tensões de cisalhamento.

Onde,

$$\sigma_1 = \frac{pR_P}{2t} \left[1 + \mu \left(\frac{2\theta - \text{sen}2\theta}{1 - \cos 2\theta} \right) \right] \quad (1)$$

$$\sigma_2 = \frac{pR_P}{2t} \left[1 - \mu \left(\frac{2\theta - \text{sen}2\theta}{1 - \cos 2\theta} \right) \right]$$

e μ é o coeficiente de atrito.

2.2 Determinação da Tensão Efetiva

Para acomodar o comportamento anisotrópico, Hill,⁽⁵⁾ propôs um número de possíveis generalizações da função de escoamento quadrática, e estabeleceu quatro formas simplificadas considerando isotropia planar nas chapas metálicas, a partir da seguinte forma não quadrática:

$$F|\sigma_2 - \sigma_3|^M + G|\sigma_3 - \sigma_1|^M + H|\sigma_1 - \sigma_2|^M + L|2\sigma_1 - \sigma_2 - \sigma_3|^M + \\ + M'|2\sigma_2 - \sigma_3 - \sigma_1|^M + N|2\sigma_3 - \sigma_1 - \sigma_2|^M = Y^M,$$

onde os seis coeficientes, F , G , H , L , M' , N caracterizam a anisotropia, Y é o limite de escoamento do material da chapa, e $M > 1$ para assegurar a convexidade.

- Caso I: $L = M' = H = 0, F = G$;
- Caso II: $L = M', N = F = G = 0$;
- Caso III: $L = M', F = G, N = H = 0$; e
- Caso IV: $L = M' = F = G = 0$.

Se um valor de M é fixado, ele pode causar uma discrepância entre o lugar do escoamento previsto e o experimental, mostrando que a quarta forma da função de

escoamento estabelecida, seria a mais indicada para representar o comportamento das chapas metálicas anisotrópicas.

A equação (2) mostra o Caso IV do critério de Hill generalizado, já considerando que o material exhibe apenas anisotropia plástica normal, com simetria ortogonal para a condição de tensão plana, ou seja:

$$2(1+R)\bar{\sigma}^M = (1+2R)|\sigma_1 - \sigma_2|^M + |\sigma_1 + \sigma_2|^M, \quad (2)$$

onde $\bar{\sigma}$ é a tensão de escoamento em tração uniaxial, σ_1 e σ_2 são as tensões principais no plano, sendo que o expoente de Hill, M , poderia ser determinado como:

$$M = 0,86R + 1,14, \text{ quando } R < 1; \text{ e } M = 2, \text{ quando } R > 1. \quad (6)$$

Substituindo as equações (1) na equação (2); e fazendo:

$$C = \left(\frac{2\theta - \text{sen}2\theta}{1 - \cos 2\theta} \right),$$

tem-se finalmente que:

$$\bar{\sigma} = \frac{1}{[2(1+R)]^{1/M}} \frac{pR_p}{t} [(1+2R)\mu^M C^M + 1]^{1/M}. \quad (3)$$

2.3 Determinação da Deformação Efetiva

Supondo que a função de escoamento e o potencial plástico sejam idênticos, a lei de escoamento plástico associado pode ser obtida da equação (2), como:

$$\frac{d\varepsilon_1}{(1+2R)\frac{|\sigma_1 - \sigma_2|^M}{(\sigma_1 - \sigma_2)} + \frac{|\sigma_1 + \sigma_2|^M}{(\sigma_1 + \sigma_2)}} = \frac{d\varepsilon_2}{-(1+2R)\frac{|\sigma_1 - \sigma_2|^M}{(\sigma_1 - \sigma_2)} + \frac{|\sigma_1 + \sigma_2|^M}{(\sigma_1 + \sigma_2)}} = \frac{d\varepsilon_3}{2\frac{|\sigma_1 + \sigma_2|^M}{(\sigma_1 + \sigma_2)}} = \frac{d\bar{\varepsilon}}{2(1+R)\bar{\sigma}^{M-1}}. \quad (4)$$

Pela razão de tensão $\sigma_2 = x\sigma_1$, tem-se que:

$$-\varepsilon_3 = \frac{(1+x)^{M-1}}{(1+R)} A^{(1-1/M)} \bar{\varepsilon} \quad (5)$$

onde

$$A = \left[\frac{2(1+R)}{(1+2R)(1-x)^M + (1+x)^M} \right]$$

Considerando a anisotropia, tem-se que:

$$d\varepsilon_2 = \rho d\varepsilon_1 \quad (6)$$

onde ρ , é definido como a razão de deformação, e representa a história de deformação do processo.

Da condição de volume constante, então, obtém-se:

$$d\varepsilon_1 = -\frac{d\varepsilon_3}{(1+\rho)} \quad (7)$$

Supondo que o material da chapa metálica anisotrópica segue a equação de Swift, a qual é obtida através do ensaio de tração simples e expressa como:

$$\bar{\sigma} = K(\varepsilon_0 + \bar{\varepsilon})^n \quad (8)$$

Da equação geral de instabilidade, sabe-se que:

$$\frac{d\bar{\sigma}}{d\bar{\varepsilon}} = \frac{\bar{\sigma}}{Z} \quad (9)$$

e

$$Z = \frac{\varepsilon_0 + \bar{\varepsilon}}{n} \quad (10)$$

Assim a deformação efetiva é definida, como:

$$\bar{\varepsilon} = \frac{-[\varepsilon_0\beta + 4(F-1) - 4n(1+\rho)] + \left\{ [\varepsilon_0\beta + 4(F-1) - 4n(1+\rho)]^2 - 16\varepsilon_0\beta(F-1) \right\}^{1/2}}{2\beta} \quad (11)$$

onde,

$$F = \left\{ \frac{\mu^M C^{M-1} (2 - 2C \cot g\theta) (\cos\theta + 1) (1 + 2R)}{\text{sen}\theta [1 + \mu^M C^M (1 + 2R)]} \right\}$$

$$\beta = [F + 3 + 4(1 + \rho)] \frac{(1+x)^{M-1}}{(1+R)} A^{(1-1/M)}$$

Da equação (5), tem-se que:

$$\varepsilon_3 = -\frac{(1+x)^{M-1}}{(1+R)} A^{(1-1/M)} \bar{\varepsilon}$$

e das equações (6) e (7), respectivamente, as expressões da deformação radial ε_1 , e da deformação circunferencial ε_2 , como:

$$\varepsilon_1 = -\frac{\varepsilon_3}{(1+\rho)}, \quad (12)$$

e

$$\varepsilon_2 = \rho\varepsilon_1. \quad (13)$$

3 RESULTADOS E DISCUSSÃO

A equação (11), define a deformação efetiva, variando-se o coeficiente de atrito μ de zero (lubrificação ideal) à 0,577 (atrito de aderência), e considerando o ângulo θ do provável ponto de estrição igual a 20°, valor considerado em função das observações experimentais feitas por Ilkiu,⁽⁷⁾ onde o mesmo variou de aproximadamente 15° à 28°.

Os valores das propriedades plásticas utilizadas para a construção das curvas ε por μ foram extraídos da literatura. São valores típicos de matérias utilizados nos processos de conformação de chapas.

Na Figura 3, é mostrada a influência do índice de encruamento, sobre a predição da deformação efetiva sob influência do atrito. Quanto maior o valor do índice de encruamento, maior serão os valores da deformação efetiva. É digno de nota que se n tende a zero, não é possível obter-se valores de deformação uniforme antes da fratura, como na previsão das deformações limites utilizando-se o modelo M-K.

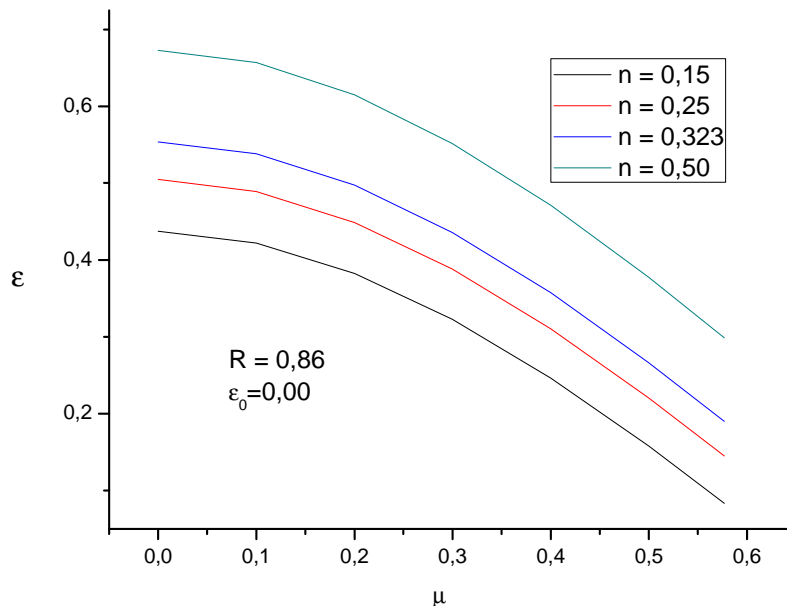


Figura 3 – Influência do índice de encruamento na predição da deformação efetiva, pela presente teoria.

Na Figura 4, analisou-se a influência do encruamento inicial sobre a predição da deformação efetiva sob influência do atrito. O valor de ε_0 também apresenta um efeito significativo nos valores da deformação efetiva, onde o aumento no valor do encruamento inicial da chapa, reduz a capacidade de deformação da chapa, que antecede a falha.

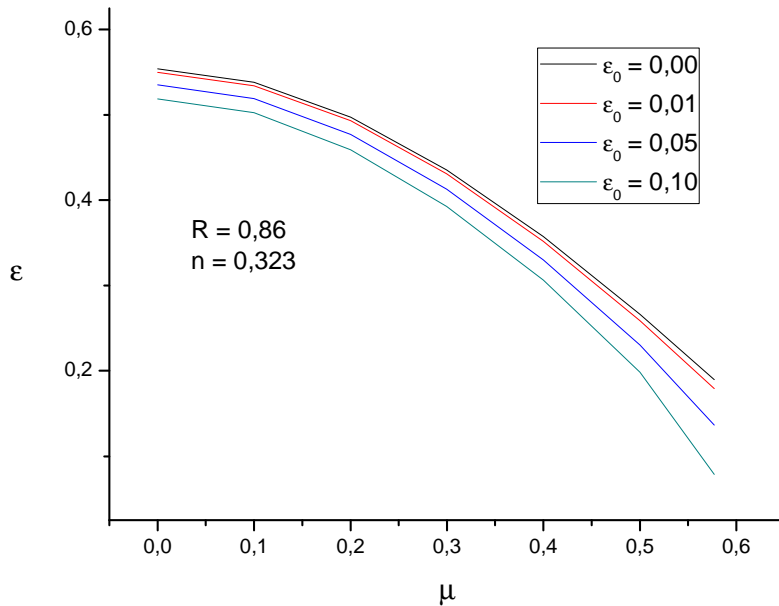


Figura 4 – Influência do encruamento inicial da chapa na predição da deformação efetiva, pela presente teoria.

Finalmente, o efeito do coeficiente de anisotropia plástica normal R , sobre a predição da deformação efetiva sob influência do atrito, pode ser observado na Figura 5, onde o mesmo é realizado. Pode-se observar que quanto maior o valor de R , maior serão os valores de deformações limites observáveis, e que quanto maior for o valor do expoente de Hill, M , menor serão os valores das deformações limites, notou-se também que M afeta de maneira significativa o comportamento da curva.

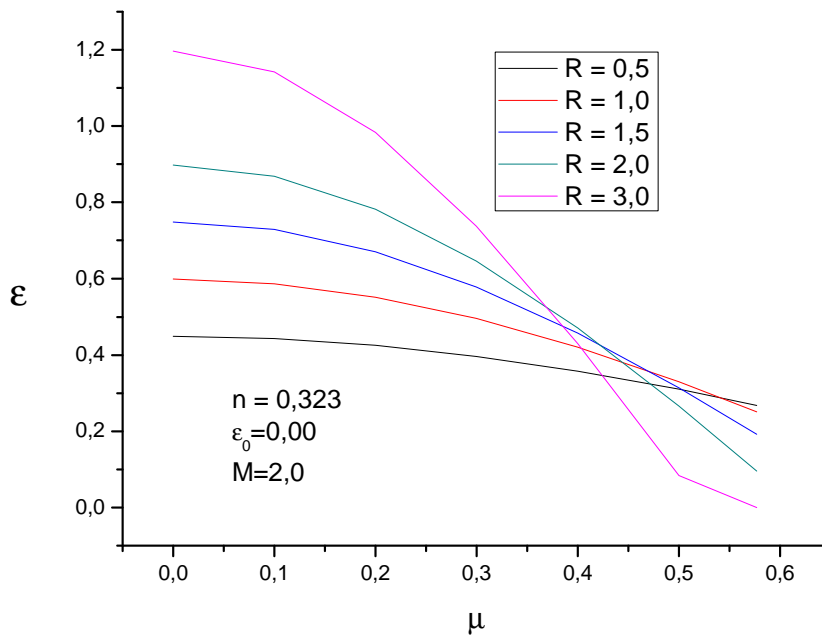


Figura 5 – Influência do coeficiente de anisotropia normal na predição da deformação efetiva, pela presente teoria, considerando $M = 2,0$ constante.

A Figura 6 mostra a influência do critério de escoamento na formulação da presente teoria. Para tanto, foram utilizados os critérios de Von Mises, de Hill 1952⁽⁸⁾ e de Hill⁽⁵⁾ (critério utilizado na presente teoria).

Na qual, observou-se que a projeção da curva experimental está bem próxima da curva obtida pela presente teoria. Também se pode notar que a presente teoria, que utiliza o critério de Hill,⁽⁵⁾ apresentou resultados melhores do que as demais teorias apresentadas.

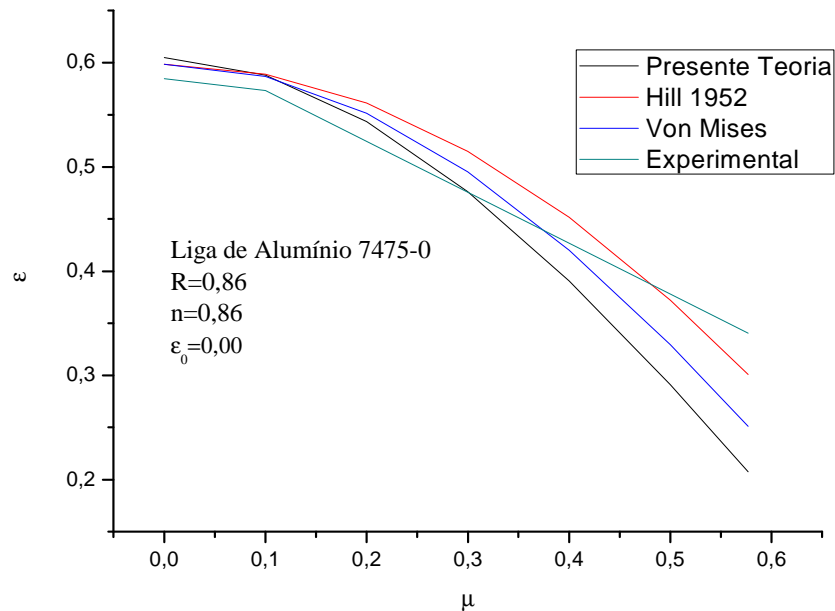


Figura 6 – Influência do critério de escoamento empregado na formulação da presente teoria. Pontos experimentais apresentados por Ilkiu.⁽⁷⁾

Finalmente, uma coletânea de dados experimentais, disponíveis na literatura, são utilizados para avaliar a adequação da teoria sobre as deformações limites previstas e os parâmetros do processo.

Gosh⁽⁹⁾ testou o alumínio 2036 – T4, mostrado na Figura 7, a presente teoria mostrou uma boa concordância com os pontos experimentais, para um coeficiente de atrito de 0,3, tanto na região de estampagem quanto na de estiramento.

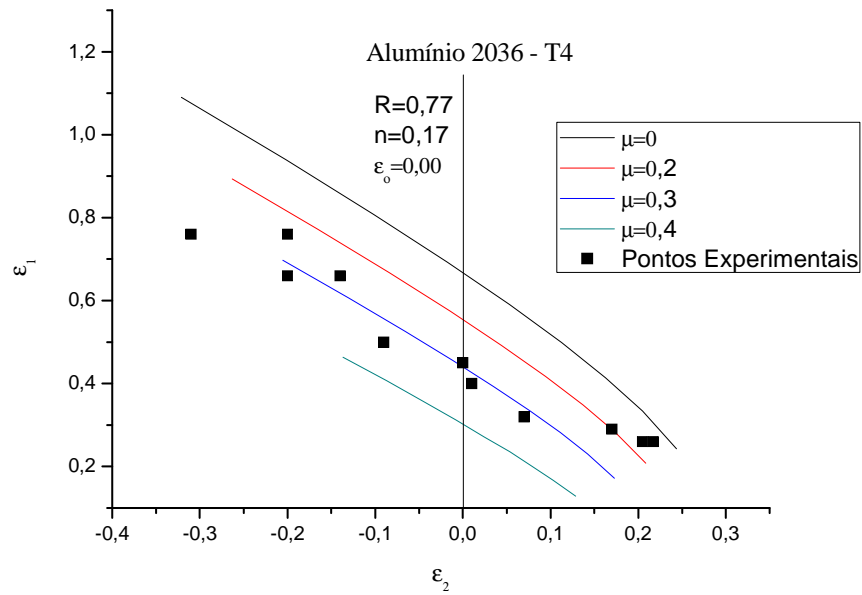


Figura 7 – Maior deformação limite, ε_1 , mostrada como função da menor deformação, ε_2 , para o Alumínio 2036 – T4. Pontos experimentais apresentados por Gosh.⁽⁹⁾

A Figura 8 apresenta um latão 70/30 recozido ensaiado por Gosh,⁽⁹⁾ onde é realçado os altos níveis de deformações limites para ambas as regiões da CLC, fato que deve ser atribuído ao alto valor do índice de encruamento desse material. A CLC da presente teoria mostrou concordar razoavelmente bem com os pontos experimentais para um coeficiente de atrito na faixa de 0,2 e 0,3 como mostra na Figura.

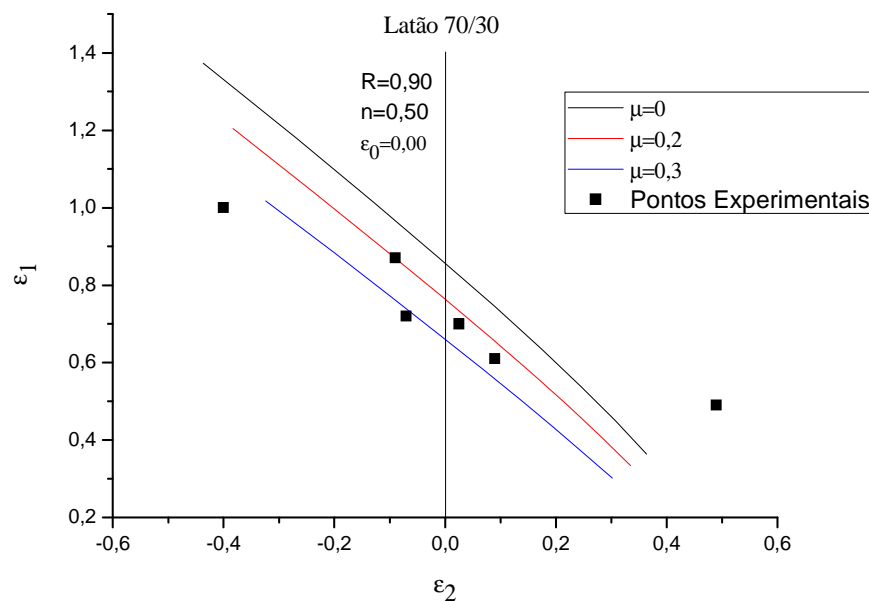


Figura 8 – Maior deformação limite, ε_1 , mostrada como função da menor deformação, ε_2 , para o Latão 70/30. Pontos experimentais apresentados por Gosh.⁽⁹⁾



4 CONCLUSÃO

Dos parâmetros plásticos, através da teoria proposta:

- o coeficiente de encruamento n , é sem dúvida o principal parâmetro plástico que governa as deformações limites. Portanto, seria recomendável o uso de chapas metálicas anisotrópicas com altos valores de n para ambos os processos, estampagem profunda e estiramento;
- o efeito do coeficiente de anisotropia plástica normal, R , é benéfico sobre as deformações limites previstas para ambas as regiões da CLC. Todavia, observou-se que o efeito do coeficiente de anisotropia plástica normal R sobre as deformações limites é mais significativo quando o encruamento inicial da chapa, ϵ_0 , é diferente de zero ($\epsilon_0 \neq 0$);
- quanto maior o encruamento inicial da chapa ϵ_0 , maior será a anisotropia induzida na chapa (textura bem definida), razão pela qual o papel da anisotropia é mais evidente como uma função do encruamento inicial da chapa ϵ_0 ; e
- a capacidade de deformação da chapa metálica é comprometida pelo encruamento inicial da chapa ϵ_0 . Ou seja, quanto maior o valor de ϵ_0 , menores serão as deformações limites que antecedem a falha da chapa (estricção localizada).

Da previsão das deformações limites sobre as CLC's das chapas analisadas, utilizando a teoria proposta:

- em geral, as deformações limites previstas pela teoria proposta estão em boa concordância com os resultados experimentais, obtidos da literatura, para as chapas metálicas anisotrópicas analisadas, seja para a região de estampagem ou estiramento; e
- para o caso de materiais de chapas que apresentam a dependência da deformação limite ϵ_1 da razão de deformação ρ , ou da deformação ϵ_2 , onde $d\epsilon_1/d\rho$ ou $d\epsilon_1/d\epsilon_2$ é sempre menor do que zero para a região de estiramento, a teoria proposta mostra-se eficiente.

Agradecimentos

Ao CNPq, pelo suporte financeiro durante a preparação deste trabalho e ao Instituto Tecnológico de Aeronáutica, que proporcionou as condições para realização do mesmo.

REFERÊNCIAS

- 1 KEELER, S.P. Circular grid system – a valuable aid for evaluating sheet metal formability. **SAE Automotive Engineering Congress**, Detroit, Tech. Paper 680092, 1968.
- 2 GOODWIN, G.M. Application of strain analysis to sheet metal forming problems in the press shop. **SAE Automotive Engineering Congress**, Detroit, Tech. Paper 680093, 1968.
- 3 STÖREN, S., RICE, J.R. Localized necking in thin sheets. **J. Mech. Phys. Solids**, v.23, p. 421-41, 1975.
- 4 MARCINIAK, Z., KUCZYŃSKI, K. Limit strains in the processes of stretch-forming sheet metal. **Int. J. Mech. Sci.**, v. 9, p. 609-20, 1967.
- 5 HILL, R. Theoretical plasticity of textured aggregates. **Mat. Proc. Camb. Phil. Soc.**, v. 85, p. 179-91, 1979.

- 6 BRESSAN, J.D., WILLIAMS, J.A. The use of a shear instability criterion to predict local necking in sheet metal deformation. **Int. J. Mech. Sci.**, v. 25, p. 155-68, 1983.
- 7 ILKIU, A. M. Instabilidade Plástica em Chapas Metálicas Finas Anisotrópicas, no Estado Biaxial de Tensões Considerando o Atrito. **Tese de mestrado – Instituto Tecnológico de Aeronáutica**, São José dos Campos, 1992. 155p.
- 8 Hill, R., 1952, On the discontinuous plastic states, with special reference to localized necking in thin sheet, *J. Mech. Phys. Solids*, Vol. 1, 19-30. 1952.
- 9 GHOSH, A.K. A criterion for ductile fracture in sheets under biaxial loading. **Metallurgical Transactions**, v. 7A, p. 523-33, 1976.