

INFLUÊNCIA DO CRITÉRIO DE ESCOAMENTO NA FORÇA TOTAL DE CONFORMAÇÃO EM JUNÇÕES METÁLICAS UTILIZANDO ELASTÔMEROS.

Cristiano Roberto Martins Foli

ITA – Instituto Tecnológico de Aeronáutica, Praça Mal. Eduardo Gomes, 50 – Vila das Acácias - S.J. Campos – CEP 1228-900. e-mail : foli@ita.br

Miguel Ângelo Menezes

Unesp - Universidade Estadual Paulista, Av. Brasil nº56 – Centro -Ilha Solteira – CEP 15385-000. e-mail : miguel@dem.feis.unesp.br

Lindolfo Araújo Moreira Filho

ITA – Instituto Tecnológico de Aeronáutica, Praça Mal. Eduardo Gomes, 50 – Vila das Acácias - S.J. Campos – CEP 1228-900. e-mail: lindolfo@ita.br

Resumo: *A fabricação de junções metálicas utilizando elastômeros é uma técnica não convencional de fabricação que vem se desenvolvendo nos últimos 20 anos. O processo de conformação desenvolver-se-á perfeitamente se houver uma compressão simultânea entre o elastômero e o tubo. Geralmente, soluções exatas para os problemas envolvendo conformação por elastômero são difíceis de obter. Entretanto, pode-se usar a técnica do limite superior (upper-bound theory), para se fazer a previsão da carga necessária para a conformação de junções. Assim, é necessário desenvolver um equacionamento capaz de fornecer uma estimativa da força total de conformação, útil na definição do ferramental e dos equipamentos necessários ao processo. Neste trabalho utilizou-se as teorias de escoamento de Von Mises, Hill de 1948, Hill de 1979 e a teoria de Hosford, para estudar a influência da anisotropia sobre a força total de conformação de junções utilizando elastômeros, de modo a garantir a aplicabilidade do modelo proposto.*

Palavras-chaves: *Junções, Elastômeros, Critério de escoamento, Anisotropia, Conformação.*

1. INTRODUÇÃO

Apesar dos processos de conformação dos metais diferirem amplamente no que diz respeito à velocidade, temperatura, e na maneira pelas quais as forças são aplicadas, todos possuem uma característica semelhante em termos de suas partes físicas de interesse: ferramentas sob carregamento, zonas plásticas, interface entre o material plasticamente deformado e as ferramentas rígidas, e também as regiões de transição elasto-plástica no material.

Dentre os processos de conformação, destaca-se a conformação de junções metálicas utilizando elastômero (Marreco ⁽¹⁾, Moreira Filho ⁽²⁾, Moreira Filho ⁽³⁾, Foli et al.⁽⁴⁾). Esse processo de conformação apresenta um número considerável de variáveis, como por exemplo: a definição da relação necessária entre o avanço do domo conformado e a pressão desenvolvida no elastômero, as condições de atrito e de lubrificação durante a conformação das junções, o papel da anisotropia e do encruamento dos materiais, assim como a influência da velocidade de deformação no processo de conformação e a definição da máxima força para conformar as junções.

A conformação de tubos é uma tecnologia cuja aplicação está expandindo continuamente, especialmente nas indústrias automotiva, aeronáutica e nuclear. Algumas aplicações desta tecnologia são baseadas na possibilidade de gerar tubos de parede fina com geometria complexa. As principais vantagens da conformação usando elastômeros são: o baixo peso e a alta resistência do produto, além de sua simplicidade e do baixo custo do ferramental em processo.

A suposição de que todo elemento material permanece isotrópico durante a deformação é uma aproximação pouco realístico; pois quando grãos cristalinos individuais são alongados na direção da maior deformação em tração, a textura da amostra adquire uma orientação preferencial, Hosford e Caddell ⁽⁵⁾. Em metais, a causa mais importante de propriedades plásticas anisotrópicas é esta orientação preferida que se desenvolve no metal devido à rotação dos grãos durante a deformação por deslizamento ou maclação.

Em geral, o coeficiente de anisotropia plástica normal R , se mostra mais significativo, por isso sendo mais freqüentemente focado nas análises versando sobre o comportamento ao escoamento plástico dos materiais anisotrópicos. Nessa direção, Menezes e Hartley ⁽⁶⁾ reinterpretando dados previamente publicados reforçaram o papel do índice de encruamento n e do coeficiente de anisotropia plástica normal R e, particularmente, demonstraram que a anisotropia aumenta a capacidade de deformação de uma chapa anisotrópica, para ambas as regiões da curva limite de conformação (estampagem e estiramento), fato esse confirmado recentemente por Itikava ⁽⁷⁾. Como uma consequência dessa anisotropia, a forma da superfície de escoamento se mostra substancialmente afetada, sendo necessário que a função de escoamento dos materiais anisotrópicos contenha parâmetros que caracterizem a anisotropia, Hill ⁽⁸⁾.

Hill ⁽⁸⁾ formulou o primeiro critério de escoamento para materiais anisotrópicos com simetria ortotrópica. Uma função quadrática, que se reduz ao critério de escoamento de Von Mises para materiais isotrópicos, quando a anisotropia é negligenciada, é expressa como:

$$2\phi(\sigma_{ij}) = F(\sigma_y - \sigma_z)^2 + G(\sigma_z - \sigma_x)^2 + H(\sigma_x - \sigma_y)^2 + 2L\sigma_{yz}^2 + 2M'\sigma_{zx}^2 + 2N\sigma_{xy}^2 = 1, \quad (1)$$

onde os coeficientes F , G , H , L , M' e N são parâmetros característicos do estado de anisotropia presente.

No caso de tubos metálicos de parede fina, a anisotropia é caracterizada, por simplicidade, a partir de três planos de simetria ortogonais entre si, que levam aos eixos principais de anisotropia. Tais eixos são os eixos de referência nas análises teóricas, e são referidos em relação à direção longitudinal (z), à direção circunferencial (θ) e à direção radial (r). Assim, na Equação (1), quando são considerados apenas os eixos principais de anisotropia, a introdução do coeficiente de anisotropia normal R , a tensão efetiva, representativa do estado de tensão do material anisotrópico σ_a , e a condição de tensão plana (membrana), conduz à equação:

$$\sigma_a^2(R+1) = (R+1)\sigma_z^2 - 2R\sigma_z\sigma_\theta + (R+1)\sigma_\theta^2, \quad (2)$$

que é a forma mais comum de representação da quadrática.

A forma quadrática da equação (2) é repetidamente usada nas aplicações, mostrando geralmente uma predição satisfatória do comportamento de chapas metálicas com $R \geq 1$, Wu et al. ⁽⁹⁾. Contudo, para o caso de $R < 1$, o comportamento anisotrópico foi observado por Pearce ⁽¹⁰⁾ e Woodthorpe & Pearce ⁽¹¹⁾ para chapas de alumínio comercialmente puras. Neste caso, as curvas tensão-deformação experimentais em tração biaxial balanceada apresentam valores de tensão maiores que os das curvas

em tração uniaxial, sendo que o critério de escoamento quadrático de Hill⁽⁸⁾ não consegue prever esse comportamento. Dillamore⁽¹²⁾, argumentou baseado na plasticidade de cristais, que a teoria de escoamento para materiais anisotrópicos de Hill⁽⁸⁾, apresenta concordância razoável entre teoria e experimentos para valores de R entre 1 e 2.

Para acomodar o comportamento anisotrópico, Hill⁽¹³⁾, propôs um número de possíveis generalizações da função de escoamento quadrática, e estabeleceu quatro formas simplificadas considerando a isotropia planar de chapas metálicas, a partir da seguinte forma não quadrática:

$$F|\sigma_2 - \sigma_3|^M + G|\sigma_3 - \sigma_1|^M + H|\sigma_1 - \sigma_2|^M + L|2\sigma_1 - \sigma_2 - \sigma_3|^M + M|2\sigma_2 - \sigma_3 - \sigma_1|^M + N|2\sigma_3 - \sigma_1 - \sigma_2|^M = Y^M, \quad (3)$$

onde os seis coeficientes, F, G, H, L, M', N caracterizam a anisotropia, Y é o limite de escoamento, 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 : $L = M' = F = G = 0$.

Todas essas quatro formas são próprias para descrever o comportamento anisotrópico.

Se um valor de M é fixado, ele pode causar uma discrepância entre a superfície de escoamento prevista e a experimental, mostrando que a quarta forma da função de escoamento estabelecida por Hill, é a mais indicada para representar o comportamento das chapas e tubos metálicos anisotrópicos.

A Equação (4) mostra o Caso IV do critério de Hill⁽¹³⁾ generalizado, já considerando que o material exibe apenas anisotropia normal, com simetria ortogonal para condição de tensão plana, ou seja:

$$2(1 + R)\phi^M = (1 + 2R)|\sigma_1 - \sigma_2|^M + |\sigma_1 + \sigma_2|^M, \quad (4)$$

onde ϕ é a tensão de escoamento em tração uniaxial, σ_1 e σ_2 são as tensões principais no plano, e o expoente de Hill, M , é determinado como:

$$M = 0,86R + 1,14 \text{ quando } R < 1, \text{ e } M = 2 \text{ quando } R > 1, \text{ Bressan e Williams}^{(14)}.$$

Hosford⁽¹⁵⁾, propôs também uma função de escoamento baseado no limite superior da análise de Bishop & Hill⁽¹⁶⁾, ou seja:

$$F|\sigma_1 - \sigma_2|^A + G|\sigma_2 - \sigma_3|^A + H|\sigma_3 - \sigma_1|^A = 1. \quad (5)$$

Embora a forma da função de escoamento de Hosford possa coincidir com a função de escoamento de Hill de 1979 sob condições especiais, o expoente de tensão A na função de escoamento de Hosford é independente do valor de R e tem valores muito maiores (de 6 ou 8 para cristais CCC e CFC, respectivamente).

Neste trabalho, se utilizou as teorias de escoamento de Von Mises, Hill de 1948, Hill de 1979 (caso IV) e a teoria de Hosford, (Figura 1), para estudar o comportamento da anisotropia sobre a força total de conformação de junções utilizando elastômeros, de modo a garantir a aplicabilidade do modelo proposto.

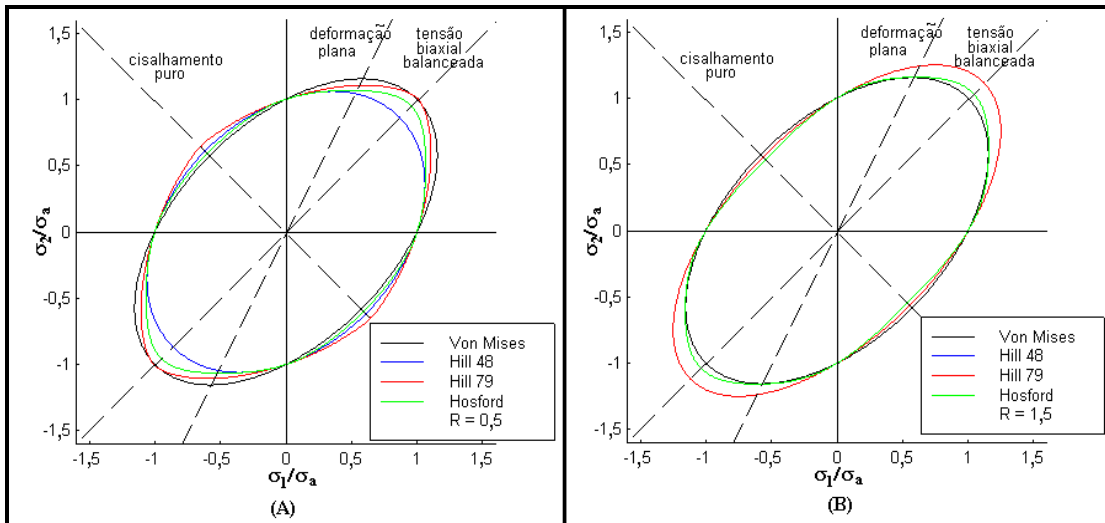
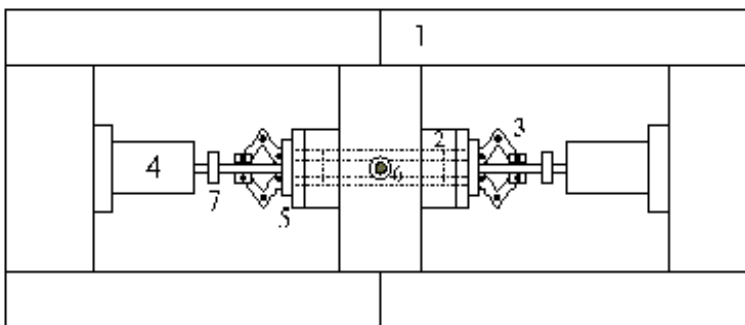


Figura 1. Superfície início de escoamento utilizando os critérios de Von Mises, Hill de 1948, Hill de 1979 e Hosford. (A) $R < 1$. (B) $R > 1$.

2. PROCEDIMENTO EXPERIMENTAL

Uma máquina especial de conformação foi projetada construída e automatizada de maneira a se obter um carregamento simultâneo nas duas extremidades do tubo. O equipamento basicamente consiste de uma estrutura rígida em forma de quadro (Figura 2.a), onde lateralmente existem dois cilindros hidráulicos, com capacidade de 30 toneladas, que são acionados simultaneamente durante o processo de conformação. Um exemplo de junção conformada pelo processo pode ser visto (Figura 2.b).



- 1 - Estrutura rígida em forma de quadro
- 2 - Cilindro no qual está contida a matriz
- 3 - Sistema de quatro-barras (mecanismo de acionamento dos punções)
- 4 - Pistão hidráulico de acionamento dos punções
- 5 - Tampão-guia
- 6 - LVDT - dispositivo para medir o avanço do domo
- 7 - Célula de carga

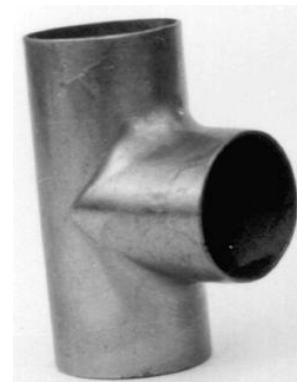


Figura 2. a) Esquema do dispositivo de conformação. b) Junção em “T”.

3. MODELAGEM TEÓRICA

A fórmula apresentada para o cálculo da força total de conformação considerando o material isotrópico já foi previamente deduzida na referência, Moreira Filho⁽²⁾, como segue:

$$F_T = \frac{\frac{\pi}{2\sqrt{3}} \cdot \bar{\sigma} \{d_0^2 - d_i^2 + 2.m.(Z - Y + X).d_0\} + A_0 E_c \left(\frac{d_i^2 - d_r^2}{d_r^2} + \frac{A_i E^* . Y_3}{Z'} \right)}{2 - K.E^*} \quad (6)$$

onde:

F_T é a força total de conformação, $\bar{\sigma}$ é tensão real efetiva, d_0 e d_i são os diâmetros externo e interno do tubo respectivamente, m é o fator de atrito, Z é comprimento inicial do tubo, Y diminuição do comprimento do tubo durante a conformação, X avanço do domo, A_0 é a área inicial do elastômero, E_c é o modo de elasticidade aparente, d_r é o diâmetro do elastômero, A_i é a área interna do tubo, E^* é o módulo de elasticidade aparente depois do preenchimento da folga entre o tubo e o elastômero, Y_3 é a deflexão do elastômero para a formação do domo, Z' é $L - Y_1$ (onde Y_1 é a deflexão inicial para preencher a folga entre o tubo e o elastômero) e K é a compressibilidade volumétrica.

Introduzindo a anisotropia na equação da energia devido a deformação interna pelo critério de escoamento proposto por Hill⁽⁸⁾, a energia devido a deformação interna é definida como:

$$\dot{W}_i = \frac{1}{2} \pi V \bar{\sigma} \sqrt{\frac{(R+1)}{(4R+2)}} (d_0^2 - d_i^2). \quad (7)$$

onde V é a taxa de deslizamento relativo.

Modificando a da energia devido às perdas por atrito, então:

$$\dot{W}_a = \pi . m . V . d_0 . \sqrt{\frac{(R+1)}{4R+2}} . \bar{\sigma} . \left| \left(\frac{L t_i (2d_0 - 2t_i)}{t_x (2d_0 - 2t_x)} \right) \right|. \quad (8)$$

onde

t_i é a espessura inicial do tubo e t_x é a espessura do tubo para um determinado avanço (X).

O encruamento é suposto obedecer à equação de Swift, e que com a consideração de anisotropia conduz a:

$$\bar{\sigma} = C(\bar{\epsilon} + \epsilon_0)^n = C \cdot \left[\sqrt{\frac{(R+1)^2}{(2R+1)}} \ln(1 + 0,0074X) + \epsilon_0 \right]^n. \quad (9)$$

onde $\bar{\epsilon}$ é a deformação natural efetiva e ϵ_0 é o encruamento inicial do tubo.

Substituindo as equações (7), (8) e (9) em (6), se obtém a equação final usando o critério de escoamento proposto por Hill em 1948 para o cálculo da força total de conformação:

$$F_T = \frac{\frac{\pi}{2} \cdot \sqrt{\frac{(R+1)}{(4R+2)}} \bar{\sigma} \{d_0^2 - d_i^2 + 2.m.(Z - Y + X).d_0\} + A_0 E_c \left(\frac{d_i^2 - d_r^2}{d_r^2} + \frac{A_i E^* . Y_3}{Z'} \right)}{2 - K.E^*}. \quad (10)$$

Modificações análogas são feitas utilizando o critério de Hill de 1979, o qual é expresso como:

$$2(1+R)\phi^M = (1+2R)|\sigma_1 - \sigma_2|^M + |\sigma_1 + \sigma_2|^M. \quad (11)$$

Introduzindo a anisotropia na equação da energia devido a deformação interna, e pelo critério de escoamento proposto por Hill em 1979, Equação (11), a energia devido a deformação interna é definida como:

$$\dot{W}_i = \frac{1}{2} \pi.V.U.\bar{\sigma}.(d_0^2 - d_i^2); \quad (12)$$

onde U é dado por

$$U = \left[\frac{2*(1+R)}{(1+2R)} \right]^{1/M}. \quad (13)$$

Modificando a equação da energia devido às perdas por atrito:

$$\dot{W}_a = \pi.m.V.d_0.U.\bar{\sigma} \cdot \left[\frac{L.t_i(2d_0 - 2t_i)}{t_x(2d_0 - 2t_x)} \right]^1. \quad (14)$$

O encruamento descrito pela equação de Swift, considerando a anisotropia é expresso pelas seguintes equações;

$$\varepsilon = \ln(1 + 0.0074X); \quad (15a)$$

$$A = \left(\frac{2*(1+R)^{1/M}}{2} \right); \quad (15b)$$

$$B = \left(\frac{1}{(1+R)^{1/(M-1)}} \right)^* (\varepsilon)^{\frac{M}{(M-1)}}; \quad (15c)$$

$$C_1 = (\varepsilon)^{\frac{M}{(M-1)}}; e \quad (15d)$$

$$D = A*(B + C_1)^{\frac{(M-1)}{M}}; \quad (15e)$$

onde $M = 0,86R + 1,14$ para $R < 1$, e $M = 2$ para valores de $R > 1$.

Substituindo as Equações 15a, 15b, 15c, 15d e 15e, em 9 se tem:

$$\bar{\sigma} = C(\bar{\varepsilon} + \varepsilon_0)^n = C.[D + \varepsilon_0]^n. \quad (16)$$

Substituindo as Equações (13), (14) e (16) na Equação (6), se obtém a equação final usando o critério de escoamento proposto por Hill em 1979 para o calculo da força total de conformação:

$$F_T = \frac{\frac{\pi}{2}.U.\bar{\sigma}\{d_0^2 - d_i^2 + 2.m.(Z - Y + X).d_0\} + A_0 E_C \left(\frac{d_i^2 - d_r^2}{d_r^2} \right) + \frac{A_i E^* . Y_3}{Z'}}{2 - K.E^*}. \quad (17)$$

A forma da função de escoamento de Hosford coincide com a função de escoamento de Hill de 1979 sob condições especiais. O expoente N na função de escoamento de Hosford é independente

do valor de R e emprega valores muito maiores (de 6 ou 8 para cristais CCC e CFC, respectivamente). Dessa forma, a função é descrita como:

$$F |\sigma_2 - \sigma_1|^N + G |\sigma_2 - \sigma_3|^N + H |\sigma_3 - \sigma_1|^N = 1. \quad (18)$$

As mesmas modificações feitas no critério de Hill de 1979 são feitas para o critério de Hosford, substituindo M por N , o que conduz a equações similares.

4. DISCUSSÃO DOS RESULTADOS

As (Figuras 3 a 5), mostram a influência do critério de escoamento anisotrópico na força total de conformação. Para tanto, são utilizados os critérios de Hill de 1948 traduzido pela Equação (10), Hill de 1979 traduzido pela Equação (17) e o critério de Hosford, o qual é próprio à textura de metais CCC ou CFC, traduzido por uma equação similar à Equação (17), através da substituição do parâmetro M por N . Deve ser observado que a condição $R=1$ é a condição de um material anisotrópico que apresenta um comportamento equivalente àquele de um material isotrópico, ou seja, o qual obedece à quadrática de Von Mises.

Em geral, se observa que a força total de conformação é tanto maior quanto maior for o deslocamento do domo. Esse aumento na força total de conformação é mais nítido à medida que o índice de encruamento n aumenta. Através das (Figuras 3a e 3b), para $\epsilon_0=0$ e $R \geq 1$, se verifica que o critério de Hosford conduz às maiores forças de conformação para um material do tubo com maior valor de n , como também se constata a coincidência dessas mesmas forças previstas por ambos os critérios de Hill. Entretanto, essa mesma coincidência não ocorre quando $\epsilon_0=0$ e $R < 1$, (Figura 4), onde a força total de conformação prevista pelo critério de Hill de 1979 é maior que aquela obtida pelo critério de Hill de 1948. Por outro lado, para um material do tubo com menor valor de n , apesar da menor influência dos critérios de escoamento anisotrópicos na previsão da força total de conformação, se verifica a coincidência dessas forças através dos três critérios de escoamento referidos, particularmente para $\epsilon_0=0$ e $R \geq 1$. Tal coincidência, não ocorre para $\epsilon_0=0$ e $R < 1$, onde a força total de conformação prevista pelo critério de Hill de 1979 é maior que aquela obtida pelo critério de Hill de 1948 e pelo de Hosford.

Particularmente para o cobre, as (Figuras 5a e 5b), respectivamente, mostram a influência da formulação empregada através dos critérios de escoamento anisotrópico de Hill de 1979 e de Hosford na força total de conformação, as quais são comparadas aos pontos experimentais obtidos. Tais curvas são aqui apresentadas, pois são aquelas as quais apresentam uma menor variação no fator de atrito durante todo o processo de conformação. Adicionalmente, se observa também que a melhor combinação de propriedade dos materiais ($n=0,45$, $C= 41,00$ propriedades obtidas da tração simples, $R=0,5$ o valor de R não foi obtido experimentalmente, $\epsilon_0=0$ e $m=0,075$) e das condições de atrito utilizadas para o tubo de cobre, definem o critério de Hill de 1979, como aquele que permite a melhor análise dos parâmetros plásticos e da influência da anisotropia, visto que o critério de Hosford conduz a um maior afastamento entre os resultados teóricos da força total de conformação comparados àqueles obtidos experimentalmente.

Tal observação experimental é coerente com a literatura, na medida em que o valor R de um tubo de cobre se encontra entre 0,5 e 0,9.

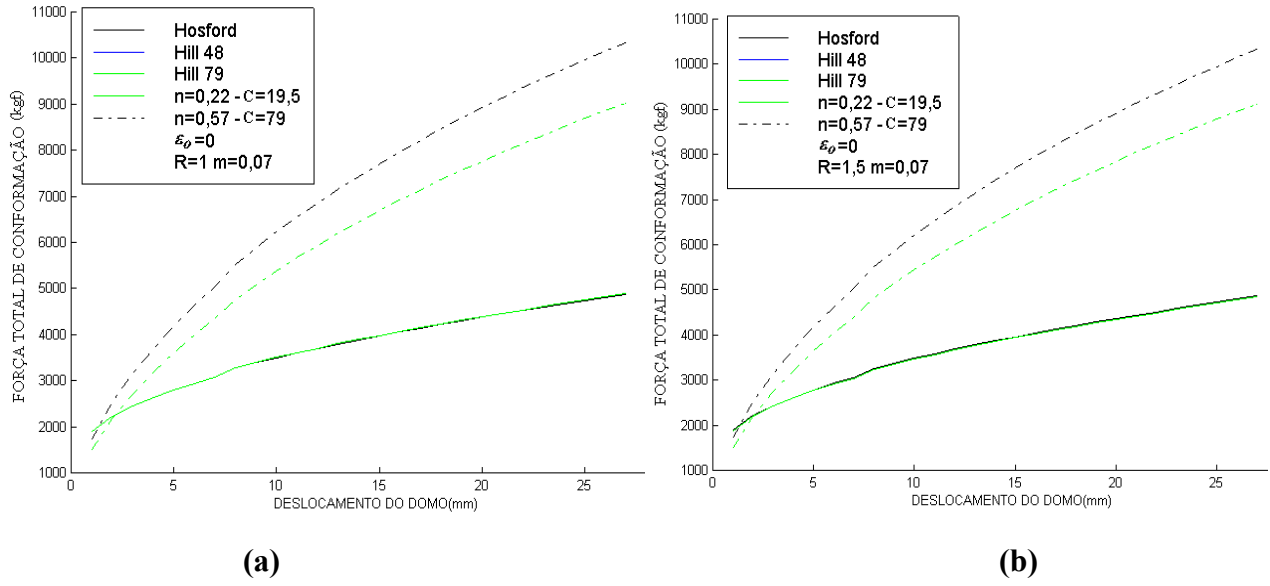


Figura 3. a)Análise dos critérios de escoamento com $\epsilon_0=0$ e $R=1$. b)Análise dos critérios de escoamento com $\epsilon_0=0$ e $R=1,5$.

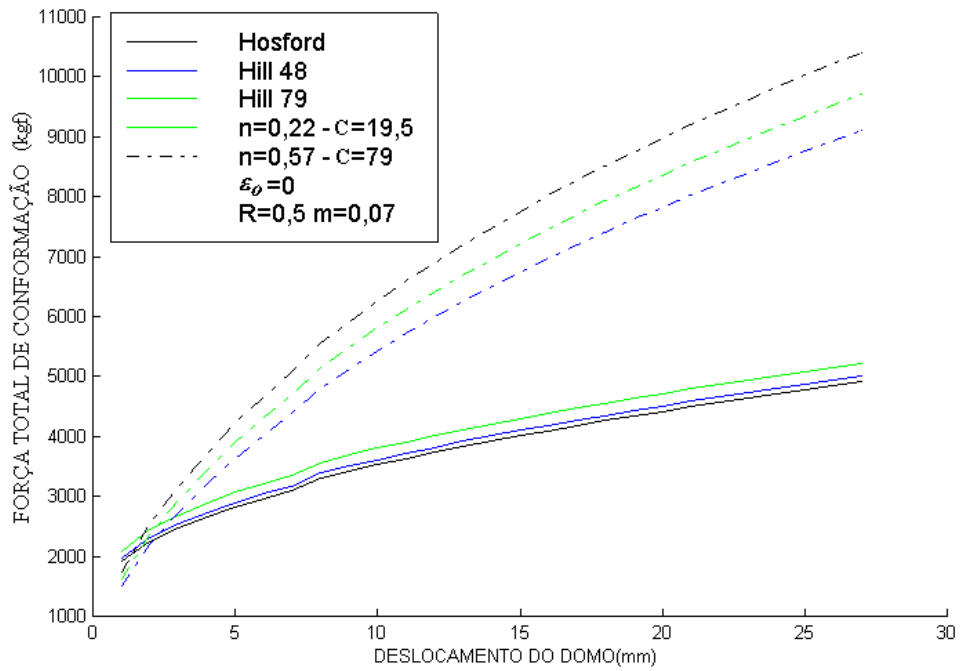


Figura 4. Análise dos critérios de escoamento com $\epsilon_0=0$ e $R=0,5$.

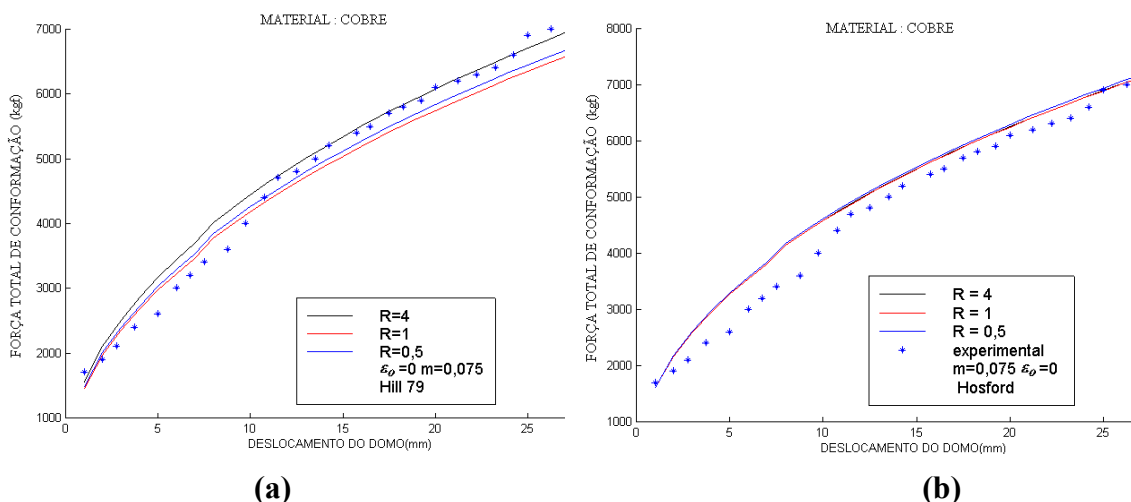


Figura 5. a) Critério de Hill de 1979 comparado aos pontos experimentais do cobre. b) Critério de Hosford comparado aos pontos experimentais do cobre. $n=0,45$, $C= 41,00$ propriedades obtidas da tração simples, o valor de R não foi obtido experimentalmente.

5. CONCLUSÕES

- De forma geral, para valores de índice de encruamento n maiores, o critério de escoamento de Hosford conduz às maiores forças totais de conformação;
- Particularmente para tubos de cobre, o critério de escoamento de Hill de 1979 é aquele que leva à melhor concordância entre os resultados teóricos e experimentais;
- Para materiais com baixo valor de índice de encruamento, o critério de escoamento de Hill de 1979 leva às maiores forças totais de conformação;
- Para materiais apresentando valores de $R \geq 1$ se observa que os critérios de escoamento de Hill de 1948 e Hill de 1979 apresentam o mesmo valor da força total de conformação. Fato, que não ocorre para valores de $R < 1$, onde a força total de conformação utilizando o critério de Hill de 1979 é maior do que utilizando o critério de Hill de 1948.

6. REFERÊNCIAS

1. MARRECO, D.B. , AL-QURESHI, H.A. ,1979. Forming of T-Junction on Metal Tubes by Elastomer Rod Technique, **Proc.7th North American Metal Working Research Conf.**, 13-19, pags 107-113.
2. MOREIRA FILHO, L.A., AL-QURESHI, H.A., 1985.Unconventional Tee Forming on Metal Tubes. **Journal of Engineering for Industry**, Nov.
3. MOREIRA, FILHO, L.A., 1998. **Modelagem Teórica e Automatização de Processo de Conformação de Junções em Tubos de Parede Fina.** - Instituto Tecnológico de Aeronáutica, CTA., São José dos Campos, Tese de Doutorado.
4. FOLI, C. R.M, MOREIRA FILHO, L. A., MENEZES, M.A., 2003a. Alternative process for unconventional forming of junction in thin-walled metal tubes In: **Proceedings Of the 17th International Congress of Mechanical Engineering**.v.1. p.1 , 2003, São Paulo.
5. HOSFORD, W.F., CADDELL R.M., 1983. Plastic instability, Strain-rate and temperature. In: **___ Metal Forming: Mechanics and Metallurgy. Prentice- Hall, Inc.**, Toronto, Canada, p. 68-100.
6. MENEZES, M. A., HARTLEY, P., 2000. Re-interpretation of the Role os the Strain-rate and Anisotropic Effects in the Failure of Anisotropic Sheet Metals. In: **Proceedings of the 3rd Esaforming**, Stuttgart-Germany, p. 11-14.

7. ITIKAVA, R. K., 2002. **Análise da Instabilidade Plástica de Chapas Metálicas Anisotrópicas Utilizando a Teoria da Propriedade do Ângulo de Estricção.** – Universidade Estadual Paulista, Ilha Solteira, Dissertação de Mestrado.
8. HILL, R., 1948. A Theory of the Yielding and Plastic Flow of Anisotropic Metals. **Proc. Roy. Soc. London**, v. 193A, p. 281-97.
9. WU, H.C., HONG, H.K., SHIAO, Y.P., 1999. Anisotropic plasticity with application to sheet metals. **Int. J. Mech. Sci.**, v. 41, p. 703-24.
10. PEARCE, R., 1968. Some aspects of anisotropic plasticity in sheet metals. **Int. J. Mech. Sci.**, v. 10, p. 995-1005.
11. WOODTHORPE, J., PEARCE, R., 1970. The anomalous behavior of aluminum sheet under balanced biaxial tension. **Int. J. Mech. Sci.**, v. 12, p. 341-7.
12. DILLAMORE, I.L., 1974. The relevance of tensile properties to sheet formability. **J. Phys. D: Appl. Phys.**, v. 7, p. 979-61, 91.
13. HILL, R., 1979. Teoretical Plasticity of Textured Aggregates. **Mat. Proc. Camb. Phil. Soc.**, v. 85, p. 179-91.
14. BRESSAN, J.D., WILLIAMS, J.A., 1983. The use of a shear instability criterion to predict local necking in sheet metal deformation. **Int. J. Mech. Sci.**, v. 25, p. 155-68.
15. HOSFORD, W.F., 1979. On Yield Loci of Anisotropic Cubic Metals. **Proc. 7th North American Metalworking Conference S.M.E.**, Dearbon, MI, USA, p. 191-200.
16. BISHOP, J.F.W., HILL, R., 1951. A theory of the plastic distortion of a polycrystalline aggregate under combined stresses. **Phil. Mag.**, v. 42, p. 414-27.

INFLUENCE OF THE YIELDING CRITERION ON TOTAL FORMING FORCE IN METALLIC JUNCTIONS USING ELASTOMERS.

Cristiano Roberto Martins Foli

ITA – Aeronautic Technological Institute, Praça Mal. Eduardo Gomes, 50 – Vila das Acácias - S.J. Campos – CEP 1228-900. e-mail : foli@ita.br

Miguel Ângelo Menezes

Unesp – State University of São Paulo, Av. Brasil nº56 – Centro -Ilha Solteira - CEP 15385-000. e-mail : miguel@dem.feis.unesp.br

Lindolfo Araújo Moreira Filho

ITA – Aeronautic Technological Institute, Praça Mal. Eduardo Gomes, 50 – Vila das Acácias - S.J. Campos – CEP 1228-900. e-mail: lindolfo@ita.br

***Abstract:** The production of metallic junctions employing elastomers is an unconventional technique that has been in development in the last 20 years. The forming process gets successfully just if a simultaneous compression between the elastomers and the tube takes place. Exact solutions for problems involving forming for elastomers are quite difficult to determine. However, it can be used the upper-bound theory, in order to predict the necessary load for junctions forming. Thus, it is necessary to develop a model capable to provide an estimate of the total forming force, which is useful to setup tools and equipments required for the process. In this work , it was used the Von Mises', Hill's 1948 and Hill's 1979 associated yielding theories, and the Hosford's theory (1979) as well, in order to study the anisotropic behavior on total forming force of junctions using elastomers, insuring the functionality of the proposed model.*

***Keywords:** Junctions, Elastomers, Yielding criterion, Anistropy, Forming.*