

CARACTERIZAÇÃO EXPERIMENTAL E DESCRIÇÃO FENOMENOLÓGICA DO COMPORTAMENTO PLÁSTICO DE CHAPAS METÁLICAS¹

*Luciano Pessanha Moreira²
Ecy Cardoso Romão³
Carlos Sérgio da Costa Viana⁴
Luiz Carlos de Andrade Vieira⁵
Alexandre Pimentel Sampaio⁶*

Resumo

Neste trabalho, o comportamento de uma chapa de aço IF é avaliado através de ensaios monotônicos e quase-cíclicos, a saber, tração uniaxial e dobramento-trefilação [1] onde uma tira estreita é submetida a um modo de deformação por flexão seguido por um estado estacionário. No ensaio quase-cíclico, a tira é inicialmente dobrada por entre roletas central e laterais aplicando-se uma força de aperto controlada e então é puxada pelo dispositivo por uma carga de trefilação. O dispositivo é acoplado a uma máquina universal de ensaios onde as forças de aperto e trefilação são medidas com o auxílio de um sistema de aquisição de dados e a célula de carga da máquina respectivamente. A tira tem 320 mm de comprimento e 7 mm de largura sendo cuidadosamente preparada de modo a remover rebarbas de corte. As deformações plásticas longitudinal e transversal são determinadas a partir de 2 marcas de dureza equidistantes de 120 mm ao passo que a deformação na espessura é obtida através da conservação de volume. Correlações entre propriedades plásticas e a razão entre as deformações nas direções da largura e espessura são propostas com bases tanto nos valores experimentais do coeficiente de Lankford R como nas previsões teóricas calculadas a partir do modelo de plasticidade fenomenológica proposto por Ferron et al. [2].

Palavras-chave: anisotropia plástica – carregamento cíclico – conformação de chapas.

¹ Trabalho a ser apresentado no 60^o Congresso Anual da ABM, 25 a 28 de Julho, 2005 – Belo Horizonte – MG – Brasil.

² 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

³ Engenheiro Civil, Mestrando, Programa de Pós-graduação em Engenharia Metalúrgica, Escola de Engenharia Industrial Metalúrgica de Volta Redonda, Universidade Federal Fluminense, ecy@metal.eeimvr.uff.br

⁴ Engenheiro Metalúrgico, Ph.D., Professor Visitante, Programa de Pós-graduação em Engenharia Metalúrgica, Escola de Engenharia Industrial Metalúrgica de Volta Redonda, Universidade Federal Fluminense, viana@metal.eeimvr.uff.br

⁵ Técnico de Laboratório, Programa de Pós-graduação em Engenharia Metalúrgica, Escola de Engenharia Industrial Metalúrgica de Volta Redonda, Universidade Federal Fluminense, luiz@metal.eeimvr.uff.br

⁶ Engenheiro Metalúrgico, MSc., Centro de Pesquisas, Companhia Siderúrgica Nacional, pimentel.sampaio@csn.com.br

1. Introdução

A investigação do comportamento plástico de chapas metálicas tanto do ponto de vista experimental como teórico tem sido alvo de inúmeros trabalhos de pesquisa. Em razão do uso crescente da simulação numérica no desenvolvimento de processos de conformação de chapas, notavelmente através do método de elementos finitos, tornou-se indispensável uma melhoria dos modelos de plasticidade e, em particular, aqueles que se baseiam em descrições fenomenológicas haja visto a facilidade de implantação em códigos comerciais ou não. Neste sentido, é interessante realizar um estudo primeiramente do comportamento plástico sob carregamentos monotônicos ou para trajetórias de deformação relativamente lineares onde a hipótese de encruamento isotrópico ainda se aplica e, em seguida, para carregamentos cíclicos. Neste trabalho, o encruamento e a anisotropia plástica de uma chapa de aço livre de intersticiais (IF) são inicialmente avaliados através de ensaios monotônicos de tração uniaxial de modo a caracterizar a variação de propriedades plásticas no plano da chapa, a saber, a tensão de escoamento (σ_e) e o coeficiente de Lankford (R) definidos em função da orientação angular α em relação a direção de laminação. Foram realizados 6 ensaios de tração uniaxial nas orientações angulares $\alpha = 0, 15, 30, 45, 60, 75$ e 90 graus. Empregou-se, em seguida, o ensaio de dobramento e trefilação de um tira retangular proposto por [1] onde a mesma é submetida a um modo de flexão por ciclos de dobramento e desdobramentos acompanhados de um estado estacionário. Em ambos os ensaios, a medida de anisotropia plástica adotada é definida pela razão entre as deformações plásticas nas direções da largura e da espessura da chapa obtidas em função da orientação angular α . Com bases nos resultados experimentais e em previsões teóricas calculadas com o modelo de plasticidade de Ferron et al. [2] foram propostas correlações entre as medidas de anisotropia estabelecidas a partir de carregamentos monotônicos e quase-cíclicos.

2. Caracterização experimental

O material adotado foi processado na Companhia Siderúrgica Nacional (CSN) e corresponde a um aço livre de átomos intersticiais (IF) com espessura nominal de 0,70 mm cuja composição química está apresentada na Tabela 1. O processamento deste material se deu por redução a frio a partir de uma tira laminada a quente com 3,9 mm de espessura seguido de um recozimento contínuo à uma temperatura de encharque de ~ 700 °C.

Tabela 1 – Composição química do aço IF CSN (% peso).

Elemento	C	Mn	P	S	Al	Ti	N
Teor	0,002	0,106	0,011	0,009	0,025	0,057	0,0023

De maneira a avaliar variações no plano da chapa de propriedades relacionadas com o encruamento e a anisotropia plástica, a saber, a tensão de escoamento e o coeficiente de Lankford, foram realizados inicialmente ensaios de tração uniaxial em orientações angulares $\alpha = 0, 15, 30, 45, 60, 75$ e 90 graus em relação a direção de laminação da chapa. A Figura 1 esquematiza um corpo de prova para um ensaio de tração uniaxial realizado fora dos eixos de simetria ortotrópica (x,y,z). Em uma chapa, estes eixos correspondem as direções paralela (x), transversal (y) e normal (z) em relação ao sentido de laminação respectivamente. Neste caso, a orientação do eixo de carregamento do corpo de prova é definida pela orientação angular $\alpha = (x,1) = (y,2)$.

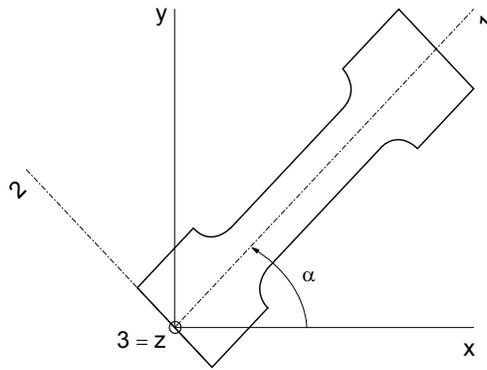


Figura 1 – Esquema de ensaio tração uniaxial realizado fora dos eixos de simetria ortotrópica (x e y).

Os ensaios de tração uniaxial foram realizados em uma máquina Instron 5582 com capacidade de 100 kN disponível no laboratório da empresa GalvaSud (CSN). A velocidade do ensaio foi mantida em 3 mm/min até 3 % de deformação total para fins de determinação da tensão de escoamento e, em seguida, aumentada para 10 mm/min. Para cada orientação angular α foram estampados 6 corpos de prova em conformidade com a norma NBR 6373. As deformações totais foram determinadas a partir de leituras de extensômetros no sentido longitudinal e transversal com bases de medidas de 50 e 30 mm respectivamente. Em todos os casos, a tensão de escoamento foi definida de modo convencional, isto é, para um nível de 0,2 % de deformação plástica (σ_e). Ademais, os valores experimentais de tensão-deformação verdadeiros ($\sigma \times \varepsilon$) foram ajustados a equação de Swift expressa por :

$$\sigma = K (\varepsilon_0 + \varepsilon^p)^N \quad (1)$$

onde K , ε_0 e N são o coeficiente de resistência, a pré-deformação e o expoente de encruamento respectivamente.

Adotando-se a hipótese de pequenas deformações, o tensor de deformação total ε pode ser decomposto de maneira aditiva em duas partes, a saber, uma elástica ε^e e uma plástica ε^p :

$$\varepsilon_{ij} = \varepsilon_{ij}^e + \varepsilon_{ij}^p \quad (2)$$

Deste modo, é possível definir o coeficiente de Lankford a partir das deformações totais

$$R_{TU}^T = \frac{\varepsilon_{22}}{\varepsilon_{33}} = - \frac{\varepsilon_{22}}{(\varepsilon_{11} + \varepsilon_{22})} \quad (3)$$

e através das deformações plásticas, ou seja, compensando as deformações elásticas :

$$R_{TU}^P = \frac{\varepsilon_{22}^p}{\varepsilon_{33}^p} = - \frac{\varepsilon_{22}^p}{(\varepsilon_{11}^p + \varepsilon_{22}^p)} \quad (4)$$

Em ambos os casos adotou-se a conservação de volume para definir a deformação na direção da espessura e propriedades elásticas isotrópicas típicas de aços carbono, a saber, módulo de elasticidade $E = 200.000$ MPa e coeficiente de Poisson $\nu = 0,29$.

A Figura 2 mostra a evolução dos valores do coeficiente de Lankford em função da deformação plástica verdadeira na direção longitudinal do corpo de prova e calculados a partir das definições baseadas nas deformações verdadeiras totais (3) e plásticas (4). Os coeficientes de Lankford determinados pelas deformações plásticas são maiores que os valores obtidos através das deformações totais. Entretanto, na medida em que a deformação longitudinal atinge valores próximos da deformação máxima uniforme é possível observar que estas definições são praticamente idênticas.

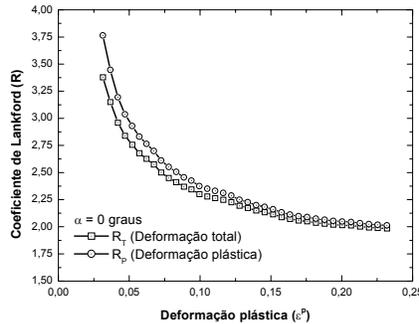


Figura 2 – Evolução dos valores do coeficiente de Lankford obtidos para o aço IF CSN em função da deformação plástica verdadeira na direção longitudinal do corpo de prova de tração uniaxial.

A Tabela 2 resume os resultados experimentais obtidos nos ensaios de tração uniaxial para o aço IF CSN onde ϵ_u e σ_r são a deformação plástica verdadeira e a tensão verdadeira correspondentes a máxima deformação uniforme respectivamente. Nesta tabela, os caracteres em fonte normal representam os valores médios ao passo que os em itálico os valores do desvio padrão determinados a partir de 6 ensaios realizados para cada orientação angular α . Os coeficientes de Lankford definidos pelas Eqs. (3) e (4) foram determinados para um nível de 10 % de deformação longitudinal ao passo que os valores indicados por R_{TU}^G correspondem aos coeficientes obtidos pelo método empregado na GalvaSud (CSN) onde o coeficiente de Lankford é definido por um valor que melhor se ajusta as tensões e deformações totais de engenharia entre 0,2% e a deformação máxima uniforme em tração uniaxial.

Tabela 2 – Propriedades plásticas determinadas para o aço IF CSN.

α (graus)	σ_e (MPa)	R_{TU}^G	R_{TU}^T	R_{TU}^P	ϵ_u (%)	σ_r (MPa)	K (MPa)	ϵ_0 (%)	N
0	155,833	1,980	2,108	2,166	23,205	398,408	544,958	0,4852	0,235
	<i>1,722</i>	<i>0,091</i>	<i>0,138</i>	<i>0,142</i>	<i>0,315</i>	<i>1,214</i>	<i>3,745</i>	<i>0,0313</i>	<i>0,00338</i>
15	158,167	1,800	1,847	1,893	23,047	398,459	545,548	0,4986	0,233
	<i>2,563</i>	<i>0,092</i>	<i>0,145</i>	<i>0,149</i>	<i>0,264</i>	<i>1,217</i>	<i>3,187</i>	<i>0,0444</i>	<i>0,00296</i>
30	159,667	1,821	1,872	1,917	23,289	396,899	545,987	0,5514	0,236
	<i>0,816</i>	<i>0,058</i>	<i>0,095</i>	<i>0,100</i>	<i>0,159</i>	<i>1,449</i>	<i>2,632</i>	<i>0,0085</i>	<i>0,00160</i>
45	146,167	2,045	2,099	2,157	23,152	395,936	539,447	0,3712	0,233
	<i>5,307</i>	<i>0,165</i>	<i>0,221</i>	<i>0,230</i>	<i>0,483</i>	<i>4,246</i>	<i>4,965</i>	<i>0,0338</i>	<i>0,00458</i>
60	146,333	2,380	2,424	2,502	22,806	393,235	533,902	0,3570	0,230
	<i>1,751</i>	<i>0,029</i>	<i>0,068</i>	<i>0,068</i>	<i>0,206</i>	<i>3,297</i>	<i>5,952</i>	<i>0,0171</i>	<i>0,0021</i>
75	146,000	2,433	2,461	2,538	22,575	390,935	528,533	0,3496	0,227
	<i>2,280</i>	<i>0,060</i>	<i>0,121</i>	<i>0,124</i>	<i>0,327</i>	<i>1,176</i>	<i>4,472</i>	<i>0,0413</i>	<i>0,00365</i>
90	142,833	2,398	2,426	2,491	22,575	389,395	524,181	0,324	0,227
	<i>5,155</i>	<i>0,123</i>	<i>0,210</i>	<i>0,225</i>	<i>0,075</i>	<i>1,159</i>	<i>1,519</i>	<i>0,0532</i>	<i>0,00093</i>

A Figura 3 apresenta as evoluções dos valores médios obtidos para os coeficientes de Lankford e as tensões de escoamento em tração uniaxial. Por um lado, a anisotropia plástica em tração uniaxial possui uma evolução monotônica crescente, vide tendência de valores a 0° , 45° e 90° , por outro lado, a tensão de escoamento apresenta uma tendência inversa, i.e., monotônica decrescente no sentido de 0° a 90° .

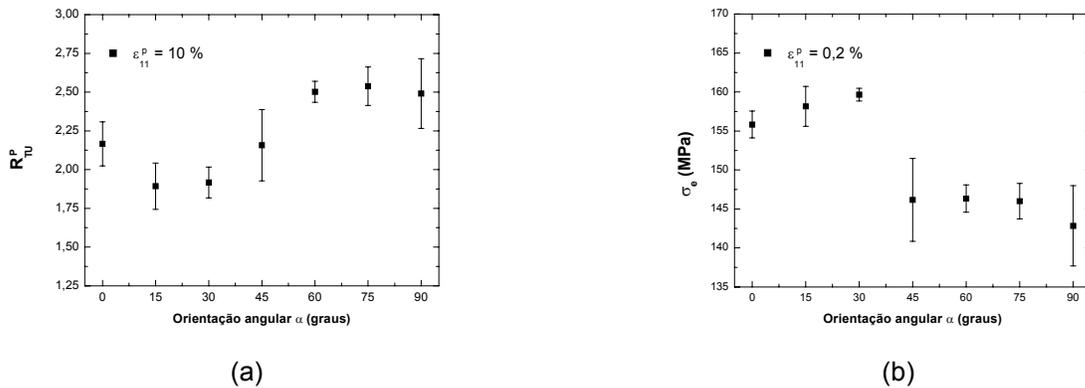


Figura 3 – Resultados dos ensaios de tração uniaxial realizados para o aço IF CSN : (a) anisotropia plástica (b) tensão de escoamento.

De modo a avaliar o comportamento do aço IF CSN em carregamentos cíclicos de pequenas amplitudes, foram realizados ensaios de dobramento e trefilação com o auxílio do dispositivo proposto por Ferran et al. (1998). A Figura 4 mostra o princípio deste ensaio onde uma tira retangular é dobrada inicialmente entre os raios da matriz e o cilindro central aplicando-se uma força de aperto controlada ao prende-chapas e, em seguida, puxada uma única vez de maneira que esta seja submetida a dobramento e desdobramentos consecutivos. Este aparato foi montado em uma máquina universal de ensaios Wolpert modelo 20 TUZ (200 KN). Os corpos de prova foram cortados nas orientações angulares adotadas nos ensaios de tração uniaxial com dimensões iniciais médias de 300 mm de comprimento (L_0) e 7 mm de largura (W_0) respectivamente. As deformações longitudinal e transversal foram obtidas a partir de medidas realizadas em duas marcações de dureza Rockwell C (100 N) equidistantes de 120 mm com auxílio de um paquímetro digital (0,01 mm) e um medidor de perfil (0,001 mm) respectivamente. De modo a obter-se uma deformação plástica longitudinal de $\sim 10\%$, a força média de aperto aplicada ao prende-chapas foi de 700 N. Esta foi estabelecida por um cilindro hidráulico ENERPAC (700 bar) e controlada por uma célula de carga KRATOS (500 Kgf). As forças de aperto e de puxada foram registradas pelo sistema de aquisição de dados Spider 8 HBM. Foram realizados 6 ensaios para cada orientação angular α e em todos os casos empregou-se vaselina líquida como lubrificante.

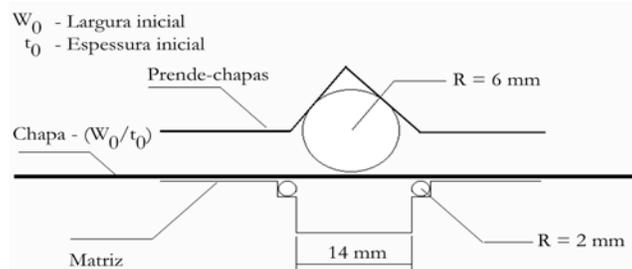


Figura 4 – Esquema do ensaio de dobramento e trefilação de chapas [1].

A medida de anisotropia plástica adotada no ensaio de dobramento e trefilação é definida pela razão entre as deformações plásticas verdadeiras nas direções da largura e espessura da tira, sendo esta última obtida por conservação de volume, isto é, $R_{DT}^P = -\varepsilon_{22}^D / (\varepsilon_{11}^D + \varepsilon_{22}^D)$. A Figura 5 apresenta os valores médios desta medida em função da orientação angular obtidos para ~ 10 % de deformação plástica verdadeira média segundo a direção longitudinal. É possível observar que a sua evolução angular preserva a tendência crescente obtida para o coeficiente de Lankford, vide Figura 3(a).

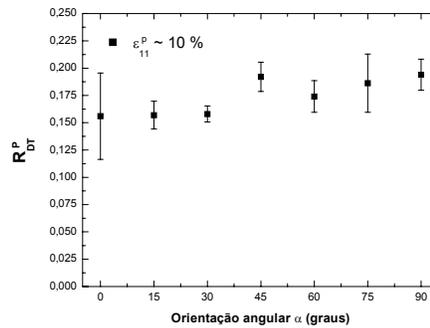


Figura 5 – Evolução das medidas de anisotropia plástica obtidas para o aço IF CSN determinadas a partir do ensaio de dobramento e trefilação do aço IF CSN. .

3. Descrição fenomenológica e previsões associadas

Nesta seção o modelo fenomenológico de Ferron et al. [2] é apresentado e, em seguida, as propriedades plásticas obtidas para o aço IF CSN são comparadas com as previsões teóricas determinadas a partir desta descrição. No caso particular de um estado plano de tensões, a função de escoamento pode ser expressa em relação aos eixos de simetria ortotrópica (x,y,z) por :

$$f = F(\sigma_{xx}, \sigma_{yy}, \sigma_{xy}) - \bar{\sigma} \quad (5)$$

onde $(\sigma_{xx}, \sigma_{yy}, \sigma_{xy})$ são as componentes de tensões no plano da chapa e $\bar{\sigma}$ é uma medida de tensão equivalente. Uma outra representação pode ser construída considerando-se a orientação entre as direções das tensões principais no plano da chapa (1,2) e os eixos de ortotropia (x, y), i.e., o ângulo $\alpha = (x,1) = (y,2)$. Neste caso, a função de escoamento pode ser reescrita por :

$$f = \phi(\sigma_1, \sigma_2, \alpha) - \bar{\sigma} \text{ ou } f = \psi(x_1, x_2, \alpha) - \bar{\sigma} \quad (6)$$

onde $x_1 = (\sigma_1 + \sigma_2)/2$ e $x_2 = (\sigma_1 - \sigma_2)/2$ são o centro e o raio do círculo de Mohr. As variáveis (x_1, x_2) podem ser descritas sob uma forma paramétrica definida por :

$$x_1 = G(\theta, \alpha, \bar{\sigma}) \cos\theta \quad x_2 = G(\theta, \alpha, \bar{\sigma}) \sin\theta \quad (7)$$

onde θ é o ângulo associado a uma representação em coordenadas polares e $G(\theta, \alpha, \bar{\sigma})$ é o raio polar de um ponto situado sobre a superfície de escoamento. De acordo com a hipótese de um encruamento isotrópico, o raio polar pode ser redefinido pela seguinte transformação :

$$G(\theta, \alpha, \bar{\sigma}) = \bar{\sigma} g(\theta, \alpha) \quad (8)$$

na qual $g(\theta, \alpha)$ é o raio normalizado pela tensão equivalente $\bar{\sigma}$.

A Figura 6 ilustra o princípio desta representação em através da superfície de escoamento traçada em função da orientação α no espaço de tensões principais (σ_1, σ_2) normalizadas pela tensão equivalente $\bar{\sigma}$. A medida de tensão equivalente $\bar{\sigma}$ corresponde a tensão de escoamento em tração biaxial simétrica σ_b . Primeiramente, a função $g(\theta, \alpha)$ é definida como uma extensão do modelo isotrópico de Drucker¹ ao caso de anisotropia normal definida como :

$$(1 - k)g(\theta)^{-6} = F(\theta) = (\cos^2\theta + A \sin^2\theta)^3 - k \cos^2\theta (\cos^2\theta - B \sin^2\theta)^2 \quad (9)$$

e, em seguida generalizada ao caso de anisotropia planar definida por :

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

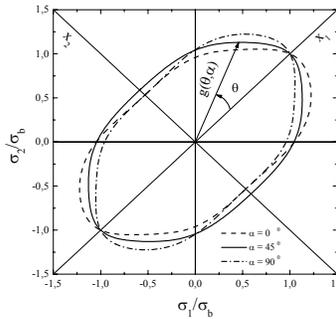


Figura 6 – Representação do modelo de plasticidade de Ferron et al. (1994).

Os expoentes m, n, p, q são inteiros positivos enquanto que os parâmetros A, B, k, a e b são obtidos em duas etapas. Em um primeiro tempo, os parâmetros A, B e k são calculados a partir do valor do coeficiente de Lankford determinado a 45° da direção de laminação (R_{45}) e das tensões de escoamento em tração biaxial simétrica ($\sigma_1 = \sigma_2 = \sigma_b$) cisalhamento puro paralelo aos eixos de simetria (x, y) ($\sigma_1 = -\sigma_2 = \tau, \alpha = \pi/4$). Em seguida, os parâmetros a e b definindo a anisotropia planar, podem ser calculados ora através dos valores do coeficiente de Lankford determinados na direção paralela e transversal ao sentido de laminação (R_0, R_{90}), método R , ora através das tensões de escoamento em tração uniaxial ($\sigma_0, \sigma_{45}, \sigma_{90}$), método σ . De maneira a assegurar-se uma boa concordância entre as previsões angulares da tensão escoamento em tração uniaxial, $\sigma_{(\alpha)}$, e do coeficiente de Lankford, $R_{(\alpha)}$, ou seja, para que um máximo de $R_{(\alpha)}$ seja obtido entre 0 e 90° em conjunto com um mínimo correspondente de $\sigma_{(\alpha)}$ e vice-versa. Os valores recomendados para os expoentes m e q são de 2 e 1 respectivamente. A escolha de valores para os expoentes (n, p) possibilita um melhor controle da variação da dependência da tensão de escoamento em tração uniaxial com a orientação α . Por outro lado, o parâmetro k (>0) possibilita a obtenção de um achatamento da superfície de escoamento na vizinhança das regiões de cisalhamento puro e de tração e ou compressão plana, em concordância com os resultados obtidos a partir de modelos de plasticidade baseados na textura cristalográfica [3].

A previsão teórica obtida com o modelo de Ferron et al. [2] empregando-se o método σ é comparada na Figura 7 com os valores médios da tensão de escoamento determinados em tração uniaxial. É possível observar que este modelo prevê somente os valores impostos no método adotado, i.e., as tensões de escoamento a $0^\circ, 45^\circ$ e 90° .

¹ Drucker, D.C., Relation of Experiments to Mathematical Theories of Plasticity, Journal of Applied Mechanics, Transactions of the ASME, 1949, Vol. 16, pp. 349-360

Uma melhor aproximação para as outras orientações angulares poderia ser obtida ajustando-se mais parâmetros do modelo proposto por Ferron et al. [2] como, por exemplo, ao adotar expoentes (n,p) não inteiros e mais dois valores experimentais. Neste caso, é possível estabelecer um melhor compromisso entre as previsões angulares tanto para os coeficientes de Lankford como para as tensões de escoamento.

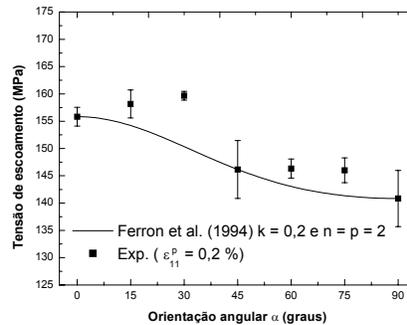


Figura 7 – Comparação entre os valores experimentais do aço IF CSN e a previsão da evolução angular obtida para a tensão escoamento em tração uniaxial a partir do modelo de Ferron et al. [2].

Neste momento, é interessante analisar os resultados do ensaio de dobramento e trefilação com bases nas previsões obtidas com o modelo de plasticidade adotado e nos resultados dos ensaios de tração uniaxial. No ensaio de dobramento e trefilação os estados de tensões predominantes ao longo da largura da tira variam aproximadamente entre a tração uniaxial nas bordas e a deformação plana no centro. Por conseguinte, a razão entre a maior componente da tensão de escoamento em deformação plana, seja em tração seja em compressão, e a tensão de escoamento em tração uniaxial segundo a orientação angular do ensaio α , $\sigma_{DP1}/\sigma_{(\alpha)}$, é o parâmetro material que controla as razões de deformações resultantes do ensaio de dobramento e trefilação. A Figura 8 apresenta os valores da razão de deformações plásticas resultantes do ensaio de dobramento e trefilação em função dos valores do coeficiente de Lankford e das previsões teóricas da razão de tensões de escoamento $\sigma_{DP1}/\sigma_{(\alpha)}$ obtidas com o modelo de plasticidade de Ferron et al. [2] segundo o método adotado na Figura 7. Excetuando-se o valor à 45° , Figura 8(a), as duas representações indicam que os valores da razão de deformações por dobramento e trefilação aumentam em função tanto do coeficiente de Lankford como da razão de tensões de escoamento $\sigma_{DP1}/\sigma_{(\alpha)}$.

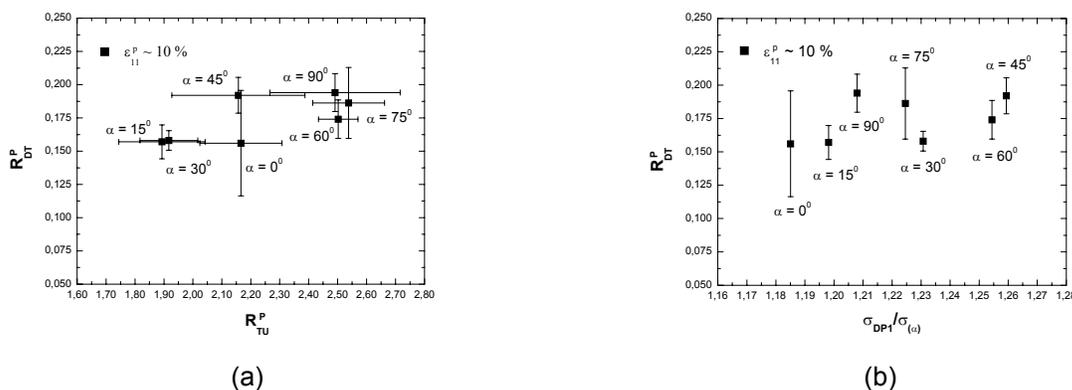


Figura 8 – Razão de deformações plásticas resultantes do ensaio de dobramento e trefilação em função dos valores (a) do coeficiente de Lankford e (b) teóricos obtidos com o modelo de Ferron et al. [2].

4. Conclusões

A caracterização experimental de uma chapa de aço IF por meio de ensaios monotônicos de tração uniaxial e quase-cíclicos de dobramento e trefilação possibilitou o estabelecimento das seguintes observações conclusivas :

1. A definição do coeficiente de Lankford durante o ensaio de tração uniaxial através de um sistema automático de aquisição de dados dos extensômetros, ou seja, em função das deformações totais, fornece menores valores quando comparados aos obtidos pelas deformações plásticas e para um mesmo nível de deformação. Entretanto, na medida em que as deformações impostas na direção longitudinal aumentam, estas duas definições fornecem valores muito próximos, vide Figura 2;
2. As evoluções angulares do coeficiente de Lankford e da tensão de escoamento em tração uniaxial obtidas a cada 15° em relação a direção de laminação apresentam valores estacionários segundo os eixos de simetria ortotrópica (0° e 90°), isto é, um mínimo para R e um máximo para a tensão de escoamento a 0° e vice-versa;
3. A previsão simultânea para estas evoluções não pode ser obtida identificando-se somente os parâmetros do modelo de plasticidade de Ferron et al. [2] a partir ora dos valores experimentais de R ora para aqueles da tensão de escoamento em tração uniaxial σ_e indicando, portanto, a necessidade de um ajuste para valores não inteiros dos expoentes (n, p) deste modelo;
4. Apesar do ensaio de dobramento e trefilação impor a chapa uma trajetória de deformação não-linear em comparação com a do ensaio de tração uniaxial, a evolução angular da razão entre as deformações plásticas nas direções da largura e espessura da tira apresenta a mesma tendência que o coeficiente de Lankford obtido nos eixos de simetria ortotrópica (0° e 90°) e é, em geral, favorecida com o aumento dos valores de R e ou ainda em função da razão entre as tensões de escoamento em deformação plana e tração uniaxial segundo a orientação angular α em relação a direção de laminação da chapa.

Agradecimentos

Este trabalho teve o suporte de auxílios à pesquisa obtidos junto ao CNPq (LPM, 476057/2003-5) e a FAPERJ, (LPM, E 26/170.566/2004). Os autores gostariam de agradecer a C. A. D. Machado, P. M. Ladeira e R. da Mota Leite, Laboratório de Ensaio da GALVASUD (CSN), pela atenção dispensada na realização dos ensaios de tração uniaxial assim como a A. S. da Silva, Bolsista de Treinamento e graduando em Engenharia Metalúrgica da EEIMVR/UFF pela realização e medidas de resultados dos ensaios de dobramento e trefilação.

Referências

1. Ferran, G., Moura, A. C. e Moreira, L. P., Computer Aided Development of a Bending-Drawing Test for Thin Metallic Sheets, **Journal of Materials Processing Technology**, 1998, Vols. 80-81, pp. 531-537.
2. Ferron, G., Makkouk, R. e Morreale, J., A Parametric Description of Orthotropic Plasticity in Metal Sheets. **International Journal of Plasticity**, 1994, Vol.10, pp. 51-63.
3. Barlat, F., Crystallographic Texture, Anisotropic Yield Surfaces and Forming Limits of Sheet Metals. **Materials Science and Engineering**, 1987, Vol. 91, p. 55-72.

EXPERIMENTAL CHARACTERIZATION AND PHENOMENOLOGICAL DESCRIPTION OF THE PLASTIC BEHAVIOR OF METALLIC SHEETS ¹

*Luciano Pessanha Moreira²
Ecy Cardoso Romão³
Carlos Sérgio da Costa Viana⁴
Luiz Carlos de Andrade Vieira⁵
Alexandre Pimentel Sampaio⁶*

Abstract

In this work, the behavior of an IF steel sheet is evaluated by means of monotonic and nearly cyclic tests, namely, uniaxial tensile and bending-drawing [1] wherein a narrow strip is submitted to bending deformation mode followed by a steady state drawing. In the quasi-cyclic test, the strip is firstly bent over the central and the lateral beads by applying a controlled holding load and then is pulled out of the device by a drawing load. This device is mounted in a standard tensile test machine where the holding and pulling loads are measured with the help of a acquisition data system and the machine load cell respectively. The strip has 320 mm long and 7 mm wide and is carefully prepared so as to remove the cutting burrs. The longitudinal and width strip plastic strains are determined from 2 hardness marks 120 mm spaced whereas the thickness strain is obtained by volume conservation. Correlations between the resulting width to thickness draw-bend strain-ratio are proposed based upon either the experimental Lankford R-values and the theoretical predictions calculated from the phenomenological plasticity model proposed by Ferron et al. [2].

Keywords: plastic anisotropy – cyclic loading – sheet metal forming.

¹ Paper to be presented at the 60th ABM Annual Congress, July 25 to 28, 2005 – Belo Horizonte – MG – Brazil.

² *Mechanical Engineer, D.Sc., Adjoint Professor, Programa de Pós-graduação em Engenharia Metalúrgica, Escola de Engenharia Industrial Metalúrgica de Volta Redonda, Universidade Federal Fluminense, luciano.moreira@metal.eeimvr.uff.br*

³ *Civil Engineer, MSc. Student, Programa de Pós-graduação em Engenharia Metalúrgica, Escola de Engenharia Industrial Metalúrgica de Volta Redonda, Universidade Federal Fluminense, ecy@metal.eeimvr.uff.br*

⁴ *Metallurgical Engineer, Ph.D., Invited Professor, Programa de Pós-graduação em Engenharia Metalúrgica, Escola de Engenharia Industrial Metalúrgica de Volta Redonda, Universidade Federal Fluminense, viana@metal.eeimvr.uff.br*

⁵ *Technical Lab Assistant, Programa de Pós-graduação em Engenharia Metalúrgica, Escola de Engenharia Industrial Metalúrgica de Volta Redonda, Universidade Federal Fluminense, luiz@metal.eeimvr.uff.br*

⁶ *Metallurgical Engineer, MSc., Centro de Pesquisas, Companhia Siderúrgica Nacional, pimentel.sampaio@csn.com.br*