

EDUARDO HADDAD

**MÉTODOS MACROSCÓPICOS PARA AVALIAÇÃO DA
ANISOTROPIA PLÁSTICA DE CHAPAS METÁLICAS**

Dissertação apresentada à Escola
Politécnica da USP para a obtenção
do Título de Mestre em Engenharia

São Paulo, 1978

• E D U A R D O . H A D D A D

Eng. Mecânico, Escola de Engenharia Mauá, 1970

MÉTODOS MACROSCÓPICOS PARA AVALIAÇÃO DA
ANISOTROPIA PLÁSTICA DE CHAPAS METÁLICAS

☆
Dissertação apresentada à
Escola Politécnica da USP
para a obtenção do Título
de Mestre em Engenharia.

Orientador: Prof. Dr. Ettoře Bresciani Filho
Docente do Departamento de Engenharia
Mecânica da EPUSP.

São Paulo, 1978

AGRADECIMENTOS

O autor agradece a todos aqueles que, de uma maneira direta ou indireta, colaboraram para a realização do presente trabalho.

Ressalta, porém, o reconhecimento à orientação e ao incentivo dados pelo Professor Dr. Ettore Bresciani Filho, e as facilidades oferecidas pelos seguintes departamentos da Ford Brasil S.A., com relação a verificação experimental:

- . Laboratório Metalúrgico, na pessoa do Sr. Gilberto Colognafi, pela determinação das características das chapas utilizadas para a produção dos corpos de prova.
- . Departamento de Construção de Protótipos, na pessoa do Sr. Lineo Gonçalves, pela colaboração na preparação dos corpos de prova.
- . Laboratório de Estruturas, na pessoa do Sr. Martin Marsal Solé, pela utilização da máquina de ensaio de tração.

Agradece, finalmente, ao projetista Ferdinando Fiore Zandomeni, pela preparação das figuras contidas nesse trabalho.

RESUMO

Este trabalho foi desenvolvido em duas seções principais como segue:

1. Análise teórica dos seguintes itens:
 - . Critério de escoamento de Hill para materiais anisotrópicos, com a introdução do fator de anisotropia normal (R).
 - . Fatores que influenciam na determinação do valor de R:
 - Intensidade de laminação a frio e recozimento da chapa.
 - Elementos de liga da chapa.
 - . Métodos de ensaio apropriados para a avaliação da plasticidade anisotrópica normal de chapas metálicas:
 - Método da Razão de Deformação por Tração (T.S.R.).
 - Método da Razão de Estampagem Limite (L.D.R.)
 - Método da Medição da Carga (L.B.D.)
2. Verificação prática, através do Método da Razão de Deformação por Tração, da influência dos seguintes fatores na determinação do valor de R:
 - . amostragem;
 - . natureza do material da chapa;
 - . sentido de laminação do corpo de prova;
 - . método de medição do corpo de prova;
 - . velocidade de deformação do corpo de prova no ensaio de tração e
 - . intensidade de deformação no ensaio de tração.

ABSTRACT

This work was developed in two main sections as follows:

1. Theoretical analysis of the following items:
 - . Hill's yield criterion for anisotropic materials, with the introduction of the normal anisotropy factor (R).
 - . Factors influencing anisotropy factor (R):
 - Extension magnitude of the cold deformation and annealing of the sheet metal.
 - Sheet metal alloy elements.
 - . Test methods for assessing normal anisotropy plasticity of sheet metals:
 - The Tensile Strain Ratio (T.S.R.).
 - Limiting Drawing Ratio (L.D.R.).
 - Load Measurement (L.B.D.).
2. Practical verification, through the Tensile Strain Ratio Method, of the effect of the following parameters on R factor determination:
 - . sampling;
 - . material of sheet metal;
 - . rolling direction;
 - . measuring method of test sample;
 - . yield speed of test sample, during tensile test and
 - . extension magnitude of test sample during tensile test.

CONTEÚDO

	<u>Página</u>
Simbologia	VI
Objetivos.....	1
 <u>1a. PARTE: APANHADO TEÓRICO</u>	
1. Introdução	2
2. Critério de Escoamento de Hill	
2.1. O Critério de Escoamento	3
2.2. Relações entre Tensões e Incrementos de Deformações.	7
2.3. Anisotropia Plástica de Chapa Laminada.....	8
2.4. Introdução do Fator de Anisotropia(R).....	12
3. Fator de Anisotropia Normal, R.	
3.1. Definição do Fator R.	16
3.2. Fatores que influenciam na determinação do valor de R	17
4. Métodos para avaliação da anisotropia plástica de chapas metálicas.....	24
4.1. Método da Razão de Deformação por Tração (TSR).....	24
4.2. Método da Razão de Estampagem Limite (LDR).....	35
4.3. Método de Medição da Carga (LBD).....	44
5. Conclusões sobre os três métodos apresentados.....	50
 <u>2a. PARTE: VERIFICAÇÃO EXPERIMENTAL</u>	
1. Objetivo.....	51
2. Preparação dos corpos de prova.....	52
3. Ensaio de Tração.....	56
4. Determinação do fator de anisotropia, R.....	60

Página

5. Análise dos resultados	
5.1. Influência de alguns fatores na determinação de R médio (R^*) de cada corpo de prova.....	65
5.2. Variação de R para cada setor do corpo de prova.....	75
5.3. Desvio Padrão de R^*	82
6. Conclusões.....	85
 Referência bibliográfica.....	 88
Bibliografia utilizada no trabalho.....	91
Bibliografia consultada mas não referida no trabalho.....	92
Lista de figuras.....	94
Lista de tabelas.....	96

SIMBOLOGIA

F, G, H, L, M, N,

X, Y, Z

R, S, T

 $\sigma_x, \sigma_y, \sigma_z$
 θ

x, y, z

 x', y', z' $\phi_{yz}, \phi_{zx}, \phi_{xy}$ $\epsilon_x, \epsilon_y, \epsilon_z$ $\delta_{xy}, \delta_{yz}, \delta_{zx}$

dx, dy, dz

 $d\epsilon_x, d\epsilon_y, d\epsilon_z$ $d\lambda$ σ α

R

 G_1, G_2 $\epsilon_b, \epsilon_h, \epsilon_t$ ΔR $R_{0^\circ}, R_{90^\circ}, R_{45^\circ}$

D

- parâmetros característicos de um certo estado de anisotropia.

- tensões de escoamento de tração, nas direções principais de anisotropia .

- tensões de escoamento de cisalhamento com relação aos eixos principais de anisotropia.

- tensões de tração nas direções x, y e z.

- ângulo de giro do eixo x' com relação ao eixo x.

- eixos cartesianos.

- eixos cartesianos, girando-se x' de θ

- tensões de cisalhamento.

- deformações nas direções x, y e z.

- deformações nas direções de cisalhamento.

- dimensões de um paralelepípedo elementar.

- incrementos de deformações nas direções x, y e z.

- fator de proporcionalidade.

- tensão de escoamento à tração da chapa.

- ângulo definido pelas direções de laminação da chapa e de tração .

- fator de anisotropia normal.

- tensões de tração.

- deformações verdadeiras na largura, espessura e comprimento.

- fator de anisotropia planar.

- valores de R medidos segundo as direções de laminação, transversal e a 45° com relação ao sentido de laminação.

- diâmetro inicial máximo do disco (método nº 4 - 2)

D	- diâmetro do disco (método nº 4 - 3)
d	- diâmetro do copo obtido, sem que haja ruptura.
\bar{R}	- fator médio de anisotropia: $\bar{R} = \frac{R_0^0 + R_{90}^0 + 2R_{45}^0}{4}$
n	- expoente de encruamento.
L.D.R.	- razão de estampagem limite ("Limiting Drawing Ratio").
$P_{d\text{máx.}}$	- máxima carga de estampagem.
D_c	- diâmetro crítico do disco.
P_f	- carga de fratura.
T	- parâmetro de teste Engelhardt.
D'	- diâmetro conhecido do disco.
G	- espessura da chapa.
L.B.D.	- diâmetro limite do disco ("Limiting Blank Diameter").
b_0, l_0	- dimensão inicial da largura e comprimento de cada setor do corpo de prova.
b, l	- dimensão final da largura e comprimento de cada setor do corpo de prova.
R_i	- fator de anisotropia normal de cada setor do corpo de prova.
R^*	- fator de anisotropia normal de cada corpo de prova para uma certa porcentagem de deformação: $R^* = \frac{\sum R_i}{16}, \quad i = 1 \text{ a } 16$
\bar{R}^*	- fator médio de anisotropia: $\bar{R}^* = \frac{R_0^* + R_{90}^* + 2R_{45}^*}{4}$

MÉTODOS MACROSCÓPICOS PARA AVALIAÇÃO DA ANISOTROPIA PLÁSTICA DE CHAPAS METÁLICAS

Nenhum método para a avaliação da plasticidade anisotrópica normal foi ainda aceito como um método padrão, e nem sequer existe uma unidade padrão de medida, embora a Razão de Deformação por Tração seja, geralmente, considerada como uma descrição quantitativa conveniente da anisotropia plástica e tem sido usual basear-se nos valores desse parâmetro para se avaliar a plasticidade anisotrópica normal de chapas metálicas.

OBJETIVOS

O presente trabalho procura analisar os métodos macroscópicos de ensaios apropriados para a avaliação da plasticidade anisotrópica normal.

São analisadas as relações mútuas e possíveis erros de três métodos de ensaio existentes, sem por em dúvida os princípios em que os mesmos se basearam para serem desenvolvidos.

E também verificada a influência de alguns fatores na determinação da Razão de Deformação por Tração, ou seja, na determinação do Fator de Anisotropia Normal, R .

1a. PARTE

APANHADO TEÓRICO

1. INTRODUÇÃO

Durante esses últimos anos, tem havido um aumento de interesse no estudo da anisotropia plástica e da sua aplicação na verificação da conformabilidade de chapas metálicas. Os resultados de muitas investigações acadêmicas nesse campo, encontram, atualmente, aplicações frequentes na produção industrial.

Para as chapas metálicas, pode ser feita distinção entre duas formas de anisotropia: a planar e a normal. Para a anisotropia planar, as variações nas propriedades mecânicas estão relacionadas com as direções no plano da chapa. Assim, quando um disco é estampado para formar um copo cilíndrico, a borda do copo será irregular se o disco apresentar plasticidade anisotrópica planar. A outra forma, a anisotropia normal, descreve variações nas propriedades entre as direções do plano da chapa e a direção normal a esse plano; sua importância prática se apoia no fato de que, a resistência de uma chapa metálica ao afinamento, propriedade essa vantajosa para a operação de estampagem profunda, é função da plasticidade anisotrópica normal dessa chapa.

Este trabalho está particularmente relacionado com os métodos de ensaios apropriados para a avaliação da plasticidade anisotrópica normal de chapas metálicas.

Para elaboração deste trabalho foi feita uma extensiva pesquisa bibliográfica; além das bibliografias referenciadas a partir da página 88, as seguintes coleções de revistas foram consultadas:

- . todas as revistas "Metallurgical Transactions" publicadas mensalmente, desde janeiro de 1970 até julho de 1975.
- . todas as revistas Metalurgia publicadas mensalmente, desde janeiro de 1965 até outubro de 1975.

2. CRITÉRIO DE ESCOAMENTO DE HILL

2.1. O Critério de Escoamento

Um material quando sujeito a um esforço externo, apresenta certas deformações que podem ser elásticas ou plásticas. A deformação plástica, a qual é sempre precedida por uma deformação elástica, corresponde a uma mudança permanente da forma externa do material, quando as forças externas deixam de atuar.

Para determinar-se o início da deformação plástica, pode-se recorrer a ensaios simples de tração, compressão, torção e outros, porém, na prática, muitas vezes a sollicitação não é simples, justificando-se, portanto, os estudos dos Critérios de Escoamento para a determinação do início do escoamento, isto é, do início da deformação plástica.

Existem Critérios de Escoamento para materiais isotrópicos e anisotrópicos. Os critérios mais conhecidos para os materiais isotrópicos são os seguintes:

- . Critério de A. Tross⁽¹⁾
- . Critério da Máxima Tensão de Cisalhamento ⁽²⁾
(Critério de Tresca).
- . Critério de Huber, Hencky e von Mises⁽³⁾

Neste trabalho iremos estudar o Critério de Escoamento de Hill,⁽⁴⁾ que é o Critério mais conhecido para os materiais anisotrópicos. O mais simples Critério para um material anisotrópico é aquele que se reduz ao Critério de von Mises quando a anisotropia é bastante pequena.

Um paralelepípedo elementar de dimensões dx , dy e dz sujeito a um esforço externo, apresenta as seguintes deformações elásticas:

$$\epsilon_x, \epsilon_y, \epsilon_z, \gamma_{xy}, \gamma_{yz} \text{ e } \gamma_{zx}$$

que, por sua vez, estão relacionadas com as respectivas tensões:

$$\sigma_x, \sigma_y, \sigma_z, \tau_{xy}, \tau_{yz} \text{ e } \tau_{zx}$$

O Critério de von Mises⁽³⁾ é definido pela seguinte equação, a qual é expressa pelo quadrado dos componentes das tensões:

$$(\sigma_x - \sigma_y)^2 + (\sigma_y - \sigma_z)^2 + (\sigma_z - \sigma_x)^2 + 12(\sigma_{xy}^2 + \sigma_{yz}^2 + \sigma_{zx}^2) = 2.K_d^2, \quad \text{onde } K_d \text{ é a pressão específica de deformação.}$$

Assim, o Critério de Hill⁽⁴⁾ foi colocado da seguinte forma:

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

onde F, G, H, L, M e N são parâmetros característicos de um certo estado de anisotropia. Deve ser lembrado que o critério de escoamento somente tem essa forma, quando os eixos principais de anisotropia são os eixos de referência.

Se X, Y e Z são as tensões de escoamento de tração nas direções principais de anisotropia, é mostrado no trabalho de Hill⁽⁴⁾ que:

$$\frac{1}{X^2} = G + H \quad ; \quad 2F = \frac{1}{Y^2} + \frac{1}{Z^2} - \frac{1}{X^2}$$

$$\frac{1}{Y^2} = H + F \quad ; \quad 2G = \frac{1}{Z^2} + \frac{1}{X^2} - \frac{1}{Y^2} \quad /2/$$

$$\frac{1}{Z^2} = F + G \quad ; \quad 2H = \frac{1}{X^2} + \frac{1}{Y^2} - \frac{1}{Z^2}$$

Com base nas expressões acima, /2/, pode-se demonstrar que somente um dos três parâmetros F, G ou H pode ser negativo, e que isso é possível somente quando as tensões de escoamento diferem entre si consideravelmente. Pode-se também demonstrar que $F \geq G$ se e somente se $X \geq Y$; da mesma maneira mais duas inequações podem ser demonstradas.

Se R, S e T são tensões de escoamento de cisalhamento com relação aos eixos principais de anisotropia, então:

$$2L = 1/R^2; 2M = 1/S^2 \text{ e } 2N = 1/T^2, \quad /3/$$

onde L, M e N são essencialmente positivos. Se existir uma simetria rotacional da anisotropia de um elemento em torno do eixo z (tensões de escoamento iguais nas direções x e y, isto é $X = Y$), a forma da expressão /1/ fica invariável para os eixos arbitrários de referência (x, y). Desse modo, a expressão /1/ pode ser escrita alternativamente como:

$$\begin{aligned} & [(G+H) \sigma_x^2 - 2H \sigma_x \sigma_y + (F+H) \sigma_y^2 + 2N \sigma_{xy}^2] - \\ & - 2(G \sigma_x + F \sigma_y) \sigma_z + 2(L \sigma_{yz}^2 + M \sigma_{zx}^2) + \\ & + (F+G) \sigma_z^2 = 1 \end{aligned} \quad /4/$$

As equações de transformação são as seguintes:

$$\begin{aligned} \sigma_x &= \sigma_{x'} \cos^2 \theta + \sigma_{y'} \sin^2 \theta + 2 \sigma_{x'y'} \sin \theta \cos \theta \\ \sigma_y &= \sigma_{x'} \sin^2 \theta + \sigma_{y'} \cos^2 \theta - 2 \sigma_{x'y'} \sin \theta \cos \theta \\ \sigma_z &= \sigma_{z'} \\ \sigma_{xy} &= (\sigma_{y'} - \sigma_{x'}) \sin \theta \cos \theta + \sigma_{x'y'} (\cos^2 \theta - \sin^2 \theta) \\ \sigma_{yz} &= \sigma_{y'z'} \cos \theta - \sigma_{z'x'} \sin \theta \\ \sigma_{zx} &= \sigma_{y'z'} \sin \theta + \sigma_{z'x'} \cos \theta \end{aligned}$$

Para que o coeficiente de $\sigma_{z'}$ possa ser igual a $-2(G \sigma_{x'} + F \sigma_{y'})$ depois da transformação, é necessário e suficiente que $F = G$. Os coeficientes dos termos em $\sigma_{x'} \sigma_{x'y'}$ e $-\sigma_{y'} \sigma_{x'y'}$ são, então, ambos iguais a $4(F + 2H - N) \sin \theta \cos \theta (\cos^2 \theta - \sin^2 \theta)$. Para qualquer que seja θ , $F + 2H - N$ deve ser igual a zero, pois os termos acima não aparecem na expressão inicial. Pode ser verificado que os

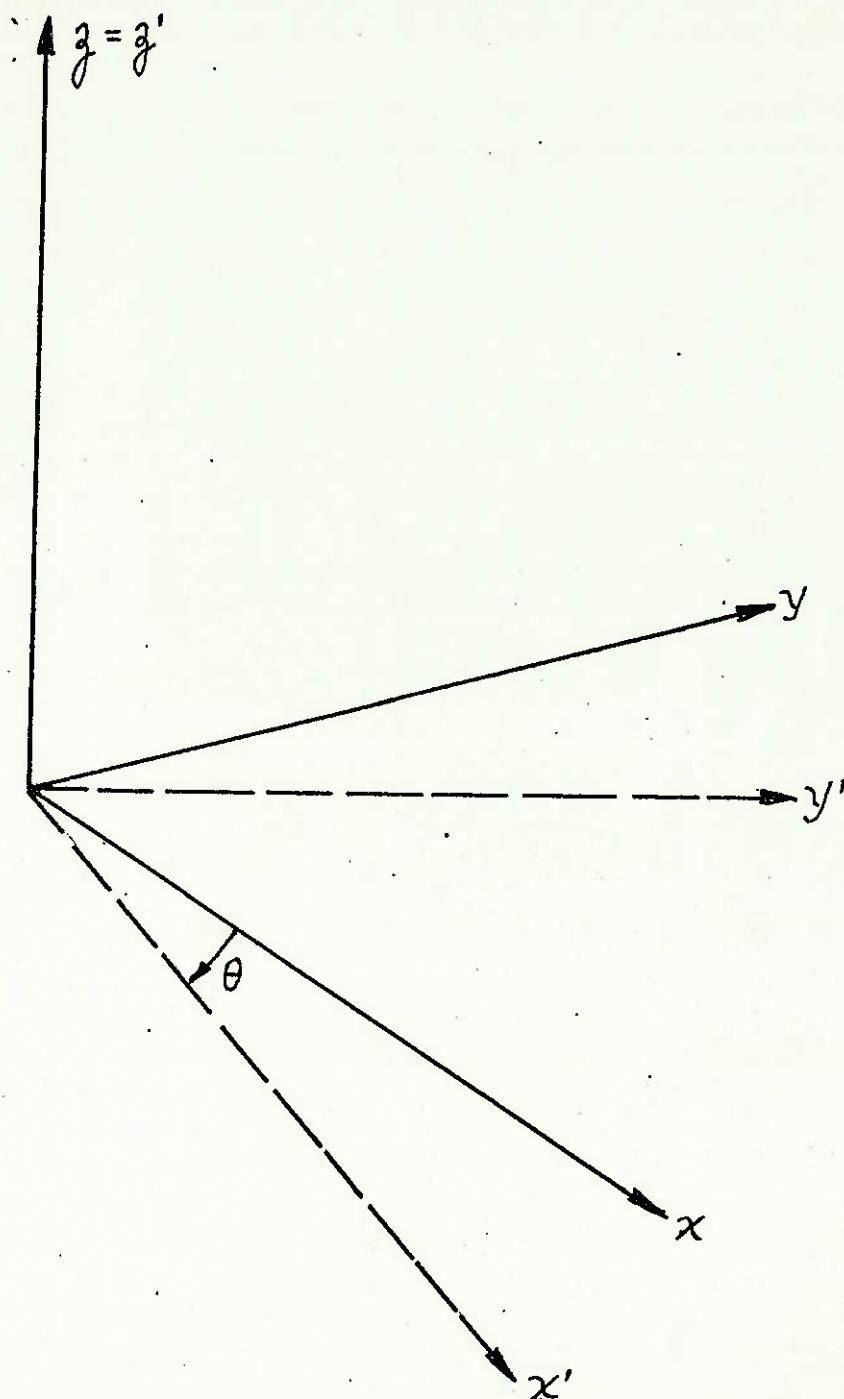


FIGURA 1: Novos eixos, x' , y' e z' , de tal modo que o eixo z' coincide com z quando x' é girado no sentido horário de um ângulo θ com relação a x .

coeficientes de σ_x^2 , σ_y^2 e σ_x, σ_y ; ficam invariáveis. Finalmente, o termo em $\sigma_{z'x'} \sigma_{y'z'}$ deverá ser igual a zero, pois o mesmo não existe na expressão inicial; isto é possível se e somente se $L = M$. Logo, as condições necessárias e suficientes para que a anisotropia seja rotacionalmente simétrica com relação ao eixo z, são as seguintes:

$$N = F + 2H = G + 2H; \quad L = M \quad /5/$$

Se existir uma simetria esférica completa, ou uma isotropia, teremos

$$L = M = N = 3F = 3G = 3H,$$

e a expressão /1/ reduz-se ao critério de von Mises quando $2F$ for igual a $1/Y^2$.

Para descrever completamente o estado de anisotropia de um elemento, é necessário conhecer a orientação dos eixos principais e os valores das seis tensões independentes de escoamento X, Y, Z, R, S e T. Esses valores devem ser considerados como funções dos tratamentos mecânicos e térmicos, uma vez que o elemento analisado era isotrópico antes de se tornar anisotrópico; em geral esses valores vão também variar durante uma deformação posterior. Ainda não é conhecido como relacionar as tensões de escoamento quantitativamente com a microestrutura, por exemplo com o grau de orientação preferido; assim, os valores das tensões de escoamento são determinados experimentalmente.

2.2. Relações entre tensões e incrementos de deformações

Por analogia com as equações de von Mises⁽³⁾ para materiais isotrópicos, é suposto que $f(\sigma_{ij})$ da equação /1/ seja um potencial plástico. As relações dos incrementos de deformações referidas aos eixos principais de anisotropia são então:

$$\begin{aligned} d\epsilon_x &= d\lambda [H(\sigma_x - \sigma_y) + G(\sigma_x - \sigma_z)], & d\epsilon_{yz} &= d\lambda \cdot L \cdot \sigma_{yz} \\ d\epsilon_y &= d\lambda [F(\sigma_y - \sigma_z) + H(\sigma_y - \sigma_x)], & d\epsilon_{zx} &= d\lambda \cdot M \cdot \sigma_{zx} \\ d\epsilon_z &= d\lambda [G(\sigma_z - \sigma_x) + F(\sigma_z - \sigma_y)], & d\epsilon_{xy} &= d\lambda \cdot N \cdot \sigma_{xy} \end{aligned} \quad /6/$$

O fator $d\lambda$ é considerado constante nas três direções, e é definido como fator de proporcionalidade. Pode ser demonstrado que $(d\epsilon_x + d\epsilon_y + d\epsilon_z)$ é identicamente igual a zero, e que, se a tensão tiver sentido contrário, o incremento de deformação também terá sentido contrário. Além disso, se os eixos principais de tensão coincidirem com os eixos de anisotropia, do mesmo modo coincidirão os eixos principais de incremento de deformação. Deve ser observado, entretanto, que os eixos principais de tensão e incremento de deformação não são geralmente coincidentes.

2.3. Anisotropia plástica de chapa laminada

Verificamos agora a variação da tensão de escoamento com a orientação. Consideremos a anisotropia de uma chapa laminada e as tensões no plano da chapa. Tomemos os eixos de referência tais que x seja a direção de laminação, y a direção transversal no plano da chapa e z a direção normal ao plano da chapa (plano xy), conforme indicado na figura /2/. Se algum elemento da chapa é agora sujeito à aplicação de tensões no plano da chapa, o critério de escoamento /4/ fica sendo o seguinte:

$$(G+H) \sigma_x^2 - 2H \sigma_x \sigma_y + (H+F) \sigma_y^2 + 2N \sigma_{xy}^2 = 1 \quad \text{.../7/}$$

que é a equação simplificada de Hill⁽⁴⁾ para chapas.

Calculemos agora σ , que a tensão de escoamento a tração:

Através do triângulo da figura 2, temos que:

$$F_x = \sigma_x \cdot s \cdot \cos \alpha + \sigma_{xy} \cdot s \cdot \sin \alpha$$

$$F_y = \sigma_y \cdot s \cdot \sin \alpha + \sigma_{xy} \cdot s \cdot \cos \alpha$$

$$F = \sigma \cdot s$$

Fazendo-se a somatória das forças nas direções x e y igual a zero, temos que, para $\sum F_x = 0$,

$$\sigma \cdot s \cdot \cos \alpha - \sigma_x \cdot s \cdot \cos \alpha - \sigma_{xy} \cdot s \cdot \sin \alpha = 0,$$

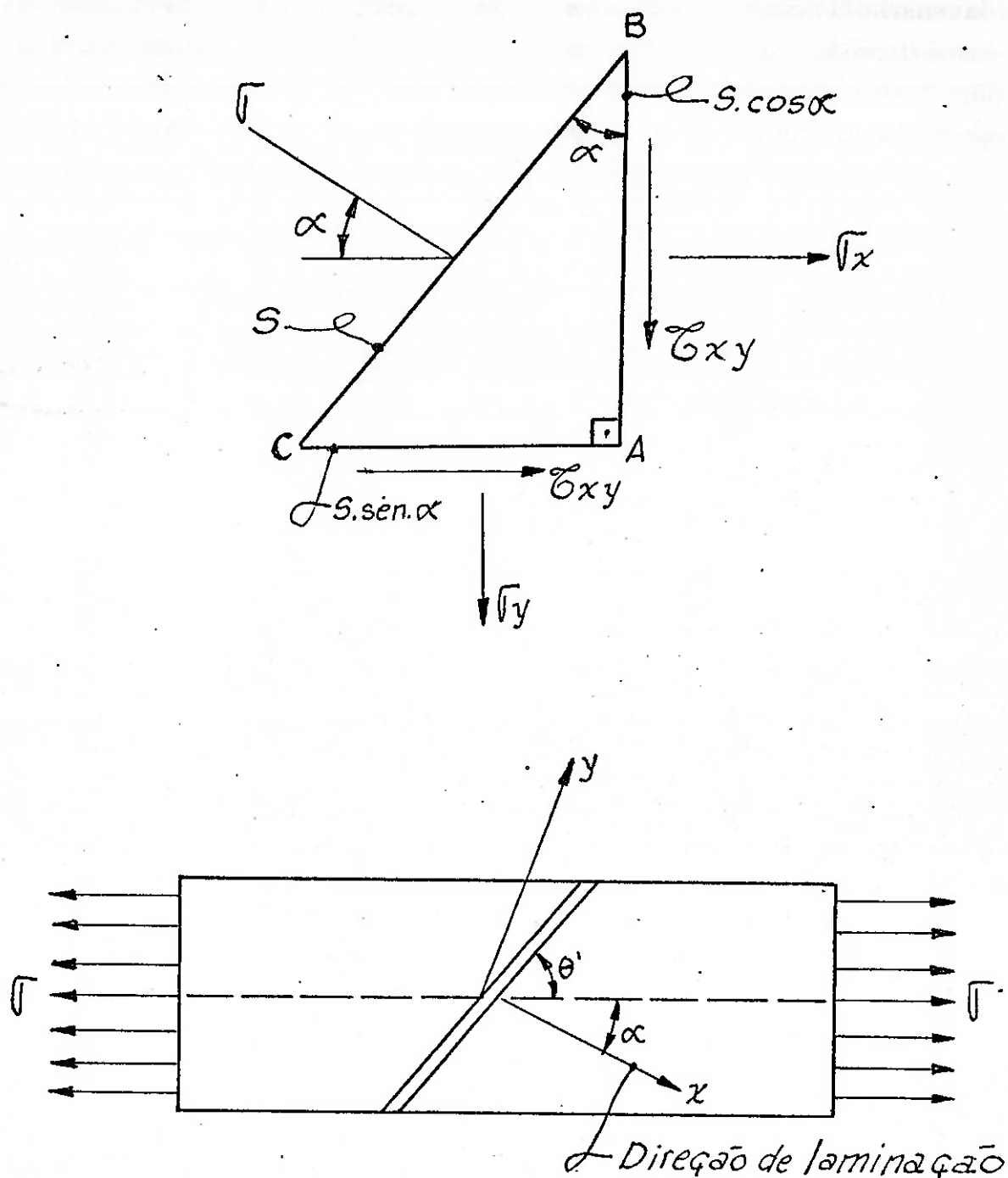


FIGURA 2: Tensões no plano da chapa⁽⁵⁾.

portanto,

$$\sigma = \sigma_x + \sigma_{xy} (\sin \theta / \cos \theta) \quad /8/$$

Do mesmo modo, para $\sum F_y = 0$,

$$\sigma \cdot s \cdot \sin \alpha - \sigma_y s \sin \alpha - \sigma_{xy} s \cos \alpha = 0,$$

portanto,

$$\sigma = \sigma_y + \sigma_{xy} (\cos \alpha / \sin \alpha) \quad /9/$$

Tomando-se a somatória dos momentos com relação ao ponto A igual a zero temos que:

$$\sigma_{xy} = \sigma \sin \alpha \cos \alpha \quad /10/$$

Substituindo-se /10/ em /8/ e /9/ e tirando-se o valor de σ_x e σ_y , obtemos as seguintes expressões:

$$\begin{aligned} \sigma_x &= \sigma - \sigma \sin^2 \alpha (\cos \alpha / \cos \alpha) = \sigma \cos^2 \alpha \\ \sigma_y &= \sigma - \sigma \cos^2 \alpha (\sin \alpha / \sin \alpha) = \sigma \sin^2 \alpha \\ \sigma_x + \sigma_y &= \sigma \end{aligned} \quad /11/$$

Substituindo-se /11/ na equação de Hill /7/, obtemos a seguinte expressão:

$$\begin{aligned} (G+H) \sigma^2 \cos^4 \alpha - 2H \sigma^2 \sin^2 \alpha \cos^2 \alpha + (F+H) \sigma^2 \sin^4 \alpha + \\ + 2N \sigma^2 \sin^2 \alpha \cos^2 \alpha = 1 \end{aligned}$$

Sabemos que:

$$\cos^4 \alpha = \cos^2 \alpha (1 - \sin^2 \alpha)$$

$$\sin^4 \alpha = \sin^2 \alpha (1 - \cos^2 \alpha)$$

Logo,

$$\begin{aligned} (G+H) \sigma^2 \cos^2 \alpha - (G+H) \sigma^2 \cos^2 \alpha \sin^2 \alpha - 2H \sigma^2 \sin^2 \alpha \cos^2 \alpha + \\ + (F+H) \sigma^2 \sin^2 \alpha - (F+H) \sigma^2 \sin^2 \alpha \cos^2 \alpha + 2N \sigma^2 \sin^2 \alpha \cos^2 \alpha = 1 \end{aligned}$$

Resolvendo-se a expressão acima, obtemos a seguinte expressão:

$$\sigma = [F \sin^2 \alpha + G \cos^2 \alpha + H + (2N - F - G - 4H) \sin^2 \alpha \cos^2 \alpha]^{1/2} \quad /12/$$

Os valores de F, G, H e N podem ser deduzidos a partir da dependência observada das tensões de escoamento com relação à orientação.

Para determinar-se o máximo e o mínimo de σ , faz-se $d\sigma/d\alpha = 0$. Pode ser demonstrado que o máximo e o mínimo valores de σ ocorrem ao longo dos eixos de anisotropia e também na direção de α , tal que:

$$\tan^2 \alpha = \frac{N - G - 2H}{N - F - 2H} \quad /13/$$

Se $N > F + 2H$ e $N > G + 2H$, a tensão de escoamento tem dois máximos desiguais nas direções x e y e um mínimo na direção de α .

Para $\alpha = 45^\circ$, de /13/ temos que:

$$G = F \quad /14/$$

que é a condição de simetria com relação ao eixo z, conforme mostrado na expressão /5/.

As equações para os componentes dos incrementos de deformações correspondentes a uma tensão uniaxial σ e a um ângulo com relação ao eixo x, são aquelas obtidas através das equações /6/ e /11/, que são as seguintes:

$$d\epsilon_x = d\lambda [H(\sigma \cos^2 \alpha - \sigma \sin^2 \alpha) + G\sigma \cos^2 \alpha] \quad \text{ou}$$

$$d\epsilon_x = d\lambda [(H+G) \cos^2 \alpha - H \sin^2 \alpha] \sigma$$

Analogamente, obtém-se as seguintes expressões:

$$d\epsilon_y = d\lambda [(F+H) \sin^2 \alpha - H\sigma \cos^2 \alpha] \sigma$$

$$d\epsilon_z = -d\lambda [F \sin^2 \alpha + G \cos^2 \alpha] \sigma$$

$$d\epsilon_{xy} = d\lambda N \sin \alpha \cos \alpha \cdot \sigma \quad /15/$$

2.4. Introdução do fator de anisotropia normal

O fator de anisotropia normal é introduzido pelo fator R, o qual define a resistência da chapa à deformação na direção da espessura. No parágrafo 3 são fornecidos maiores detalhes com relação ao fator R.

O fator R é definido pelas seguintes relações:

$$R = \frac{\xi_b}{\xi_h} = \frac{d\xi_b}{d\xi_h} = \frac{d\xi_y}{d\xi_z} \quad /16/$$

Assim, utilizando-se das expressões /15/ e /16/, o fator R pode ser escrito da seguinte maneira:

$$R = \frac{[(F+H)\sigma_{\alpha}^2 - H\cos^2\alpha] \int d\lambda}{- [F\sigma_{\alpha}^2 + G\cos^2\alpha] \int d\lambda}$$

Simplificando-se $\int d\lambda$ na expressão anterior, o fator R fica definido pela seguinte relação, que é a expressão genérica de R.

$$R = \frac{[(F+H)\sigma_{\alpha}^2 - H\cos^2\alpha]}{-F\sigma_{\alpha}^2 - G\cos^2\alpha} \quad /17/$$

Pode-se verificar que para $\alpha = 0$,

$$R = H/G \quad /18/$$

Vamos agora fazer a introdução do fator R no critério de escoamento. Através da equação de Hill /7/, obtemos para os eixos de anisotropia a seguinte expressão:

$$(G+H)\sigma_1^2 - 2H\sigma_1\sigma_2 + (H+F)\sigma_2^2 = 1 \quad /19/$$

Tomando-se, por exemplo, os dados de um ensaio à tração simples, tem-se que $\sigma_1 = x$ e que $\sigma_2 = 0$. Assim, substituindo-se σ_1 e σ_2 respectivamente por X e zero na expressão /19/, obtém-se:

$$(G + H) \cdot X^2 = 1 \quad /20/$$

Comparando-se as expressões /19/ e /20/ obtém-se a seguinte expressão:

$$(G+H) \sigma_1^2 - 2H \sigma_1 \sigma_2 + (H+F) \sigma_2^2 = (G+H) \cdot X^2 \quad /21/$$

Dividindo-se a expressão acima /21/ por G , tem-se:

$$\frac{(G+H) \sigma_1^2}{G} - \frac{2H}{G} \sigma_1 \sigma_2 + \frac{(H+F) \sigma_2^2}{G} = \frac{(G+H) X^2}{G}$$

Substituindo-se na expressão acima F por G , que é a condição de simetria com relação ao eixo z , e H/G por R , conforme mostrado na expressão /18/, obtém-se:

$$(R+1) \sigma_1^2 - 2R \sigma_1 \sigma_2 + (R+1) \sigma_2^2 = (R+1) X^2$$

Dividindo-se ambos os membros por $(R + 1)$, obtém-se:

$$\sigma_1^2 - \frac{2R}{R+1} \sigma_1 \sigma_2 + \sigma_2^2 = X^2 \quad /22/$$

Conforme visto anteriormente, se existir simetria rotacional, as tensões de escoamento nas direções x e z serão iguais, isto é, $X=Y$. Chamando-se σ_2/σ_1 de β e introduzindo-se β na expressão /22/, obtém-se a seguinte expressão:

$$\frac{\sigma_1}{X} = \left[1 + \beta^2 - \beta \left(\frac{2R}{1+R} \right) \right]^{-1/2} \quad /23/$$

A razão de tensões θ , para o máximo valor de σ_1 no escoamento, ou seja (σ_1/X) máx., é encontrada a partir de /23/ fazendo-se:

$$\frac{d(\sigma_1/X)}{d\theta} = 0 \quad /24/$$

Calculando-se essa derivada, obtém-se a seguinte relação entre θ e R:

$$\theta = \frac{R}{1+R} \quad /25/$$

Substituindo-se /25/ em /23/, obtém-se:

$$\left[\frac{\sigma_1}{X} \right]_{\text{máx.}} = \frac{1+R}{\sqrt{1+2R}} \quad /26/$$

Para $R = 1$,

$$\left[\frac{\sigma_1}{X} \right]_{\text{máx.}} = \frac{2}{\sqrt{3}}$$

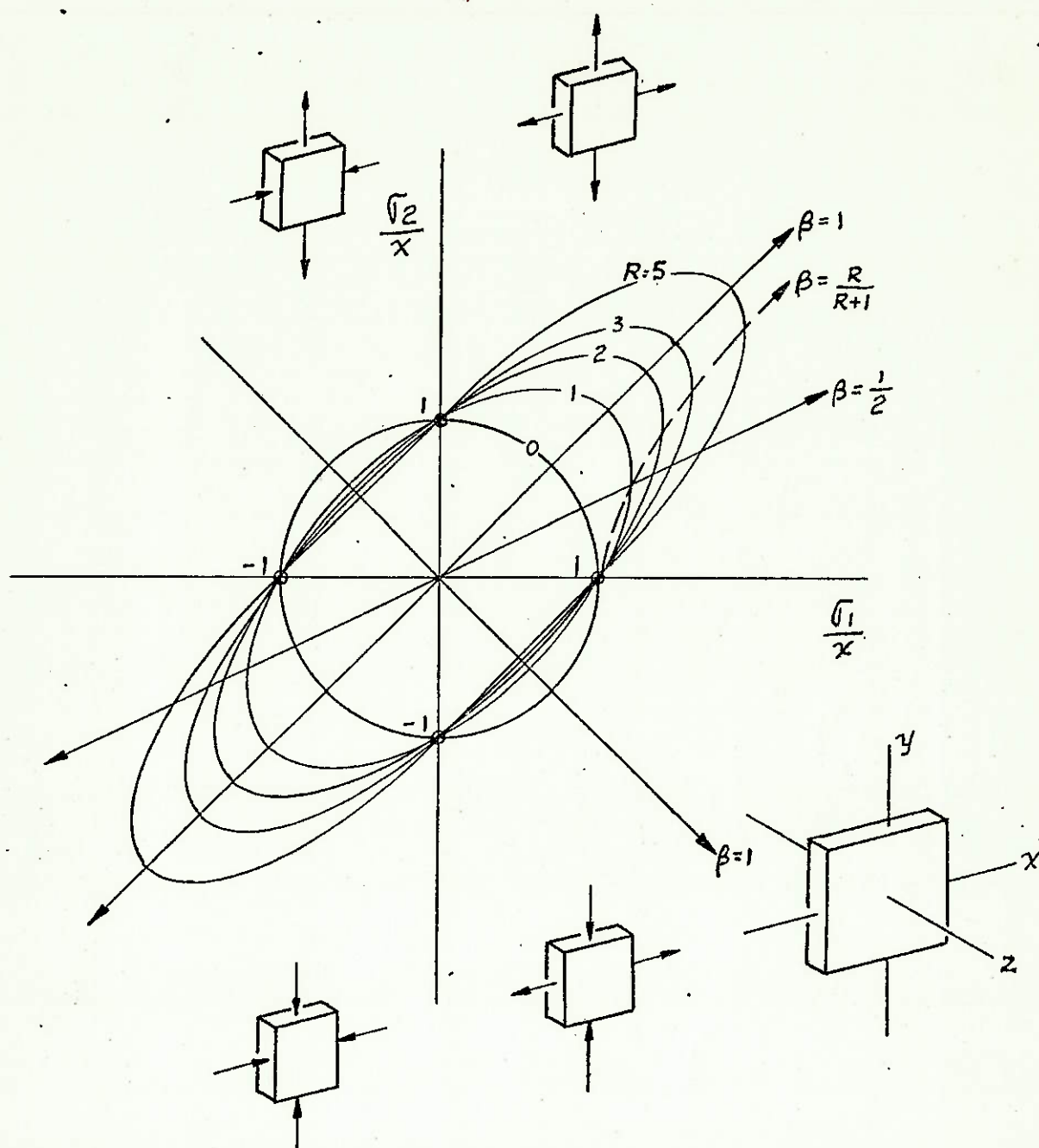


FIGURA 3: Representação da equação /23/, para diferentes valores de $R^{(6)}$.

3. FATOR DE ANISOTROPIA NORMAL R.

3.1. Definição do fator R.

O fator de anisotropia normal, R, é definido pela seguinte relação:

$$R = \frac{\epsilon_b}{\epsilon_h} , \quad /27/$$

onde ϵ_b e ϵ_h representam respectivamente a deformação na largura e na espessura após uma certa deformação num ensaio de tração simples. Na maioria das vezes a chapa não é isótropa no seu plano, de modo que o valor de R varia segundo a direção de medida. Em tal caso mede-se um fator médio, \bar{R} , definido pela relação:

$$\bar{R} = \frac{R_{0^\circ} + R_{90^\circ} + 2.R_{45^\circ}}{4} , \quad /28/$$

onde R_{0° , R_{90° , R_{45° são os valores de R medidos respectivamente segundo as direções de laminação, transversal e a 45° com relação ao sentido de laminação.

Quando existe anisotropia planar, introduz-se um fator, ΔR , definido pela expressão:

$$\Delta R = \frac{R_{0^\circ} + R_{90^\circ}}{2} - R_{45^\circ} \quad /29/$$

Conforme será mostrado posteriormente (item 4 da 1ª. parte), existe uma correlação entre os valores de \bar{R} e os valores da razão de estampagem limite obtidos através dos ensaios de estampagem de copos; por outro lado, as medidas de ΔR estão relacionadas com a aparição de "orelhas" nos ensaios de copos. Consequentemente, os materiais que apresentam valores elevados de anisotropia normal, \bar{R} , e pequenos de anisotropia planar, ΔR , são os mais adequados para a estampagem profunda.

3.2. Fatores de influência no valor de R

a. Intensidade de laminação a frio e recozimento da chapa

Para verificar a influência da porcentagem de laminação a frio e do recozimento de uma chapa no valor de R, consideremos o trabalho de Chilque e Ferran ⁽⁷⁾, que realizaram a seguinte experiência:

Material:

- Material de uma chapa efervescente com 2 mm de espessura, com a seguinte composição química:

C = 0,03%; Mn = 0,33%; Si = 0,01%; P = 0,005%; S = 0,01%

- A chapa havia sido laminada a quente com temperatura de acabamento superior a 830°C, e embobinada entre 540 e 600°C.

Laminação a Frio

- A chapa foi passada num laminador FENN com cilindros de 13,33 cm de diâmetro e 20 cm de comprimento, utilizando-se óleo solúvel como lubrificante.
- Para atingir as espessuras correspondentes às reduções de 60, 70 e 80%, foram necessárias 9, 11 e 23 passadas respectivamente.

Tratamento Térmico

- Os recozimentos foram efetuados entre 700 e 860°C num forno Lindberg, ao qual foi acoplado um sistema de controle de velocidade de aquecimento e resfriamento. Para reduzir o tempo de aquecimento e resfriamento, com referência ao do recozimento em caixa, o ciclo seguido foi praticamente o mesmo que o adotado por Jenkins e Wilson ⁽⁸⁾.

Para maiores informações com relação ao tratamento térmico utilizado nessa experiência, deve-se consultar o trabalho de Chilque e Ferran⁽⁷⁾.

Ensaio de Tração e Cálculo de R

- Os ensaios de tração foram efetuados numa máquina Instron com velocidade inicial de deformação de $6,6 \times 10^{-4}$ cm. seg⁻¹.
- As chapas, laminadas a frio, foram cortadas numa tesoura de precisão; os corpos de prova, em forma de paralelepípedos, tinham um comprimento útil l_0 de 50,0 mm, largura b_0 de 9,0 mm e espessuras h_0 de 0,71; 0,56 e 0,37 mm, correspondentes às chapas laminadas de 60, 70 e 80%.
- Devido às pequenas espessuras das amostras, a medida de resultava muito imprecisa; porém, considerando-se que a variação de volume experimentada por um metal ao ser deformado é da ordem de 10^{-4} , pode-se estimar o ϵ_k com precisão suficiente pela relação: $\epsilon_k = \epsilon_l - \epsilon_b$
- As medidas dos comprimentos l foram feitas entre traços distantes de 10 mm inicialmente. O \bar{R} , calculado segundo a expressão /28/, foi determinado através da média obtida com seis corpos de prova: dois longitudinais, dois transversais e dois a 45° com relação ao sentido longitudinal. Considerando-se que sobre cada corpo de prova mediram-se cinco valores de R, o \bar{R} correspondente a cada tratamento térmico e a cada porcentagem de laminação a frio, é a média de 30 valores de R. Da mesma maneira foi calculado o ΔR .

Conclusões

- As figuras 4 e 5 mostram os efeitos combinados da porcentagem de redução e da temperatura de recozimento sobre os valores de \bar{R} e ΔR . Mais especificamente, essas figuras

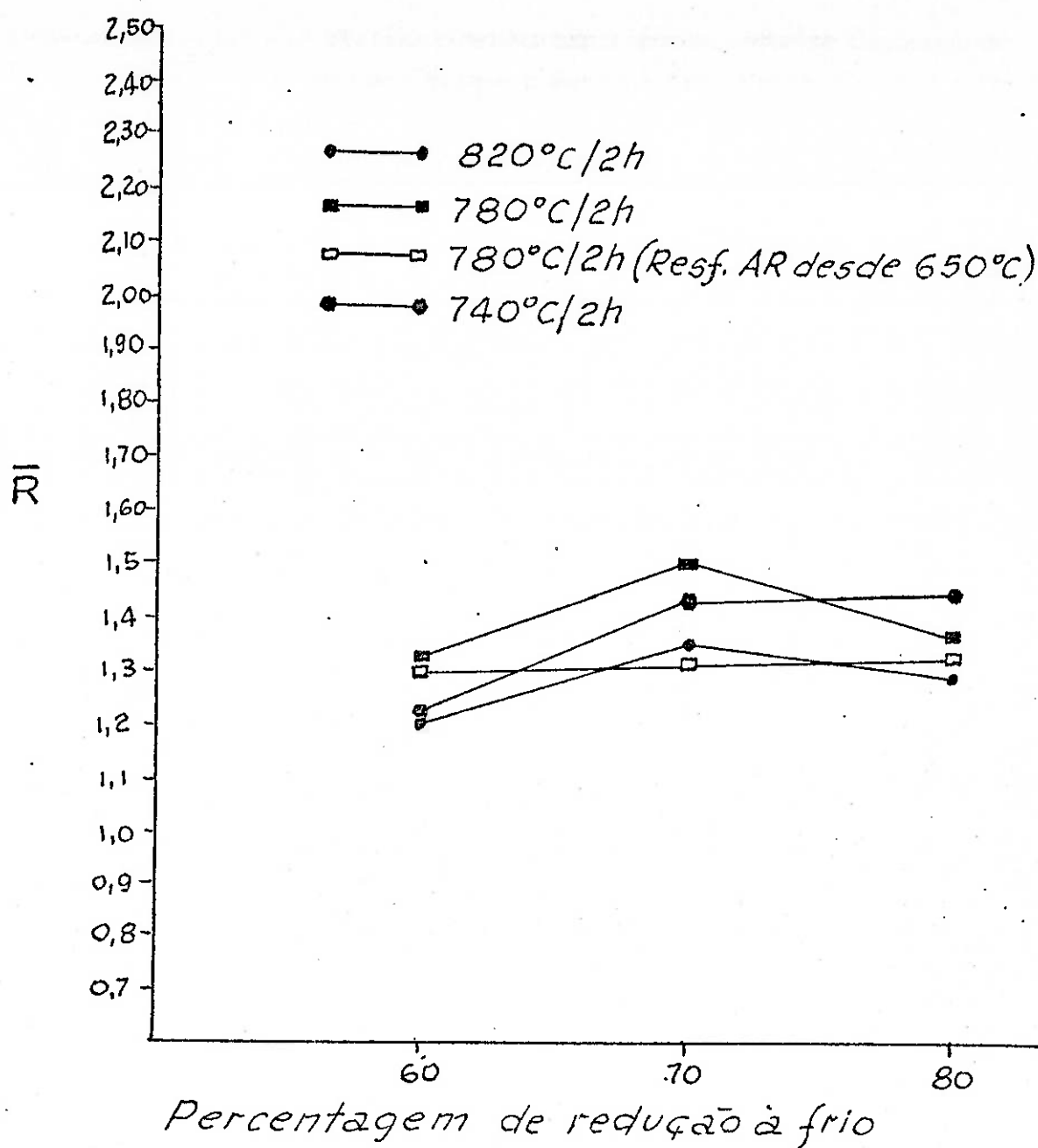


FIGURA 4: Representação da variação do fator \bar{R} , com a porcentagem de deformação à frio, para os recozimentos isotérmicos de 2 horas a diversas temperaturas.⁽¹⁰⁾

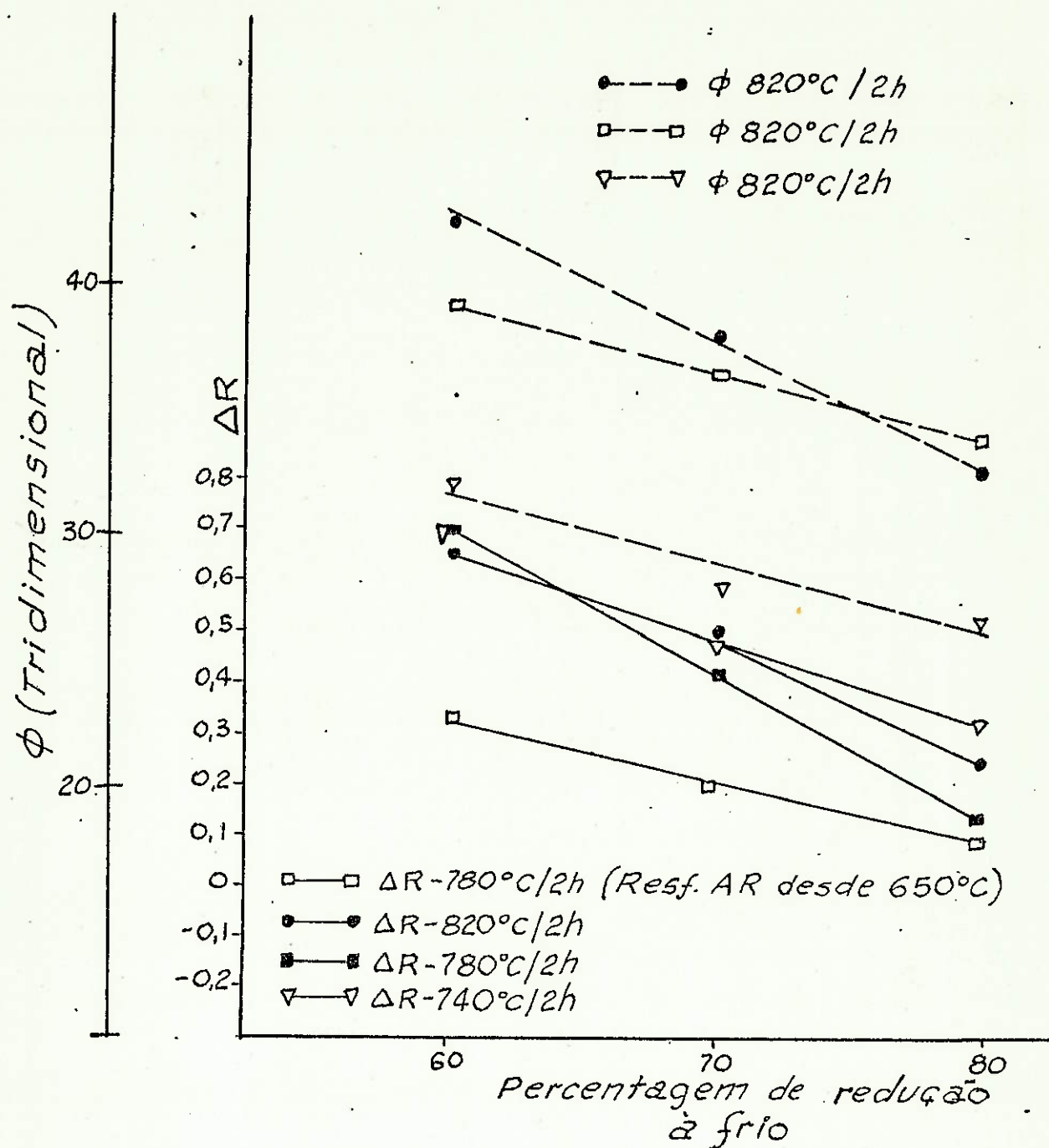


FIGURA 5: Variação da anisotropia planar ΔR e do tamanho de grão médio transversal (ϕ) com a porcentagem de redução a frio, para recozimentos isotérmicos de 2 horas a diversas temperaturas. (11)

indicam os valores de \bar{R} e ΔR medidos sobre amostras deformadas por laminação a frio de 60, 70 e 80% de redução e recozidas durante duas horas a diversas temperaturas. A análise das figuras 4 e 5 indica que:

- O valor máximo da anisotropia normal, \bar{R} , é obtido para 70% de laminação a frio, exceto no caso do tratamento a 740°C.
- A anisotropia planar ΔR decresce com o aumento da porcentagem de laminação a frio.

b. Elementos de Liga da Chapa

Para verificar a influência de elementos de liga no valor de \bar{R} , consideremos o trabalho de Hughes e Page ⁽⁹⁾, no qual foi analisada a influência do Mn e C na anisotropia plástica do ferro puro, e que pode ser visualizada no gráfico da figura 6. Os valores de \bar{R} estão indicados ao lado de cada ponto, e as linhas de contorno estão espaçadas no intervalo de 0,1. A área hachurada representa a composição das ligas para as quais os valores de \bar{R} são maiores que 2,0.

Observando-se então a figura 6, podemos concluir que o \bar{R} depende da porcentagem de Mn e C. Se o valor de \bar{R} igual a 2,0 é aceito como sendo um valor representativo para boas propriedades de estampagem, pode ser verificado que se tivermos uma porcentagem de Mn menor que 0,06% ou maior que 0,27%, nenhuma porcentagem de carbono irá produzir a estampabilidade desejada, para essas condições particulares de processamento da chapa. De modo similar, para uma porcentagem de carbono menor que 0,012% e maior que 0,047%, com qualquer que seja o nível de manganês não serão conseguidas as propriedades ótimas desejadas.

c. Outros Fatores de Influência no Valor de R

Para cada direção considerada do corpo de prova, existe uma série de fatores que influenciam no valor de R:

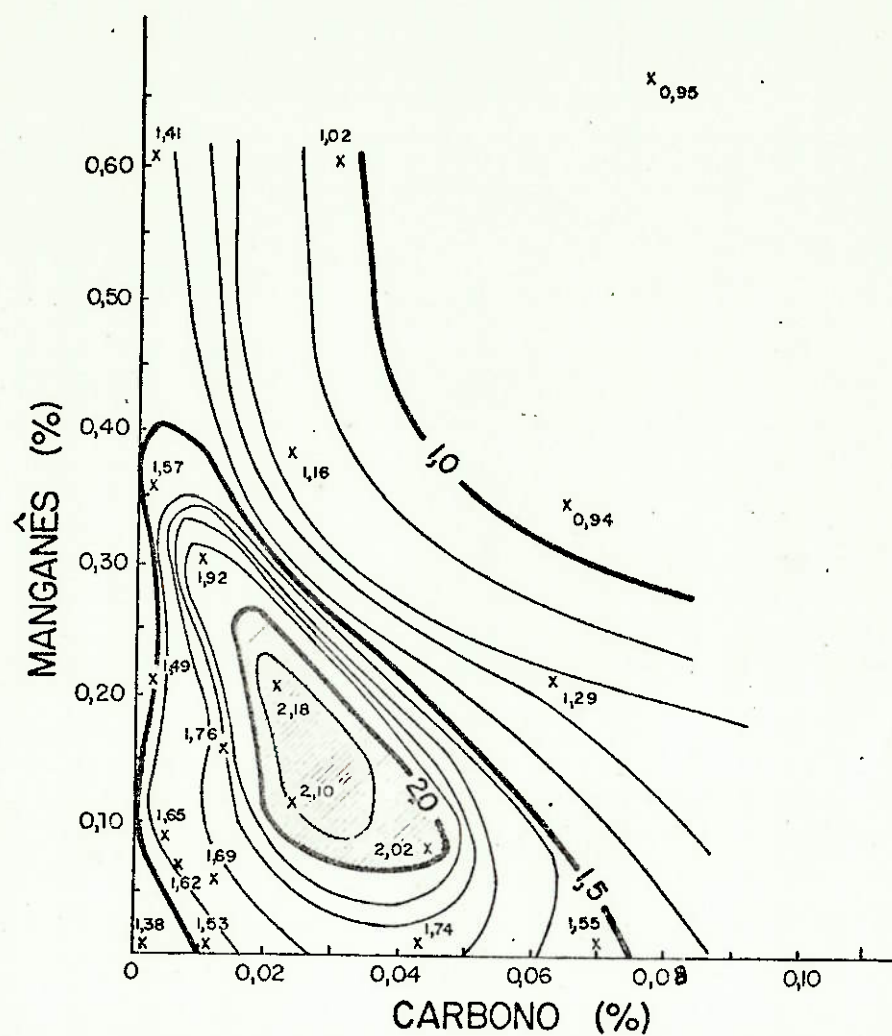


FIGURA 6: Curvas iso- \bar{R} , mostrando o efeito do manganês e carbono em \bar{R} para 85% de redução a frio. (12)

- ψ = a deformação verdadeira ou logarítima;
- b/R = a relação da largura da tira ou da chapa pela espessura;
- v = a temperatura do corpo de prova;
- $\dot{\psi}$ = a velocidade de deformação do material;
- E.B. = o efeito Bauschinger e
- ϕ = o envelhecimento do material da chapa.

Com exceção da deformação logarítima, a influência dos demais fatores no valor de R não foi ainda estudada separadamente. Na parte experimental desse trabalho são analisadas as influências "isoladas" de certos fatores, tais como velocidade de deformação e intensidade de deformação do corpo de prova.

4. MÉTODOS PARA A AVALIAÇÃO DA ANISOTROPIA PLÁSTICA DE CHAPAS METÁLICAS

Para a análise dos métodos macroscópicos de ensaios apropriados para a avaliação da anisotropia plástica de chapas metálicas, será considerado a seguir o trabalho de Atkinson⁽¹³⁾, que analisou as relações mútuas e possíveis erros de três métodos de ensaio existentes, sem por em dúvida os princípios em que os mesmos se basearam para serem desenvolvidos.

4.1. Método da Razão de Deformação por Tração

O parâmetro adotado por Lankford, R, é comumente aceito como medida da plasticidade anisotrópica, e tem sido largamente empregado em várias investigações como padrão para a medição da anisotropia plástica:

$$R = \frac{\epsilon_b}{\epsilon_R} \quad /30/$$

onde ϵ_b e ϵ_R são respectivamente as deformações verdadeiras na largura e na espessura.

Embora a determinação da razão de deformação por tração seja considerada simples e precisa, são frequentemente registradas apreciáveis diferenças dos valores para amostras semelhantes: por exemplo, um programa de teste conduzido pelo II Grupo de Trabalho "International Deep Drawing Research Group" (IDDRG)⁽¹⁴⁾ em 1961 e 1962, revelou, que os valores obtidos para a razão de deformação em diferentes laboratórios variaram consideravelmente, conforme mostrado na tabela I. Essas diferenças indicam que ainda não se chegou a um acordo universal com relação à medida da razão de deformação.

Laboratório Nº	RAZÃO DE DEFORMAÇÃO MÉDIA (\bar{R})
1	1,22
2	1,33
3	1,36
4	1,37
5	1,37
6	1,39
7	1,39
8	1,40
9	1,46
10	1,51
11	1,53
12	1,60

TABELA I: Razões de deformações determinadas em
doze laboratórios para o mesmo aço⁽¹⁵⁾.

Os investigadores mais recentes mediram diretamente as deformações na largura e espessura perto do limite do alongamento uniforme do corpo de prova. Foi reportado, entretanto, que a razão de deformação variava ao longo do comprimento do corpo de prova, e que essa inconsistência tinha sido provavelmente devido à falta de precisão na medição da variação da espessura. Esforços foram feitos para aumentar a precisão para a medição da razão de deformação. Jegaden⁽¹⁶⁾ juntamente com outros pesquisadores, por exemplo, projetou um aparelho para medir simultaneamente as deformações na largura e espessura e recentemente foi construído na Universidade de Aston em Birmingham, um aparelho similar para determinação de pequenas deformações, para a investigação da anisotropia plástica de metais com baixa ductilidade. Entretanto, os valores da razão de deformação determinados pelo método direto são particularmente sensíveis a erros de medição da espessura. A rugosidade superficial de um aço doce para estampagem pode facilmente corresponder a uma variação de espessura de 0,0005 polegadas e sabe-se que a rugosidade superficial modifica-se durante a deformação. Essa variação, embora pequena, torna-se expressiva com relação à modificação da espessura experimentada por uma chapa de 0,040 polegadas de espessura quando alongada 20%. A modificação na espessura para uma razão de deformação igual a 2 é somente 0,0024 polegadas; desse modo o erro devido somente à rugosidade superficial pode ser de $\pm 0,25$ no valor de R.

A aproximação de Hever⁽¹⁷⁾ foi feita no sentido de evitar a medição direta da espessura, assumindo constância de volume na deformação e calculando a razão de deformação a partir de medições de deformações do comprimento e da largura. A fórmula para a razão de deformação então fica:

$$R = \frac{\epsilon_b}{\epsilon_b \epsilon_l}$$

/31/

onde ϵ_b e ϵ_l são, respectivamente; as deformações verdadeiras na largura e no comprimento. Essa aproximação para a medição de R tem sido adotada por Whiteley⁽¹⁸⁾ e muitos outros investigadores; o método foi também aceito por Atkinson e Mac Lean⁽¹⁹⁾ depois de uma revisão crítica.

Foram projetados por Lilet⁽²⁰⁾ e outros investigadores, aparelhos para medição simultânea de deformações do comprimento e da largura.

Entretanto, em adição à sensibilidade do valor da razão de deformação a erros de medições, as determinações são também complicadas pela heterogeneidade do material; podem aparecer deformações plásticas não homogêneas, mesmo em corpos de prova bem preparados, provenientes das variações no comportamento ao endurecimento de deformações locais e/ou provenientes das variações na anisotropia plástica. Por essa razão, um conhecimento da forma do fluxo plástico durante o alongamento do material anisotrópico é necessário antes de que a anisotropia possa ser avaliada com alguma certeza.

Ignorando os efeitos da velocidade de deformação, uma vez que nunca foi reportada nenhuma influência marcante da mesma na anisotropia plástica para testes de tração em velocidades baixas normais, há duas formas possíveis de variação da anisotropia plástica por tração:

- variação com relação à posição no corpo de prova.
- variação com a porcentagem de deformação.

Nas primeiras investigações feitas por Atkinson⁽¹⁹⁾, foi criado um dispositivo para produzir crescentes variações nos valores das deformações da largura e do comprimento para os segmentos individuais de amostras de teste à tração conforme mostrado na figura 7. Enquanto essas variações ocorriam, entretanto, a forma dos gráficos de deformações da largura e do comprimento permaneciam similares; os máximos e os mínimos das curvas geralmente permaneciam na mesma posição para medições variando dentro de um limite estimado de erro. O efeito dessa similaridade de forma foi refletido nos valores da razão de deformação, os quais não variaram muito ao longo do comprimento. A variação na deformação plástica foi, entretanto, devido principalmente às variações do comportamento no encruamento ao longo do comprimento do corpo de prova. Todavia, a forma de variação da razão de deformação foi similar para as três

porcentagens de deformação utilizadas durante os testes, o que indicava que havia variações sistemáticas nos valores da razão de deformação para segmentos individuais não atribuíveis a erros experimentais.

Para testar essa possibilidade, foram comparados os valores da razão de deformação para os segmentos individuais para diferentes porcentagens de deformações. O desvio do valor médio a 10%, plotado contra a figura correspondente a 15% de deformação para cada segmento, produziu a figura 8, a qual mostra uma correlação significativa (1 e 1.000) e estabelece que os valores da razão de deformação são relacionados com a localização no corpo de prova, isto é, a anisotropia plástica varia ao longo do comprimento das amostras de testes à tração. O tamanho dessa variação parece ser de $\pm 0,2$ (para o valor médio de 1,7) para 15% de deformação.

Outras experiências foram feitas com chapa de aço estabilizada, utilizando-se o método desenvolvido originalmente por Atkinson ⁽¹⁹⁾. A seguir será mostrada uma dessas experiências: Dois operadores mediram cada um deles duas vezes cada corpo de prova, construídos conforme a figura 7, determinando assim um total de 64 valores de R para cada corpo de prova, para cada porcentagem de deformação. Comparando-se conjuntos de dados independentes, observou-se que em alguns casos os valores de R para os segmentos individuais foram bastante relacionados para diferentes porcentagens de deformação, onde em outros casos isso não foi verificado. As figuras 9 e 10 mostram as relações entre os valores de R para segmentos individuais para três porcentagens de deformação para dois corpos de prova: nota-se uma grande variação da anisotropia plástica para um caso mas não para o outro.

Um fato importante a ser considerado nos gráficos das figuras 9 e 10 é que podem às vezes ocorrer diferenças significativas na anisotropia plástica entre pequenas distâncias do corpo de prova.

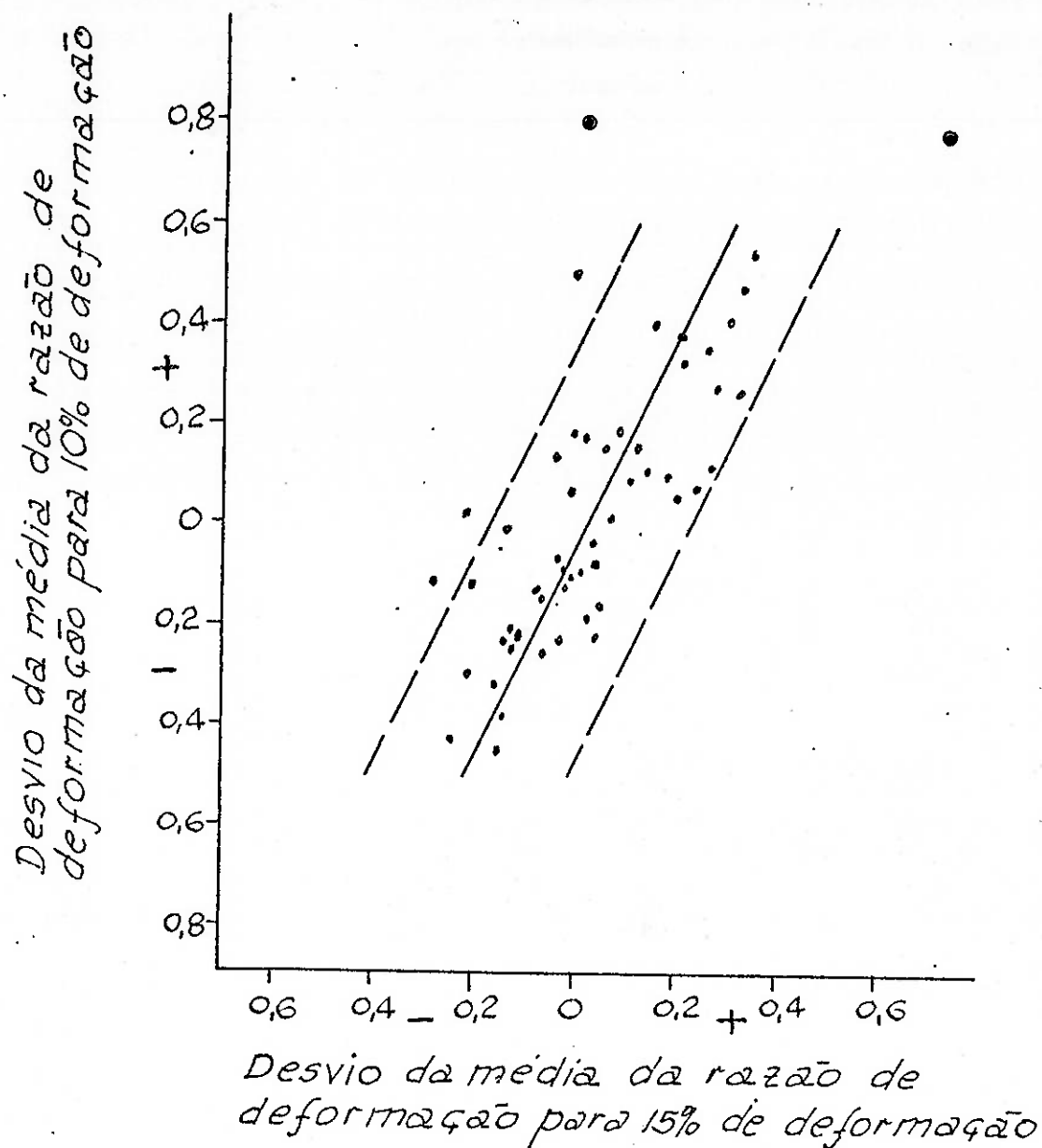


FIGURA 8: Relacionamento entres os valores da razão de deformação para segmentos individuais medidos a 10 e 15% de deformação. (Os valores da razão de deformação são plotados como desvios da média para cada amostra para suprimir qualquer relacionamento aparente devido às pequenas diferenças entre amostras).⁽²²⁾

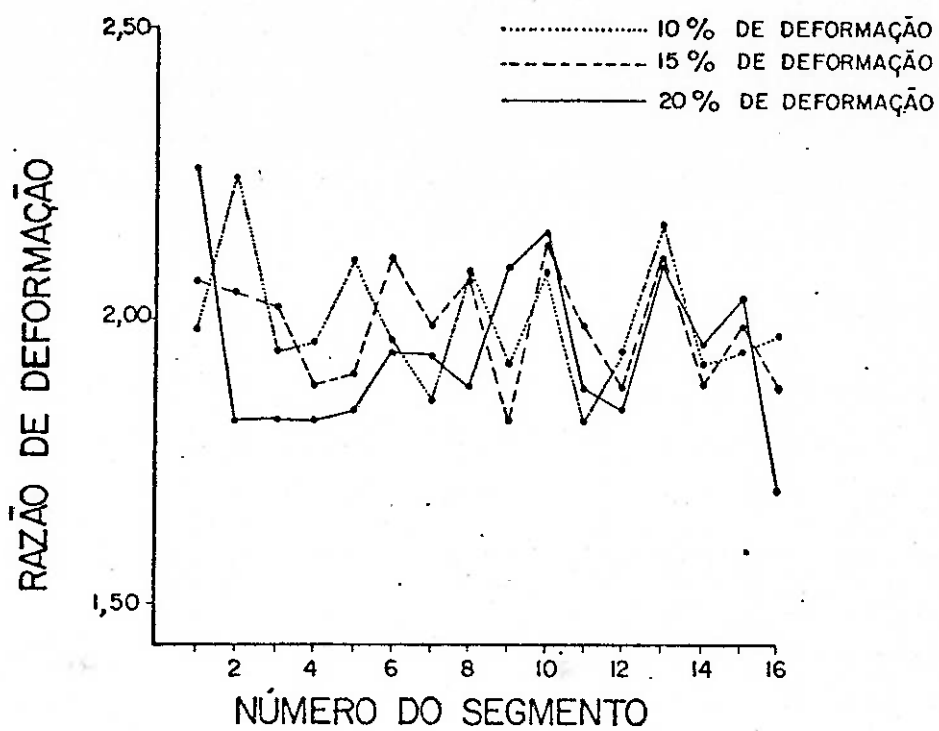


FIGURA 9: Variação da razão de deformação ao longo do comprimento do corpo de prova. Corpo de prova número 1. Operador A. (23)

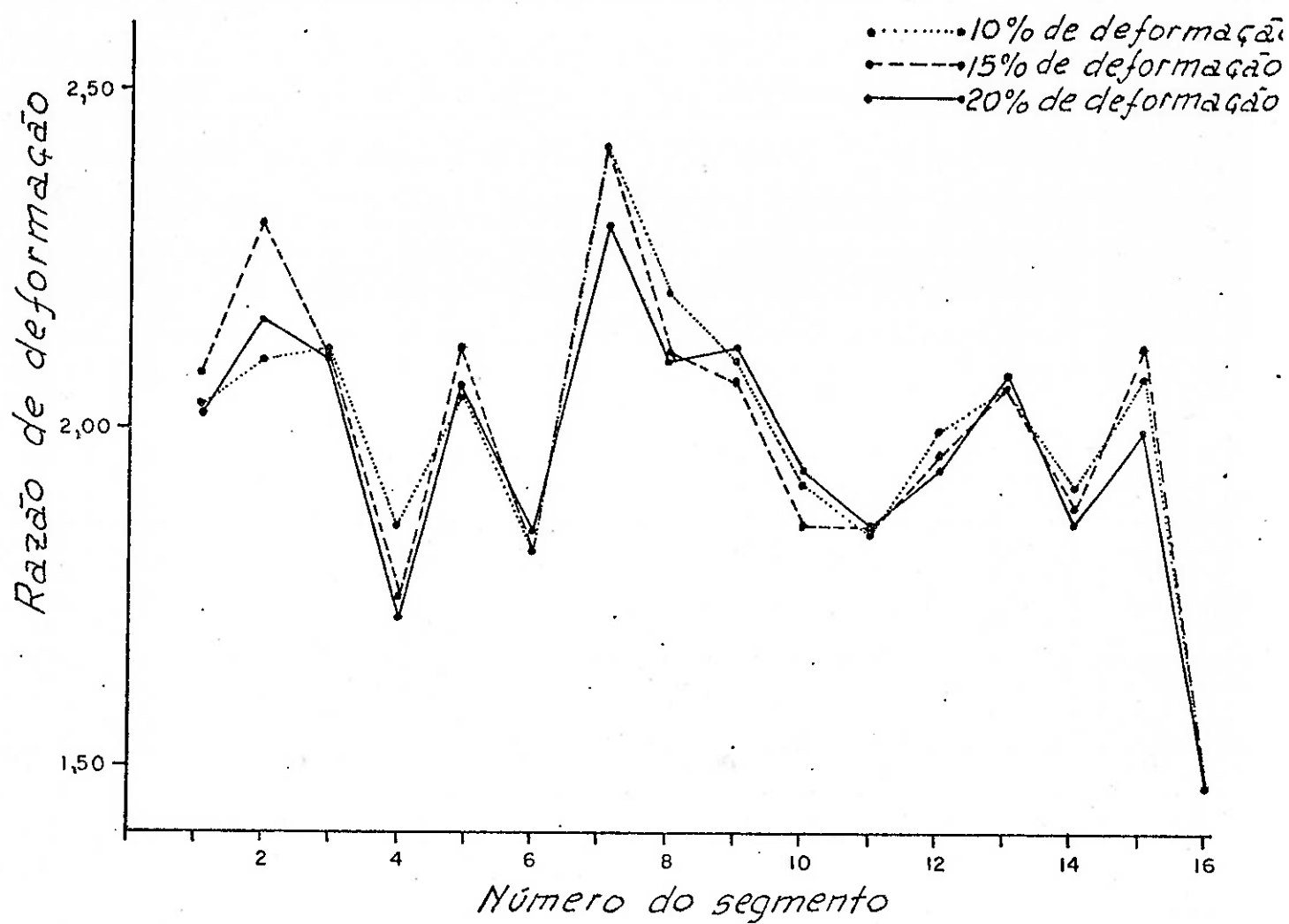


FIGURA 10: Variação da razão de deformação ao longo do comprimento do corpo de prova. Corpo de prova número 2. Operador A. ⁽²⁴⁾

Desde 1922 estão bem documentados estudos de variações do comportamento plástico de peças à tração com a porcentagem de deformação para metais como o zinco e o magnésio. Os resultados de testes determinados para uma certa amostra de chapa de zinco são mostrados na figura 11. Não há, entretanto, nenhuma indicação clara da maneira pela qual a razão de deformação pode variar durante os testes de tração de uma chapa de aço doce, uma vez que os resultados publicados em vários trabalhos são contraditórios. De um modo geral pode-se afirmar que os metais que têm sistemas de deslizamentos limitados, podendo, conseqüentemente, exibir uma anisotropia marcante, mostram apreciáveis mudanças da razão de deformação durante a deformação, ao passo que os metais cúbicos, com muitos sistemas de deslizamentos e menores razões de deformações, indicam serem pequenas tais mudanças.

As origens de erros na determinação da razão de deformação por tração já foram investigadas por Atkinson⁽¹⁹⁾, visando estabelecer um procedimento de teste preciso e digno de confiança; foi demonstrado que variações de deformações locais necessitam de precisa coordenação das medições das deformações. As experiências mencionadas nas páginas anteriores, mostrando variações bastante significativas da anisotropia plástica dentro de uma amostra de 8 polegadas de comprimento para uma chapa de aço de baixo carbono estabilizada, enfatizam a necessidade de coordenação das medições de deformação para se levar em consideração a não homogeneidade da deformação. Devido à possibilidade de variação significativa da razão de deformação durante a deformação, faz-se necessário a padronização da intensidade de deformação. O critério para determinação precisa da razão de deformação deve, então, considerar os seguintes pontos:

- . o corpo de prova deve ser suficientemente grande para acomodar variações da anisotropia plástica;
- . a porcentagem de deformação deve ser padronizada para minimizar os erros de medições e as variações sensitivas de deformações na anisotropia plástica;
- . as medições devem ser precisas, uma vez que o valor da razão de deformação calculado é hipersensível a pequenos erros de medições e

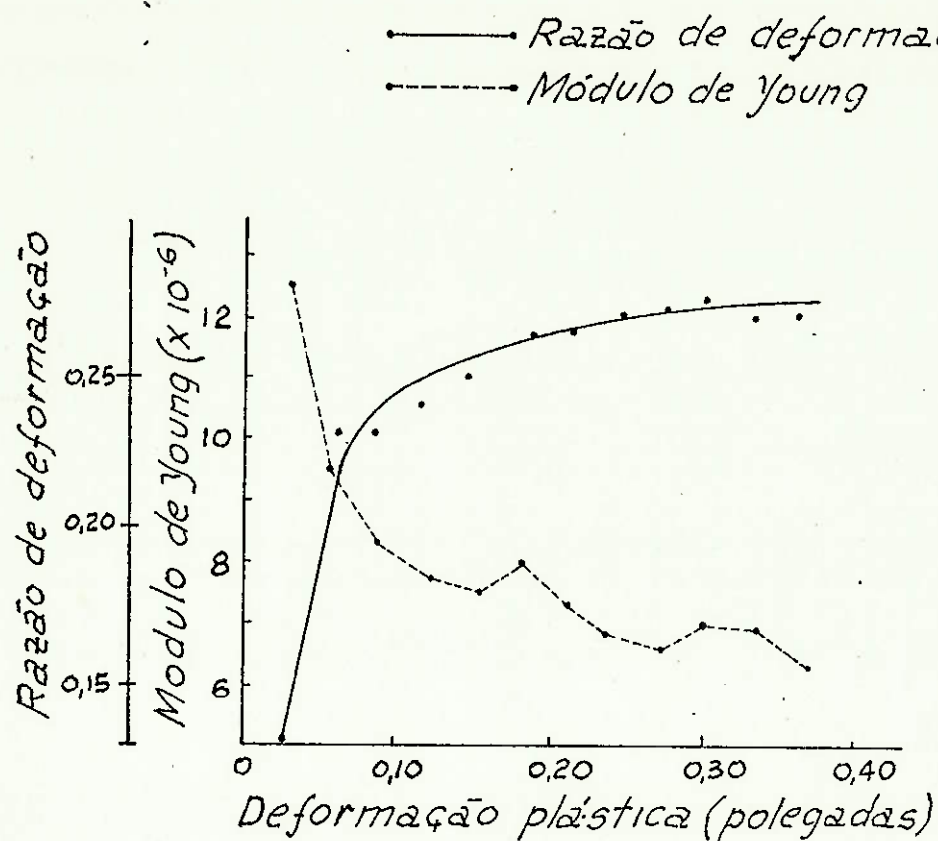


FIGURA 11: Variação da razão de deformação e do módulo de Young com a deformação por tração de uma chapa de zinco. ⁽²⁵⁾

deve haver uma coordenação de medições para se comparar precisamente as deformações relativas à mesma posição para cada corpo de prova.

Uma amostra de teste à tração de aço doce, por exemplo, deveria ser deformada de 15 a 20% e as medidas deveriam ser feitas, tão precisamente quanto possível, sobre os maiores comprimentos praticamente possíveis. As medições de deformações do comprimento e da largura são preferidas por essa razão, e também porque, para chapas de aço em particular, são introduzidos erros na medição da espessura devido à rugosidade superficial. Uma coordenação de medições das deformações pode ser conduzida fazendo-se a média de várias larguras no comprimento total do corpo de prova. Um instrumento de integração das larguras seria desejável; um instrumento como esse foi desenvolvido pela "Steel Company of Wales Ltd".

4.2. Método da Razão de Estampagem Limite

As primeiras análises do processo de estampagem (1900 a 1934) não reconheceram a possível influência de material anisotrópico, e, conseqüentemente, não se chegou a um entendimento geral desse processo, embora tivessem sido deduzidas explicações para as diferenças em conformabilidade quando a plasticidade anisotrópica dos materiais testados diferia apenas levemente. Em 1944 Zener e Holloman⁽²⁶⁾ já haviam desenvolvido uma teoria para o comportamento à deformação de materiais ortotrópicos; Jackson⁽²⁷⁾ aplicou essa teoria com algum sucesso em ensaios de hidroformação de revolução em chapas de aço. Em 1948 Hill⁽⁴⁾ desenvolveu a teoria matemática da plasticidade para incluir os efeitos da anisotropia no processo de estampagem. As análises de Swift⁽²⁸⁾ e seus colaboradores (1951 a 1952) trouxeram, entretanto, pequenos progressos adicionais desde o desenvolvimento da teoria de Hill⁽⁴⁾, em face desses estudos não considerarem a influência da anisotropia no processo de conformabilidade de chapas.

A primeira tentativa significativa para verificar a influência da plasticidade anisotrópica na estampagem profunda parece ser o trabalho clássico de Whiteley⁽¹⁸⁾, o qual demonstra a correlação entre a anisotropia plástica normal e a razão de estampagem limite (Limiting Drawing Ratio, LDR), obtida através de uma prensa de copo Rubery-Swift construída com uma punção de cabeça plana com 50mm de diâmetro e com matrizes de acordo com a especificação B.I.S.R.A., publicada por Kemmis⁽²⁹⁾. O apêndice do trabalho de Whiteley⁽¹⁸⁾ contém um relacionamento matemático descrevendo a dependência da razão de estampagem limite (D/d) com a plasticidade anisotrópica normal, \bar{R} ; a fórmula final desse apêndice parece estar errada, porém ela é citada como sendo correta por Hosford e Backofen⁽³⁰⁾:

$$\ln (D/d) = \frac{1}{1+n} \sqrt{\frac{1+\bar{R}}{2}},$$

/32/

onde: D = diâmetro inicial máximo do disco (valor variável)
d = diâmetro do copo obtido, sem que haja ruptura
(valor fixo).
 \bar{R} = fator médio de anisotropia
n = expoente de encruamento

Whiteley adotou para essa derivação a aproximação feita por Hu⁽³¹⁾ para a teoria de Hill, e concluiu que a propensão à estampagem profunda de uma chapa metálica pode ser melhorada controlando-se somente a anisotropia das propriedades plásticas, ou seja: desde que ocorra uma falha no teste de um copo de fundo plano pela fratura da parede do copo perto do raio de perfil do punção, quando a carga necessária para estampar a flange dentro da matriz excede à resistência da parede, a propensão à estampagem profunda pode ser melhorada reduzindo-se somente a carga de estampagem relativa à resistência da parede do copo. O teste de copo acima é insensível com relação às variações das propriedades mecânicas convencionais: variações nessas propriedades não alteram o balanceamento entre a carga de estampagem e a resistência da parede do copo.

Três principais fatores parecem controlar o balanceamento entre a carga de estampagem e a resistência da parede do copo: a geometria da ferramenta, o atrito e a anisotropia. O efeito da geometria da ferramenta tem sido apreciado desde muito tempo, mas as regras de atrito, embora reconhecidas, não pareciam ter sido completamente consideradas até pouco tempo atrás. Assim, embora Whiteley tivesse demonstrado a dependência do desempenho na estampagem profunda (conforme medido pelo teste do copo) com a anisotropia normal, a dispersão dos resultados experimentais, devido à introdução de outras variáveis tais como o atrito e a geometria da ferramenta, foi suficientemente grande para que se acreditasse que a anisotropia poderia ser diretamente medida pelo teste de copo. Lloyd⁽³²⁾ e outros investigadores reportaram uma melhoria do desempenho à estampagem de copo devido à melhoria de lubrificação com filmes plásticos. Seguindo essas observações, Atkinson e Mac Lean⁽¹⁹⁾ usaram uma chapa fina de polietileno para minimizar o atrito em uma série de testes de copo com fundo plano Swift no aço doce, e foram capazes de mostrar que a manifestação de plasticidade anisotrópica normal, em tais testes, é comumente mascarada pelo atrito, e que quando o atrito é reduzido, o \bar{R} pode ser prognosticado através do L.D.R. com uma precisão comparável àquela da medida direta. O gráfico da figura 12 mostra a evidência experimental para essa conclusão.

Hoje em dia existe publicado um considerável número de informações quantitativas relacionando o desempenho à estampagem de um copo com fundo plano com a plasticidade anisotrópica. Esses relacionamentos foram discutidos e ilustrados graficamente para um grande número de metais, mas até hoje não foram comparados com estudos teóricos. A figura 13 mostra um relacionamento bastante significativo entre LDR e \bar{R} para um grande número de metais não ferrosos, representando assim, uma grande variação dos valores de \bar{R} ; a figura mostra também o relacionamento para o aço doce com lubrificação de um filme de polietileno. Os pontos desse gráfico foram copiados de diferentes trabalhos e representam uma variedade de condições de estampagem. A linha construída para representar esse relacionamento foi traçada através de pontos para o titânio e

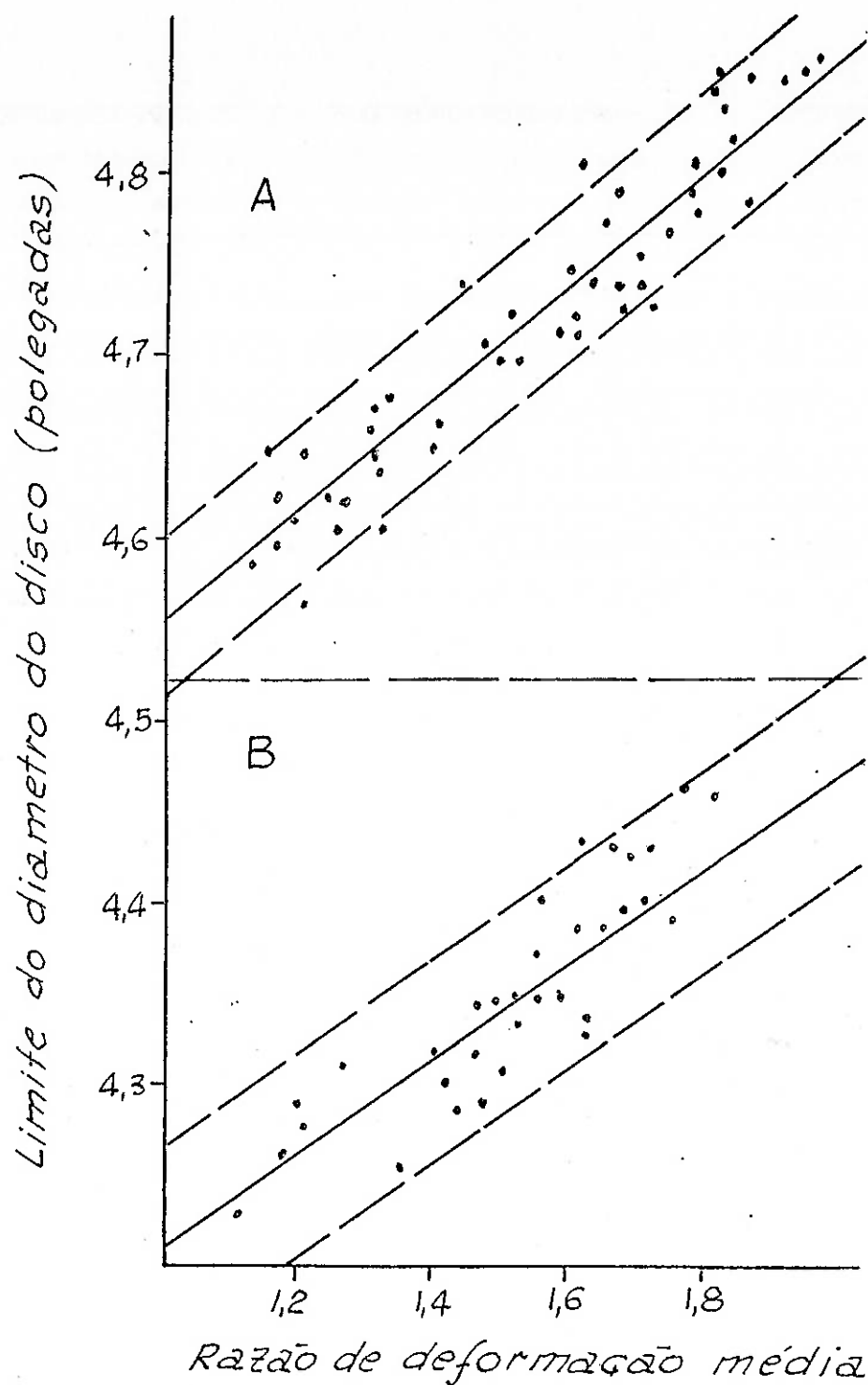


FIGURA 12: Relacionamento entre o limite do diâmetro do disco e a razão de deformação média para lubrificação com filme de polietileno (A), e lubrificação com óleo TSD 996 (B). A linha contínua é a linha de regressão e as linhas tracejadas são os limites de confiança para 90%.⁽³³⁾

Lubrificação
com óleo

▼ Titânio

● Lataão

▲ Cobre

◆ Aço inoxidável (Austenítico)

× Aço inoxidável (Ferrítico)

■ Alumínio

Lubrificação
com filme de polietileno

▼ Titânio

○ Lataão

△ Cobre

◇ Aço inoxidável

○ Zinco

— Aço doce

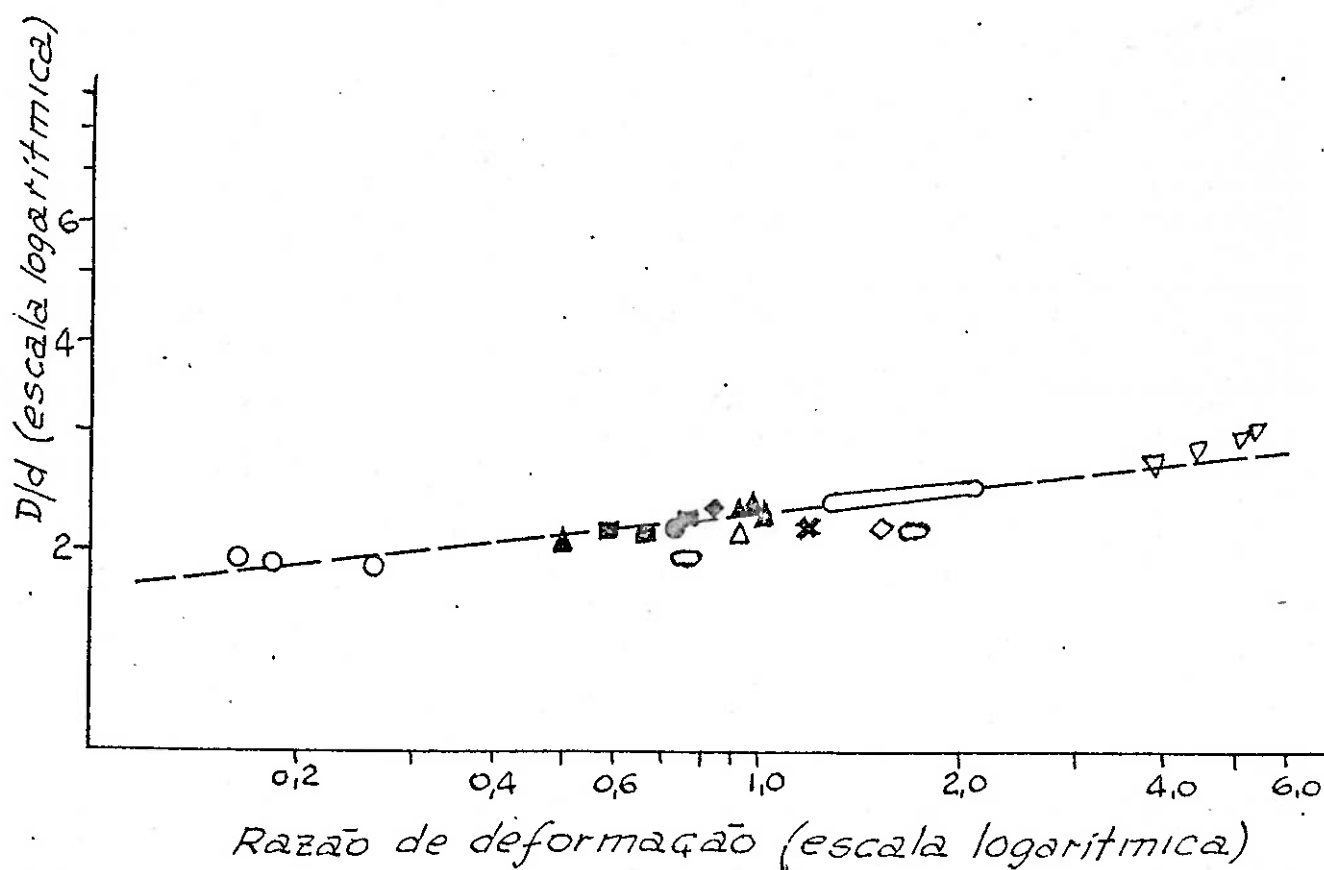


FIGURA 13: Relacionamento geral entre L.D.R. e a razão de deformação média. (34)

o zinco, pontos esses que são os extramos da gama dos valores de testes e correspondem à lubrificação com filme de polietileno. Essa linha está também de acordo com os resultados para a estampagem do aço doce com lubrificação de filme de polietileno. Observa-se nessa figura que, aparentemente, o tipo de lubrificação mostrou pequeno efeito no relacionamento geral para essa grande variação da anisotropia plástica normal; nota-se também que esse relacionamento não foi afetado pelo fato dos resultados de testes terem sido obtidos em diferentes laboratórios, fato esse que poderia dar origem a uma grande dispersão nesse relacionamento.

A figura 14 mostra o mesmo relacionamento para os resultados de testes com chapas de aço. As figuras 13 e 14 são representadas separadamente somente por motivo de clareza; aproveitou-se a oportunidade para se mostrar os resultados para o aço numa escala muito maior. Quando um material com uma limitada gama de variação da anisotropia plástica é considerado, como nesse exemplo de chapa de aço, outras variáveis tais como atrito e diferenças entre prensas (para obtenção de copos) e técnicas de medições assumem grande importância. Pode-se, por exemplo, observar que para um dado valor de \bar{R} , os resultados de Lloyd para a estampagem de um copo com lubrificação de um filme de polietileno correspondem a maiores valores de L.D.R. que os resultados de Whiteley para o óleo lubrificante Esso T.S.D. 996.

O relacionamento geral entre L.D.R. e \bar{R} na figura 13 corresponde à expressão:

$$8 \log (D/d) = \log \bar{R} + 3 \quad , \quad /33/$$

que é equivalente a

$$(D/d)^8 = 1.000.\bar{R}, \quad /34/$$

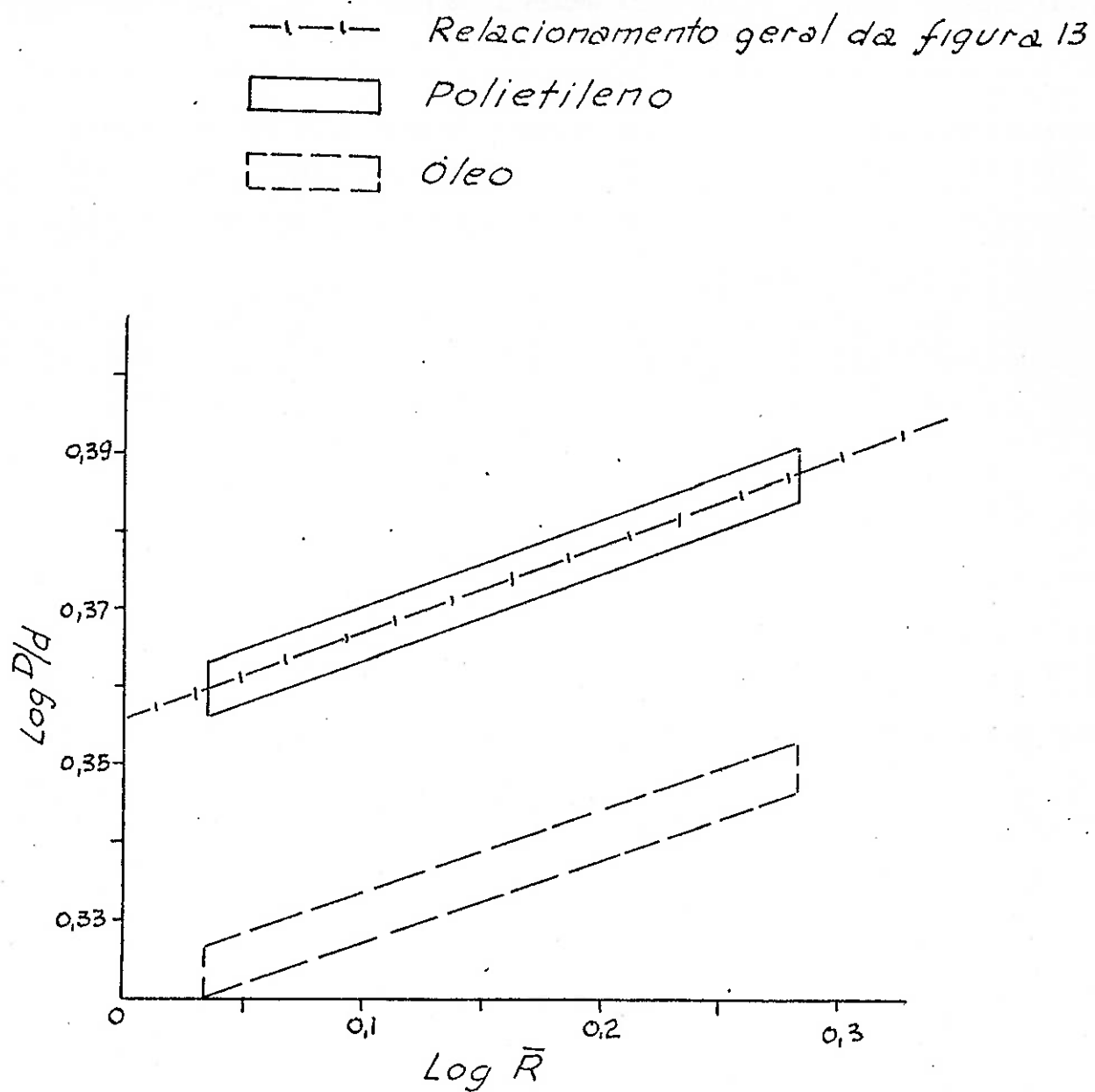


FIGURA 14: Relacionamento entre L.D.R. e \bar{R} para o aço doce-⁽³⁵⁾

Difícilmente se imaginaria que um relacionamento dessa forma pudesse ter algum outro significado físico além o de mostrar que o L.D.R. é mudado muito pouco para mudanças relativamente grandes de \bar{R} . Entretanto, esse relacionamento se extrapola para um razoável valor de $D/d \approx 1,15$ para $\bar{R} = 0,001$ que é quase o menor valor possível para D/d quando a folga da matriz e o raio do perfil do punção são levados em consideração. Por outro lado, o relacionamento de Whiteley-Hu derivado da teoria de Hill não está de acordo com os resultados experimentais para materiais com grandes valores de \bar{R} . Isso é mostrado na figura 15 onde os dois relacionamentos são comparados. Outro fato que deve ser mencionado é que Larson⁽³⁶⁾ descobriu que a teoria de Hill, para o escoamento de uma chapa anisotrópica, não combinava com os resultados experimentais para os testes de tração do titâneo.

Baseando-se nessas observações poderia-se concluir que a teoria matemática da plasticidade, para materiais de chapas anisotrópicas, deveria sofrer uma reformulação. Entretanto, há uma grande correlação entre o L.D.R., para o padrão de Kemmis-Swift para testes de estampagem de copo com 50 mm de diâmetro com fundo plano, e a plasticidade anisotrópica normal conforme convencionalmente determinada, isto é:

$$\bar{R} = \frac{R_{0^\circ} + R_{90^\circ} + 2R_{45^\circ}}{4}$$

Foi mostrado que, para uma particular prensa e ferramenta, a lubrificação com filme de polietileno irá reduzir a dispersão dos valores de L.D.R. devido às variações no atrito e permitirá a avaliação da plasticidade anisotrópica normal de chapa de aço doce com a mesma precisão como a determinação de \bar{R} a partir dos testes de tração. Entretanto, é preciso ser admitido que, exceto quando o nível aproximado de anisotropia da chapa for conhecido, evitando-se desse modo uma extensiva quantidade de testes para a determinação de D (diâmetro inicial máximo do disco, utilizado para a determinação de L.D.R. através da fórmula /32/), é quase sempre mais simples utilizar-se dos testes de tração para a avaliação da anisotropia plástica de chapas metálicas.

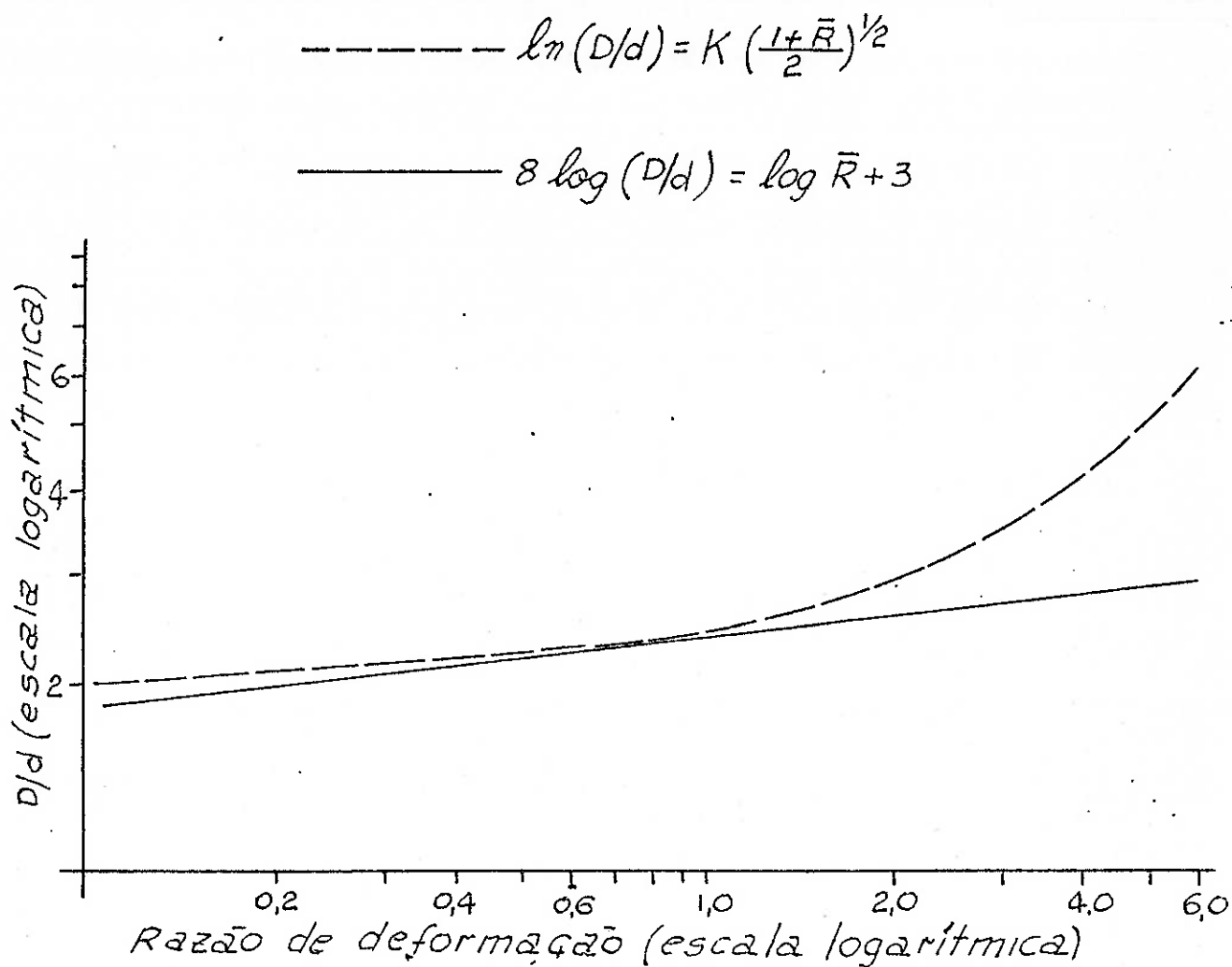


FIGURA 15: Comparação entre os relacionamentos teóricos e experimentais entre L.D.R. e a razão de deformação média. ⁽³⁷⁾

4.3 Método de Medição da Carga

Um outro método para avaliação da anisotropia plástica de chapas metálicas que está agora ganhando popularidade é o da determinação da máxima carga de estampagem com relação à carga de fratura para a estampagem de um corpo com fundo plano. Os primeiros princípios desse estudo foram descritos por Schmidt⁽³⁸⁾ em 1929. Schmidt demonstrou que a máxima carga de estampagem ($P_{dm\acute{a}x.}$) aumenta linearmente com o diâmetro do disco (D) até coincidir com a carga de fratura (Pf) para o diâmetro crítico do disco (D_c). É necessário, entretanto, somente determinar-se a inclinação de $P_{dm\acute{a}x.}/D$ e a carga de fratura Pf para determinar-se o diâmetro crítico do disco: para isso são necessários três ensaios. Subseqüentes investigações (1943 a 1945) confirmaram as conclusões de Schmidt.

Sabemos que a carga de estampagem é dependente da geometria da ferramenta, da velocidade de estampagem e, particularmente, do atrito. Esse último relacionamento pode ser demonstrado pela medição da carga de estampagem da mesma chapa metálica, utilizando-se diferentes lubrificantes. Entretanto, se a carga de fratura fosse também influenciada pela lubrificação, a predição do diâmetro crítico do disco seria uma função complexa das condições de lubrificação. Afortunadamente, pode ser mostrado que a carga de fratura, para um punção de cabeça plana de 50 mm de diâmetro no ensaio de copo Swift, é levemente influenciada pela lubrificação. Uma experiência, na qual amostras de chapa de aço doce foram estampadas com um punção de cabeça plana ou um punção hemisférico, produziu os resultados mostrados na tabela II. Uma vez que as condições de estampagem da flange não foram modificadas, as diferenças observadas no L.B.D. devem ser devido às diferenças na carga de fratura. Uma das conclusões que podem ser tiradas dessa experiência é a de que a carga de fratura para o punção de cabeça plana é comparativamente insensível à lubrificação.

ENSAIOS DE COPO SWIFT PARA DIFERENTES PUNÇÕES E TIPOS DE LUBRIFICAÇÃO	VALORES DE L. B. D.	
	$(\bar{R} = 1,24)$	$(\bar{R} = 1,45)$
Punção de cabeça plana com filme de polietileno.	4,60	4,65
Punção de cabeça plana com filme de polietileno, exceto na cabeça do punção.	4,73	4,79
Punção hemisférico com filme de polietileno.	4,63	4,73
Punção hemisférico com filme de polietileno, exceto na cabeça do punção.	5,00	5,20

TABELA II: Ensaios de copo Swift para punções de cabeça plana e punções de cabeça hemisférica para diferentes lubrificações do punção⁽³⁹⁾.

Recentemente, por cortesia de "Shandon Scientific Co Ltd", Atkinson teve a oportunidade de usar, para ensaios de estampagem profunda, uma máquina existente na Alemanha Oriental, a qual foi projetada por Seidel para produzir as versões dos procedimentos de testes criados por Engelhardt⁽⁴⁰⁾. Uma das características práticas atrativas dessa máquina, é que a mesma incorpora a construção do disco na sua operação: essa característica parece ter sido ignorada por outros construtores de máquinas de testes, embora Kelton e Edmunds⁽⁴¹⁾ tivessem desenvolvido há muitos anos atrás um procedimento de teste de copo relativamente prático que incluía a construção do disco na operação do copo.

A máquina opera automaticamente; faz o disco a partir da tira e imediatamente estampa, prendendo e produzindo o copo parcialmente formado para a medição das cargas do punção, as quais definem os valores de testes Engelhardt (T). A sequência de operações é a seguinte: um disco de 52 mm de diâmetro é cortado da tira e estampado com um punção de cabeça plana com 32 mm de diâmetro e com um razoável raio no seu perfil. Quando a carga máxima de estampagem, $P_{dm\acute{a}x}$, é alcançada, o copo parcialmente formado é automaticamente preso pelo raio da matriz, e o teste é continuado até obter-se a carga de fratura, P_f . O valor de teste, T, é a razão da diferença entre as duas medições de carga pela carga de fratura expressa em porcentagem:

$$T = \frac{P_f - P_{dm\acute{a}x}}{P_f} \times 100\% \quad /35/$$

Esse parâmetro é baseado na simplificação de Esser e Arend⁽⁴²⁾ com relação à estimativa de Schmidt⁽³⁸⁾ para a determinação do L.D.R. a partir das medições de carga para três testes. Esser e Arend mostraram que o diâmetro crítico do disco, D_c , pode ser simplesmente determinado a partir da medição de $P_{dm\acute{a}x}$ e P_f para um disco de diâmetro conhecido, D' , pela seguinte relação:

$$\frac{D'}{D_c} = \frac{P_{dm\acute{a}x}}{P_f} \quad /36/$$

Essas razões decrescem com o aumento dos valores de D_c , e a função

$$1 = \frac{P_{d\text{máx}}}{P_f}$$

/37/

é considerada como a mais conveniente expressão de conformabilidade. A máquina de Siedel - Engelhardt permite a medição de ambos os valores de carga, prendendo o copo parcialmente formado depois que a máxima carga de estampagem tenha sido medida.

Atkinson fez uma investigação para confirmar se o parâmetro de teste era, de fato, indicativo da plasticidade anisotrópica normal. Assim, foram tomadas amostras de um certo número de fornadas de aço, representando vários graus, e testadas com lubrificação de filme de polietileno. Quando os valores médios de T para as amostras foram comparados com as razões de deformações médias, a correlação encontrada foi muito pior do que se esperava se fossem considerados apenas erros de medições de carga. Numa primeira análise essa discrepância foi atribuída a uma influência adicional de algumas outras propriedades do material, tais como tensão de escoamento e ductilidade. As análises posteriores para provar essa hipótese não foram bem sucedidas. A explicação para a maioria das dispersões foi finalmente encontrada na sensibilidade do resultado de teste com relação à espessura da chapa. Quando se correlacionou o valor de teste medido (T_m) com a razão de deformação média (\bar{R}) e a espessura da chapa (G), a seguinte fórmula foi obtida:

$$T_c = 7,16.\bar{R} - 391.G + 57,$$

/38/

a partir da qual o valor de teste calculado (T_c) poderá ser determinado. O relacionamento entre T_c e T_m mostrado na figura 16 indica que a dispersão remanescente é da ordem prevista a se chegar devido a erros de medição.

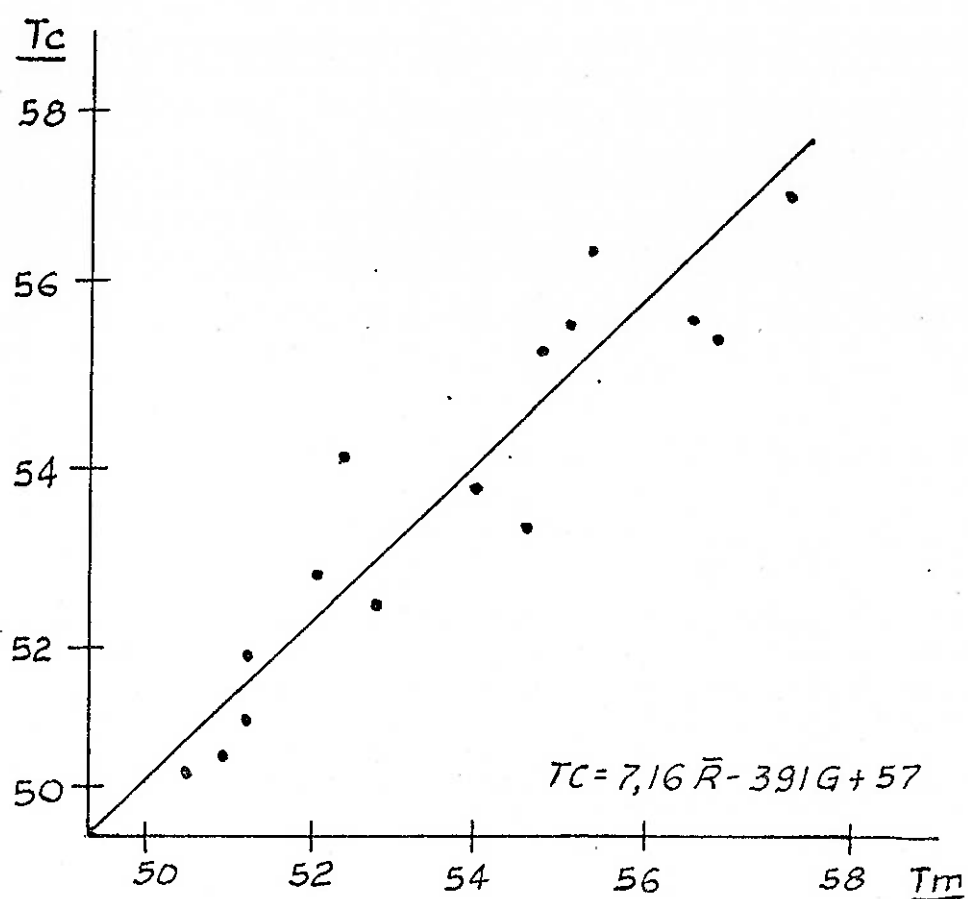


FIGURA 16: Correlação dos resultados de teste Engelhardt (T_m) com o valor de teste (T_c) previsto das medições da razão de deformação média (\bar{R}) e da espessura da chapa (G).⁽⁴³⁾

Essas observações e experiências indicam que o método de medição de cargas do punção é um método válido para a avaliação da anisotropia plástica de chapas metálicas, entretanto, a forma atual da máquina de Seidel-Engelhardt necessita de modificações de modo a reduzir a sensibilidade do teste com relação à espessura da chapa, à mesma ordem de grandeza encontrada no teste Swift de estampagem de copo com fundo plano de 50 mm. Além disso, o sistema de medição de carga do punção está operando no limite de sua precisão possível; por essa razão, um sistema mais aperfeiçoado, talvez empregando "strain gages", seria desejável.

5. CONCLUSÕES SOBRE OS TRÊS MÉTODOS APRESENTADOS

Dois dois critérios de desempenho na estampagem de copos analisados, Razão de Estampagem Limite e Medição da Carga, o primeiro envolve uma grande quantidade de testes para a determinação do L.D.R., exceto quando o nível aproximado de anisotropia da chapa for conhecido, e o segundo não foi ainda desenvolvido a um nível aceitável de reprodutibilidade. É esse segundo método, entretanto, que oferece a melhor perspectiva para um procedimento simples de teste, e que pode ser usado para avaliação da anisotropia plástica normal de chapas metálicas a partir de um único resultado de teste.

O método da Razão de Deformação por Tração poderia ser considerado como o método padrão para a determinação e descrição da anisotropia plástica. É particularmente importante, entretanto, que os valores da Razão de Deformação por Tração, obtidos através de ensaios de tração para amostras semelhantes (para definição de amostras semelhantes, consultar página 65) sejam reprodutíveis de tempo a tempo e de laboratório a laboratório. Essa reprodutibilidade não tem acontecido (conforme, por exemplo, estudo feito pelo II Grupo de Trabalho - I.D.D.R.G. - página 24) e parece que, provavelmente, em vista da divergência de opinião com relação à medição da Razão de Deformação, um acordo futuro será bem difícil. As experiências descritas durante a apresentação desse método indicaram algumas das possíveis razões para as discrepâncias observadas nas determinações da Razão de Deformação:

- . variação da anisotropia ao longo do comprimento do corpo de prova, e durante a deformação.
- . variação das condições de testes, isto é, variação da velocidade de deformação, da porcentagem de deformação, etc.
- . dificuldades de medição dos corpos de prova com precisão adequada, etc.

2a. PARTE

VERIFICAÇÃO EXPERIMENTAL

1. OBJETIVO

O objetivo dessa parte experimental é o de verificar, através do Método da Razão de Deformação por Tração (item 4.1. do apanhado teórico), qual o fator de maior influência na determinação do valor de R. Conforme mostrado na parte teórica, existe uma série de fatores que influenciam na determinação do valor de R, porém, nessa parte experimental, serão analisados somente os seguintes fatores:

- . amostragem;
- . natureza do material da chapa;
- . sentido de laminação da chapa;
- . método de medição do corpo de prova;
- . velocidade de deformação dos corpos de prova no ensaio de tração e
- . intensidade de deformação no ensaio de tração.

2. PREPARAÇÃO DOS CORPOS DE PROVA

Os corpos de prova foram obtidos através de duas chapas, uma de aço e outra de cobre, com espessuras de aproximadamente 1,2 e 1,1 mm, respectivamente. Como a origem dessas chapas era desconhecida, foram determinadas, através do Laboratório Metalúrgico da Ford Brasil S.A., algumas características das mesmas, conforme indicado na tabela III.

Para a determinação visual do sentido de laminação das chapas, foram cortadas pequenas amostras e atacadas quimicamente com os seguintes reagentes:

- . ácido clorídrico comercial, durante aproximadamente 5 minutos (amostra de aço).
- . solução diluída de ácido nítrico, durante aproximadamente 1 minuto (amostra de cobre).

Após a determinação dos sentidos de laminação de cada amostra, foram, conseqüentemente, determinados, através da posição das amostras com relação às chapas, os sentidos de laminação das chapas. A seguir, foram cortados corpos de prova nas direções de laminação, transversal e a 45° com relação ao sentido de laminação, conforme indicado na tabela IV.

Cada corpo de prova foi preparado conforme indicado na figura 17. A parte central dos corpos de prova foi dividida em dezesseis setores numerados de 1 a 16. Para que os traçados dos setores e a marcação dos números dentro dos mesmos fossem leves, procurando-se, assim, evitar concentrações de tensões ao longo do comprimento dos corpos de prova, foi adotado o seguinte procedimento:

- . os corpos de prova foram previamente lixados, limpos com álcool e pintados com tinta para riscagem "Riscofer";

Características das Chapas	Material Analisado		Observações
	Aço	Cobre	
Composição Química	<p>Mn = 0,28%</p> <p>C = 0,06%</p> <p>P = 0,01%</p> <p>S = 0,009%</p> <p>S_i = 0,007%</p>	<p>Cu = 99,9%</p>	<p>. Aço SAE - 1006</p> <p>. Cobre SAE - CA - 110 "Tough Pitch"</p>
Tratamento Térmico e Mecânico	Material recozido e encruado	Material recozido e encruado	--
Microestrutura	Matriz ferrítica com alguns carbonetos dispersos e granulação conforme ASTM E-112 (8)	Grãos equiaxiais	<p>Para a determinação das microestruturas foram feitos ataques com as seguintes soluções:</p> <p>. Para o aço: solução de aço nítrico, 3% em alcool (Nital)</p> <p>. Para o cobre: solução de persulfato de amônia, 10% em água.</p> <p>Para a análise da microestrutura foi utilizado um microscópio ótico Zeiss.</p>
Dureza Vickers	137 a 159 H.V.	81 a 89 H.V.	Máquina de dureza Vickers (Zwick), 1 kg

TABELA III: Especificação dos materiais utilizados na verificação experimental.

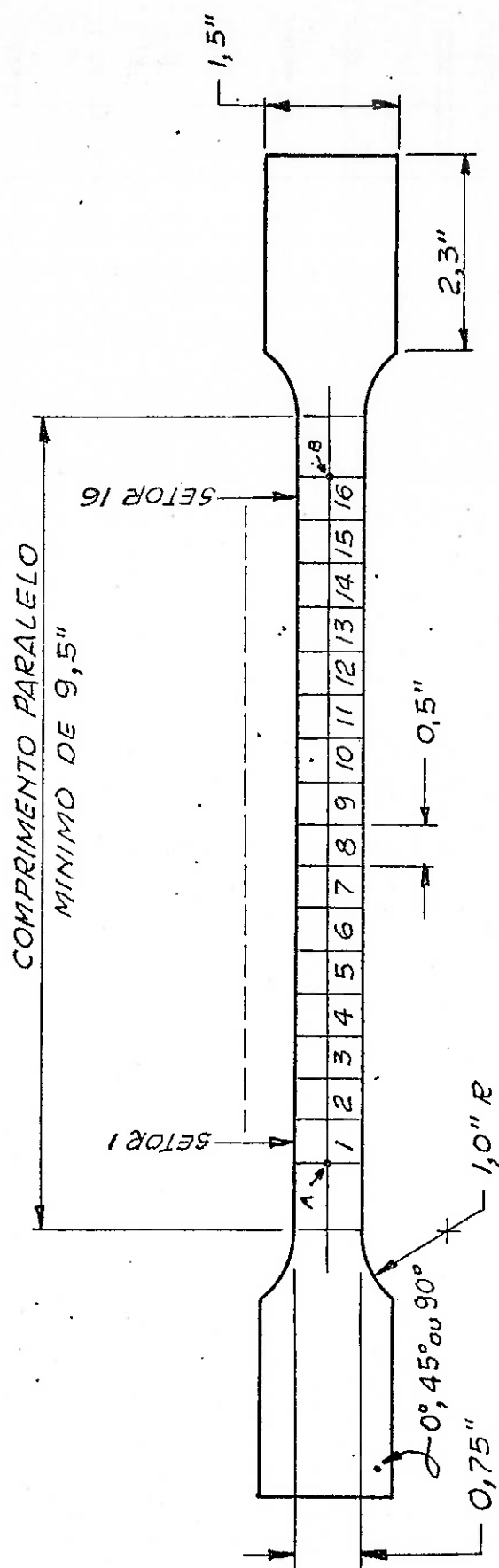


FIGURA 17: Dimensões dos corpos de prova utilizados na verificação experimental.

a seguir, foram traçados os setores e marcados os números com uma ponta de ferro bem fina, somente para eliminar a pintura.

No canto esquerdo de cada corpo de prova foi marcado o sentido de laminação. ($0,45^\circ$ ou 90°).

3. INSAIO DE TRAÇÃO

Os ensaios de tração foram feitos com uma máquina Tinius Olsen (60.000 libras de capacidade e velocidade de deformação de 0,025 a 2,000 polegadas por minuto) existente no Laboratório de Estruturas do Centro de Pesquisas da Ford (vide página 57). Os corpos de prova foram posicionados na máquina de tal forma que o lado adjacente ao setor número 1 ficasse sempre preso na parte superior da máquina (parte fixa).

Quando um corpo de prova está sendo tracionado, a sua deformação total, num certo instante do ensaio, é a soma das deformações plástica e elástica. Considerando-se que somente a deformação plástica é utilizada nas análises feitas a seguir, e devido à dificuldade de se medir diretamente somente a intensidade dessa deformação, foi utilizado o seguinte artifício:

- . foi colocado um relógio comparador na parte inferior da máquina (parte móvel) para que o mesmo indicasse, durante o teste de tração, a deformação total (elástica e plástica) do corpo de prova;
- . depois de uma certa deformação total lida no relógio, foi retirada a carga de tração e foi medido, com paquímetro, a deformação plástica remanescente.
- . assim, através da utilização prévia de dois corpos de prova de cada material analisado (aço e cobre), foi possível saber qual deveria ser a deformação total (controlada diretamente durante o teste) para que fosse obtida a deformação plástica desejada para o estudo a seguir.

Alguns corpos de prova foram deformados 20%, outros 20 e 30% e finalmente outros 10, 20 e 30%, conforme indicado na table IV. Essas deformações foram medidas no comprimento paralelo de 8 polegadas de cada corpo de prova (entre pontos A e B da figura 17). As seguintes tolerâncias foram especificadas (e obtidas) para as porcentagens de deformação:

TINIUS OLSEN

60,000 to 1,000,000 lb. 4 Screw Electric Universal Testing Machines

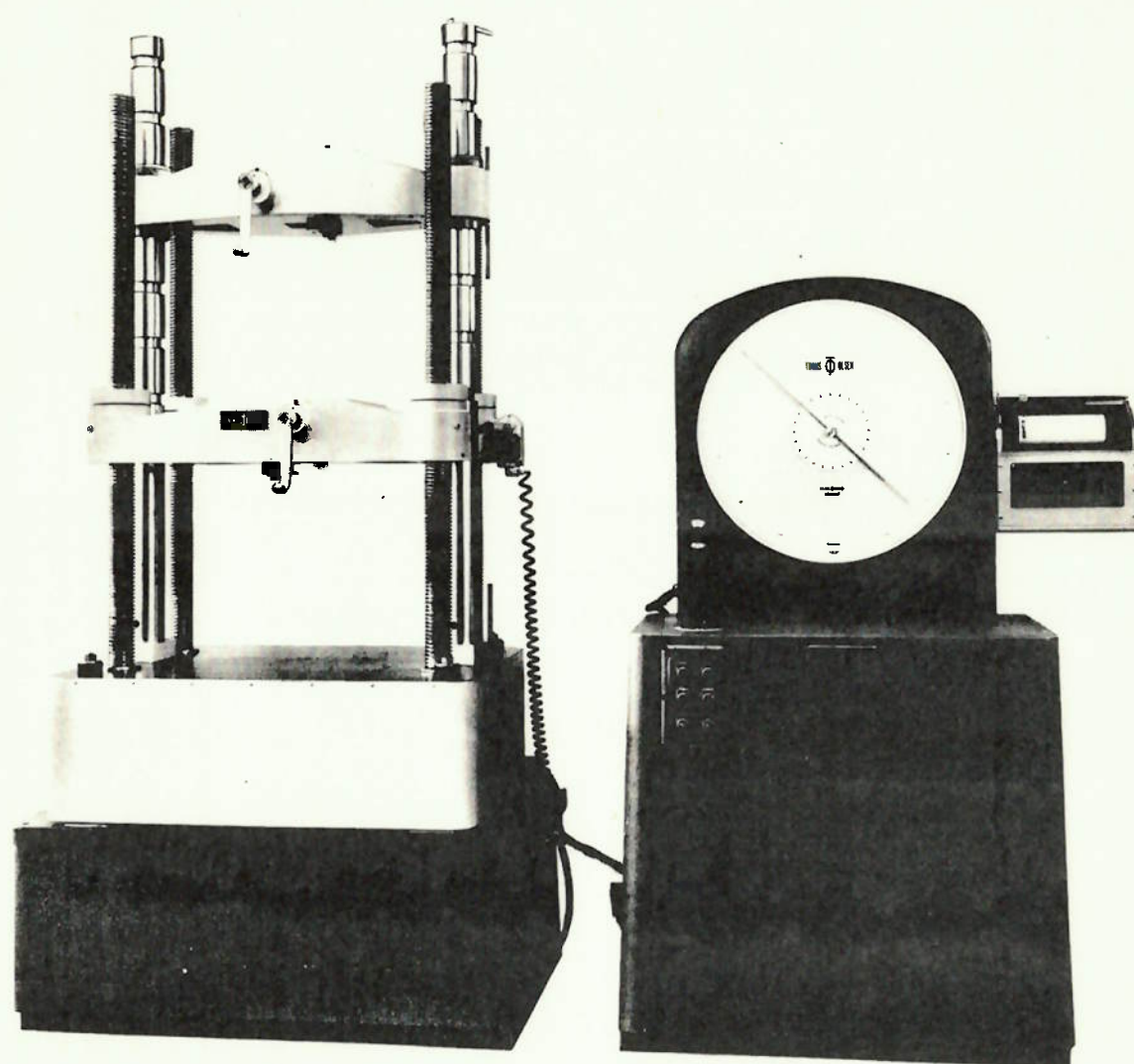


Figure 63-21

Recorder and Pacer Optional

Número da Amostra	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14	15	16	17	18	19	20
Material	AÇO										COBRE									
Sentido de Laminação	0°			45°			90°			0°			45°			90°				
Método de Medição	Mesmo operador, medindo duas vezes cada amostra.																			
Velocidade de Deformação (Pol/Min)	0,10		0,30		0,10		0,30		0,10		0,10		0,30		0,10		0,30		0,10	
Porcentagem de deformação	10/20/30%		20%		20/30%		10/20/30%		20%		10/20/30%		20%		20/30%					

TABELA IV: Resumo dos testes programados para a verificação experimental.

$$\cdot \quad (10,00 \pm \begin{smallmatrix} 0,10 \\ 0,05 \end{smallmatrix}) \%$$

$$\cdot \quad (20,00 \pm \begin{smallmatrix} 0,20 \\ 0,10 \end{smallmatrix}) \%$$

$$\cdot \quad (30,00 \pm \begin{smallmatrix} 0,30 \\ 0,15 \end{smallmatrix}) \%$$

As velocidades de deformação utilizadas nos testes foram de 0,10 e 0,30 polegadas por minuto, conforme indicado na tabela IV.

4. DETERMINAÇÃO DO FATOR DE ANISOTROPIA, R.

Após os testes de tração, os quais foram programados conforme indicado na table IV, foram calculados, para cada porcentagem de deformação, os valores de R para cada setor de cada corpo de prova utilizando-se a seguinte fórmula:

$$R_{(i)} = \frac{|\varphi_{b(i)}|}{|\varphi_{l(i)}| - |\varphi_{b(i)}|} \quad /39/$$

onde:

$$\varphi_{b(i)} = \ln(b_{(i)}/b_{0(i)})$$

$$\varphi_{l(i)} = \ln(l_{(i)}/l_{0(i)})$$

sendo que:

$b_{0(i)}$ = valor inicial da largura de cada setor.

$l_{0(i)}$ = valor inicial do comprimento de cada setor.

$b_{(i)}$ = valor final da largura de cada setor.

$l_{(i)}$ = valor final do comprimento de cada setor.

para

$$(i) = 1 \text{ a } 16$$

Os seguintes passos foram adotados para o cálculo do fator de anisotropia normal (R^*) de cada corpo de prova (para cada porcentagem de deformação):

- . Através do uso de um paquímetro de 0,02 mm de precisão, foram feitas duas medições de b_0 , l_0 , b e l para cada um dos dezesseis setores de cada corpo de prova.
- . Foi utilizada a média entre as duas medições para a determinação do R de cada setor de cada corpo de prova (R_i). Assim, após a determinação de todos os R_i s foram preparadas as tabelas V e VI.

FATOR DE ANISOTROPIA NORMAL (R_L)										
Número do Corpo de Prova	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10
Setor do Corpo de Prova	Porcentagem de Deformação									
	10%	20%	30%	10%	20%	30%	20%	20%	20%	30%
1	1,31	1,66	1,54	1,35	1,63	1,53	1,59	1,59	1,18	1,81
2	1,46	1,57	1,47	1,82	1,74	1,67	1,58	1,49	1,89	1,70
3	1,38	1,76	1,45	1,69	1,67	1,59	1,63	1,47	1,76	1,95
4	1,32	1,54	1,43	1,30	1,43	1,56	1,45	1,39	1,79	1,95
5	1,28	1,71	1,58	1,45	1,68	1,66	1,62	1,55	1,76	1,95
6	1,29	1,71	1,52	1,63	1,56	1,63	1,68	1,54	1,79	1,95
7	1,18	1,52	1,51	1,16	1,41	1,46	1,53	1,48	1,75	1,77
8	1,60	1,75	1,63	2,05	1,81	1,74	1,67	1,46	1,75	1,83
9	1,30	1,62	1,60	1,39	1,57	1,57	1,47	1,50	1,68	1,79
10	1,20	1,46	1,47	1,28	1,57	1,56	1,59	1,44	1,79	1,68
11	1,67	1,73	1,66	1,18	1,61	1,57	1,55	1,42	1,76	1,68
12	1,30	1,54	1,53	1,40	1,54	1,60	1,52	1,43	1,91	1,66
13	1,44	1,58	1,59	1,17	1,49	1,55	1,61	1,48	1,62	1,66
14	1,49	1,53	1,58	1,43	1,56	1,62	1,62	1,70	1,73	1,65
15	1,33	1,51	1,49	1,40	1,48	1,53	1,62	1,42	1,87	1,90
16	1,40	1,66	1,67	1,62	1,52	1,54	1,50	1,47	1,91	1,75
										1,90

TABELA V: Fator de anisotropia normal, R , para cada setor de cada corpo de prova de aço (R_L).

FATOR DE ANISOTROPIA NORMAL (R _L)																														
Número do Corpo de Prova	11			12			13			14			15			16			17			18			19			20		
	Porcentagem de Deformação																													
Setor do Corpo de Prova	10%	20%	30%	10%	20%	30%	10%	20%	30%	10%	20%	30%	20%	30%	20%	20%	20%	20%	20%	20%	20%	30%	20%	30%	20%	30%	20%	30%		
	1	0,67	0,79	0,76	0,62	0,76	0,77	0,74	0,80	0,84	0,71	0,78	0,77	1,09	1,05	1,03	0,69	0,71	0,74	0,75	0,67	0,71	0,74	0,71	0,75	0,67	0,71	0,71	0,71	
	2	0,72	0,81	0,78	0,78	0,85	0,85	0,67	0,78	0,78	0,73	0,79	0,80	1,00	1,01	0,98	0,67	0,69	0,70	0,72	0,67	0,69	0,70	0,72	0,72	0,76	0,72	0,76	0,72	
	3	0,71	0,78	0,84	0,69	0,83	0,84	0,72	0,78	0,80	0,72	0,79	0,79	1,03	1,02	1,14	0,68	0,72	0,71	0,73	0,68	0,72	0,71	0,73	0,71	0,71	0,71	0,72	0,72	
	4	0,72	0,77	0,82	0,72	0,77	0,78	0,80	0,84	0,83	0,73	0,79	0,81	1,03	1,03	1,03	0,70	0,70	0,70	0,71	0,70	0,70	0,70	0,71	0,71	0,69	0,69	0,69	0,69	
	5	0,66	0,77	0,80	0,71	0,86	0,84	0,76	0,78	0,83	0,79	0,80	0,73	1,07	1,00	1,06	0,74	0,70	0,72	0,71	0,68	0,74	0,70	0,72	0,71	0,67	0,67	0,67	0,68	
	6	0,70	0,80	0,79	0,69	0,78	0,77	0,70	0,78	0,80	0,73	0,80	0,79	1,03	1,01	1,05	0,68	0,71	0,68	0,70	0,68	0,71	0,68	0,70	0,69	0,69	0,69	0,67	0,67	
	7	0,68	0,78	0,79	0,76	0,81	0,82	0,74	0,85	0,85	0,74	0,75	0,78	1,09	1,07	1,04	0,71	0,70	0,70	0,71	0,67	0,70	0,70	0,71	0,71	0,71	0,71	0,73	0,73	
	8	0,75	0,74	0,76	0,67	0,76	0,78	0,70	0,79	0,77	0,76	0,78	0,81	1,05	1,07	1,09	0,66	0,69	0,69	0,69	0,66	0,69	0,69	0,69	0,69	0,68	0,68	0,72	0,72	
	9	0,69	0,79	0,80	0,82	0,80	0,84	0,72	0,80	0,82	0,82	0,77	0,84	1,03	1,08	1,10	0,71	0,70	0,70	0,71	0,71	0,71	0,70	0,71	0,71	0,66	0,66	0,70	0,70	
	10	0,71	0,78	0,80	0,73	0,78	0,78	0,78	0,82	0,77	0,75	0,80	0,82	1,06	1,07	1,03	0,67	0,69	0,70	0,71	0,67	0,69	0,70	0,71	0,71	0,64	0,64	0,66	0,66	
	11	0,72	0,74	0,81	0,80	0,80	0,85	0,81	0,78	0,84	0,72	0,77	0,79	1,03	1,07	1,07	0,72	0,77	0,71	0,74	0,72	0,71	0,71	0,74	0,68	0,68	0,70	0,70	0,70	
	12	0,72	0,82	0,79	0,81	0,79	0,81	0,71	0,80	0,80	0,77	0,78	0,80	1,03	1,08	1,09	0,71	0,70	0,68	0,71	0,71	0,70	0,68	0,71	0,67	0,67	0,70	0,70	0,70	
	13	0,73	0,82	0,83	0,73	0,77	0,82	0,76	0,79	0,82	0,73	0,77	0,80	1,04	1,02	1,06	0,68	0,67	0,71	0,72	0,68	0,67	0,71	0,72	0,65	0,65	0,70	0,70	0,70	
	14	0,94	0,81	0,83	0,69	0,78	0,81	0,78	0,79	0,82	0,67	0,77	0,76	1,05	1,02	1,09	0,72	0,71	0,72	0,73	0,72	0,71	0,72	0,73	0,66	0,66	0,70	0,70	0,70	
	15	0,74	0,84	0,87	0,71	0,77	0,76	0,72	0,78	0,82	0,84	0,81	0,85	1,02	1,01	0,99	0,70	0,72	0,69	0,70	0,70	0,72	0,72	0,70	0,66	0,66	0,66	0,66	0,66	
16	0,63	0,73	0,77	0,70	0,85	0,82	0,69	0,77	0,80	0,76	0,77	0,79	1,04	1,14	1,05	0,59	0,64	0,71	0,72	0,59	0,64	0,71	0,72	0,66	0,66	0,66	0,66	0,67		

ABELA VI: Fator de anisotropia normal, R, para cada setor de cada corpo de prova de cobre (R_L).

Finalmente, foi calculado, para cada corpo de prova, o valor médio dos dezesseis R_{is} (R^*), denominado de fator de anisotropia normal de cada corpo de prova, para uma certa porcentagem de deformação, e construída a tabela VII; foi calculado, também, a dispersão com relação a esse valor médio. Desse modo, por exemplo, o valor de 1,37 (0,13) indicado na table VII para o corpo de prova número 1 com 10% de deformação, indica que 1,37 é o R^* calculado através da média dos dezesseis R_{is} , e que 0,13 é o desvio padrão respectivo.

Material	Nº da Amostra	Sentido de Laminação	Velocidade de Deformação (pol/min)	FATOR DE ANISOTROPIA NORMAL, R*, E (DESVIO PADRÃO)		
				Porcentagem de Deformação		
				10%	20%	30%
AÇO	1	0°	0,1	1,37(0,13)	1,62(0,10)	1,55(0,07)
	2			1,46(0,25)	1,58(0,11)	1,59(0,07)
	3		0,3	-	1,58(0,07)	-
	4			-	1,49(0,08)	-
	5	45°	0,3	-	1,19(0,06)	-
	6			-	1,18(0,04)	-
	7		0,1	-	1,18(0,04)	-
	8			-	1,72(0,09)	-
	9	90°	0,3	-	1,79(0,14)	1,85(0,10)
	10			-	1,76(0,07)	1,79(0,11)
COBRE	11	0°	0,1	0,72(0,07)	0,79(0,03)	0,80(0,05)
	12			0,73(0,05)	0,80(0,03)	0,81(0,03)
	13		0,3	0,74(0,04)	0,80(0,02)	0,81(0,02)
	14			0,75(0,04)	0,78(0,02)	0,80(0,03)
	15	45°	0,3	-	1,04(0,02)	-
	16			-	1,05(0,04)	-
	17		0,1	-	1,06(0,04)	-
	18			-	0,69(0,03)	0,70(0,02)
	19	90°	0,3	-	0,70(0,02)	0,72(0,02)
	20			-	0,68(0,03)	0,71(0,02)

TABELA VII: Fator de anisotropia normal (R*) e respectivo desvio padrão para corpo de prova ensaiado.

5. ANÁLISE DOS RESULTADOS

5.1. Influência de alguns fatores na determinação de R^* de cada corpo de prova

Baseando-se nos resultados experimentais, serão analisadas agora as influências dos seguintes fatores no valor de R^* :

- método de medição do corpo de prova;
- amostragem;
- velocidade de deformação do corpo de prova no ensaio de tração;
- intensidade de deformação no ensaio de tração e
- sentido de laminação do corpo de prova.

Os seguintes pontos devem, entretanto, ser observados durante as análises seguintes:

- . O R que será considerado na seção 5.1. (com exceção do item a.) para cada corpo de prova, é o R^* conforme definido na seção 4. da verificação experimental.
- . Quando se usar o termo "amostras semelhantes", a seguinte definição deverá ser considerada: "Amostras semelhantes são amostras do mesmo material que foram cortadas no mesmo sentido de laminação da chapa, tracionadas com a mesma velocidade de deformação e deformadas plasticamente com a mesma intensidade".
- a. Influência do método de medição do corpo de prova

Nesse parágrafo, considerou-se, para cada corpo de prova analisado, a variação no valor de R^* obtida através da diferença entre os valores de R_1^* e R_2^* , os quais foram determinados da seguinte maneira:

- . Foi utilizada somente uma medição de bo, lo, b e l para cada um dos dezesseis setores do corpo de prova analisado para a determinação dos respectivos R_s . Posteriormente determinou-se o R^* do corpo de prova (R_1^*).
- . A seguir, através de outra medição de bo, lo, b e l, (com o mesmo operador) determinou-se um segundo valor de R^* para o mesmo corpo de prova (R_2^*).

Assim, pode-se verificar, para o mesmo corpo de prova, a variação no valor de R^* devido a duas medições distintas feitas pelo mesmo operador e com o mesmo paquímetro.

Para a análise acima foram considerados cinco corpos de prova de aço e cinco de cobre. A diferença máxima obtida no valor de R^* , para os corpos de prova analisados, entre duas medições distintas foi de 0,02 para os corpos de prova de aço e de 0,01 para os de cobre. Para o corpo de prova número 2, por exemplo, foram determinados os valores de R_1^* , (1,59) e R_2^* (1,57) obtendo-se uma diferença de 0,02 no valor de R^* . Não estão sendo reportadas as diferenças para os demais corpos de prova, pelo fato das mesmas estarem no máximo entre 0,02 (para o aço) e 0,01 (para o cobre). Além disso, todos os valores de R^* utilizados a seguir foram determinados através da média de duas medições de bo, lo, b e l, conforme explicado na página 60 .

b. Influência da amostragem

Baseando-se na tabela VII, verificou-se, para cada porcentagem de deformação, a diferença no valor de R^* devido à variação da amostragem. Por exemplo, a diferença no valor de R^* para as amostras 1 e 2 para 10% de deformação foi de 0,09. Desse mesmo modo, foram anotadas as diferenças nos valores de R^* para todas as amostras semelhantes e construída a tabela VIII. Convém observar, entretanto, que a tabela VIII indica não somente a variação de R^* devido à amostragem, mas sim também devido ao método de medição do corpo de prova.

Material analisado	VARIAÇÃO NO VALOR DE R*		
	Porcentagem de Deformação		
	10%	20%	30%
Aço	0,09	0,04	0,04
	-	0,09	0,06
	-	0,00	-
	-	0,03	-
Cobre	0,01	0,01	0,01
	0,01	0,02	0,01
	-	0,01	0,01
	-	0,02	-

TABELA VIII: Variação no valor de R* devido aos seguintes fatores:

- amostragem e
- método de medição do corpo de prova.

Analisando-se a tabela VIII pode-se constatar o seguinte:

- . a variação média no valor de R^* para o aço é de aproximadamente 0,05.
- . a variação média no valor de R^* para o cobre é de aproximadamente 0,01.

c. Influência da velocidade de deformação do corpo de prova no ensaio de tração

Baseando-se na table VII, verificou-se para cada porcentagem de deformação, a diferença no valor de R^* devido à variação da velocidade de deformação. Quando existiam duas amostras semelhantes, foi utilizado o valor médio de R^* das duas amostras para comparação. Considerando-se, por exemplo, as amostras semelhantes 1 e 2 para 20% de deformação, tem-se que o valor médio de R^* é de 1,60; com as amostras semelhantes 3 e 4 para também 20% de deformação, tem-se que o valor médio de R^* é de aproximadamente 1,53. Assim, a diferença no valor médio de R^* devido à utilização de velocidades de deformações diferentes foi de 0,07. Desse mesmo modo foram anotadas as diferenças nos valores de R^* para as demais amostras e construída a tabela IX. Convém lembrar, entretanto, que a tabela IX indica não somente a variação de R^* devido à variação da velocidade de deformação, mas sim também devido à variação da amostragem e ao método de medição do corpo de prova.

Analisando-se a tabela IX, pode-se verificar o seguinte:

- . a variação média no valor de R^* para o aço é de aproximadamente 0,05.
- . a variação média no valor de R^* para o cobre é de aproximadamente 0,01.

Material analisado	VARIAÇÃO NO VALOR DE R*		
	Porcentagem de Deformação		
	10%	20%	30%
Aço	-	0,07	-
	-	0,01	-
	-	0,06	-
Cobre	0,02	0,01	0,00
	-	0,02	0,02
	-	0,00	-

TABELA IX: Variação no valor de R* devido aos seguintes fatores:

- velocidade de deformação do corpo de prova;
- amostragem e
- método de medição do corpo de prova.

d. Influência da porcentagem de deformação no ensaio de tração

Baseando-se na tabela VII foi determinado, para cada porcentagem de deformação e para cada sentido de laminação, o valor R^* , independentemente da velocidade de deformação. Considerando-se, por exemplo, as amostras 1, 2, 3 e 4 para 20% de deformação, tem-se que o valor médio de R^* é aproximadamente 1,57. Desse mesmo modo foram anotados os valores médios de R^* para as demais amostras e construída a tabela X.

Baseando-se na tabela X, determinou-se para cada sentido de laminação a máxima variação no valor de R^* , conforme indicado na tabela XI. Considerando-se, por exemplo, as amostras de aço com 0° com relação ao sentido de laminação, tem-se que máxima variação no valor de R^* é aquela obtida quando se varia a porcentagem de deformação de 10 para 20%; nesse caso, conforme indicado na tabela XI, a variação no valor de R^* foi de 0,15. Convém observar, entretanto, que a tabela XI indica não somente a variação de R^* devido à variação da porcentagem de deformação, mas sim também devido às variações da velocidade de deformação, da amostragem e ao método de medição do corpo de prova.

Analisando-se a tabela XI, pode-se verificar o seguinte:

- . a variação média no valor de R^* para o aço é de 0,11.
- . a variação média no valor de R^* para o cobre é de 0,05.

Material Analisado	Porcentagem de Deformação	VALOR MEDIO DE R*		
		Sentido de Laminação		
		0°	45°	90°
Aço	10%	1,42	-	-
	20%	1,57	1,19	1,75
	30%	1,57	-	1,82
Cobre	10%	0,74	-	-
	20%	0,79	1,05	0,69
	30%	0,81	-	0,71

TABELA X: Valor médio de R* considerando-se somente a porcentagem de deformação e o sentido de laminação.

Material Analisado	VARIAÇÃO NO VALOR DE R*		
	Sentido de Laminação		
	0°	45°	90°
Aço	0,15	-	0,07
Cobre	0,07	-	0,02

TABELA XI: Variação no valor de R* devido aos seguintes fatores:

- porcentagem de deformação;
- velocidade de deformação do corpo de prova;
- amostragem e
- método de medição do corpo de prova.

e. Influência do sentido de laminação do corpo de prova

Baseando-se na tabela X, determinou-se para cada sentido de laminação o valor médio de R^* para as três porcentagens de deformação. Considerando-se, por exemplo, as amostras de aço com 0° de sentido de laminação, tem-se que o valor médio de R^* para as três porcentagens de deformação é de 1,52. Desse mesmo modo, foram anotados os valores médios de R^* para as demais amostras e construída a tabela XII.

Analisando-se a tabela XII, pode-se verificar o seguinte:

- para o aço: $R_{90^\circ} > R_{0^\circ} > R_{45^\circ}$;
- para o cobre : $R_{90^\circ} < R_{0^\circ} < R_{45^\circ}$;
- a máxima variação no valor de R^* para o aço é de 0,60 ($R_{90^\circ} - R_{45^\circ}$);
- a máxima variação no valor de R^* para o cobre é de 0,35 ($R_{45^\circ} - R_{90^\circ}$);
- o fator médio de anisotropia, \bar{R}^* , para o aço é de aproximadamente 1,42 :

$$\bar{R}^* = \frac{1,52 + 1,79 + 2 \times 1,19}{4}$$

- O fator médio de anisotropia, \bar{R}^* , para o cobre é de aproximadamente 0,90 :

$$\bar{R}^* = \frac{0,78 + 0,70 + 2 \times 1,05}{4}$$

Material Analisado	VALOR MÉDIO DE R*		
	Sentido de Laminação		
	0°	45°	90°
Aço	1,52	1,19	1,79
Cobre	0,78	1,05	0,70

TABELA XII: Valor médio de R* considerando-se somente o sentido de laminação.

Convém observar, entretanto, que as máximas variações de R^* de 0,60 e 0,35 não são somente devido à variação do sentido de laminação, mas sim também devido às variações da porcentagem de deformação, da velocidade de deformação, da amostragem e ao método de medição do corpo de prova.

f. Resumo das influências dos diversos fatores analisados no valor de R^*

Consideremos agora a tabela XIII, a qual resume a variação no valor de R^* devido à influência de todos os fatores analisados anteriormente. Essa tabela indica as influências "acumuladas" dos fatores analisados, não indicando, assim, as influências "isoladas" de cada fator no valor R^* , com excessão feita ao método de medição do corpo de prova. Por exemplo, o número 0,05 (indicado para o item b para o aço) significa o valor da variação no valor de R^* devido à variação (acumulada) da amostragem e ao método de medição do corpo de prova.

Objetivando-se obter as influências "isoladas" de cada fator no valor de R^* , construiu-se a tabela XIV, determinando-se por exemplo, o valor 0,49 para o sentido de laminação para o aço, através da diferença de 0,60 menos 0,11; dessa mesma maneira foram determinadas as influências isoladas dos demais fatores no valor de R^* .

5.2. Variação de R para cada setor do corpo de prova

Com o objetivo de uma maior ilustração da variação de R (R_i) ao longo do comprimento do corpo de prova, são feitos a seguir os gráficos das figuras 18, 19 e 20. Para essa ilustração foram considerados os corpos de prova indicados na tabela XV.

Através desses gráficos podemos também observar a variação da anisotropia plástica para as seguintes condições:

- quando se varia a porcentagem de deformação para o mesmo corpo de prova (figuras 18 e 19).
- quando se comparam duas amostras semelhantes (figura 20).

Fatores analisados	VARIAÇÃO NO VALOR DE R*	
	Material Analisado	
	Aço	Cobre
a. Método de medição	0,02	0,01
b. Amostragem + item a	0,05	0,01
c. Velocidade de deformação + item b	0,05	0,01
d. Porcentagem de deformação + item c	0,11	0,05
e. Sentido de laminação + item d	0,60	0,35

TABELA XIII: Variação no valor de R* devido às influências "acumuladas" dos diversos fatores estudados anteriormente.

Fatores analisados	VARIAÇÃO NO VALOR DE R* E PORCENTAGEM CORRESPONDENTE A ESSA VARIAÇÃO				
	Aço		Cobre		Porcentagem
	Variação	Porcentagem	Variação	Porcentagem	
. Método de medição	0,02	3,3%	0,01		2,9%
. Amostragem	0,03	5,0%	0,00		0,0%
. Velocidade de deformação	0,00	0,0%	0,00		0,0%
. Porcentagem de deformação	0,06	10,0%	0,04		11,4%
. Sentido de laminação	0,49	81,7%	0,30		85,7%
. Soma dos fatores acima	0,60	100,0%	0,35		100,0%

TABELA XIV: Variação no valor de R* devido às influências "isoladas" dos diversos fatores estudados anteriormente.

Número da amostra	1	2	6	7	9	10
Material analisado	Aço					
Velocidade de deformação	0,1 polegadas / minuto					
Método de medição	Mesmo operador					
Sentido de laminação	0°		45°		90°	
Porcentagem de deformação	10,20,30%		20%		20%	

TABELA XV: Características dos corpos de prova analisados através das figuras 18, 19 e 20.

Fator de
anisotropia (R_i)

Corpo de Prova nº 1

Material: Aço

Veloc.de Deform. 0.1 pol/min.

Sentido de Laminação = 0°

Porcent. de Deform. = 10, 20, 30%

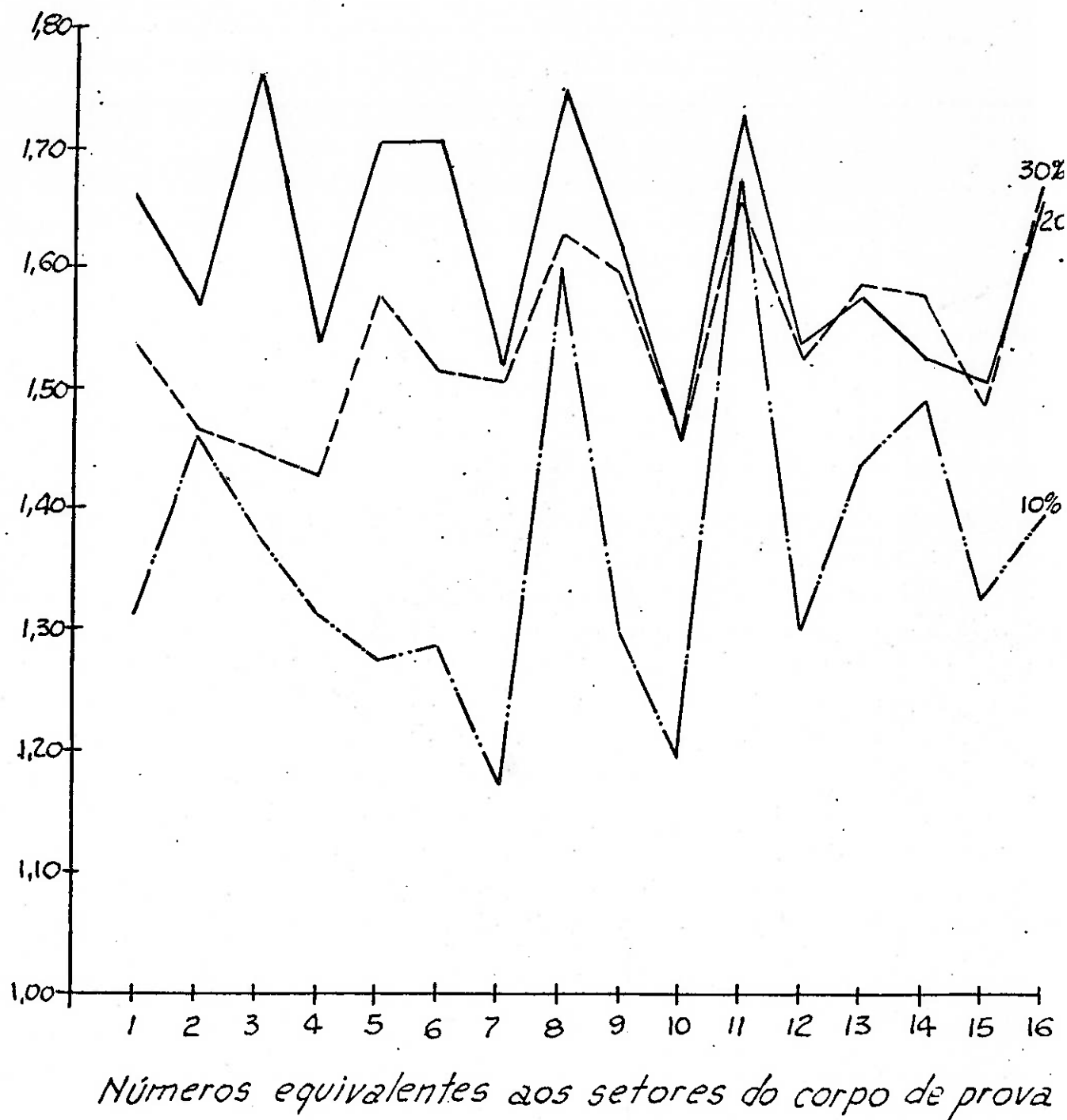


FIGURA 18: Variação de R ao longo do comprimento do corpo de prova número 1.

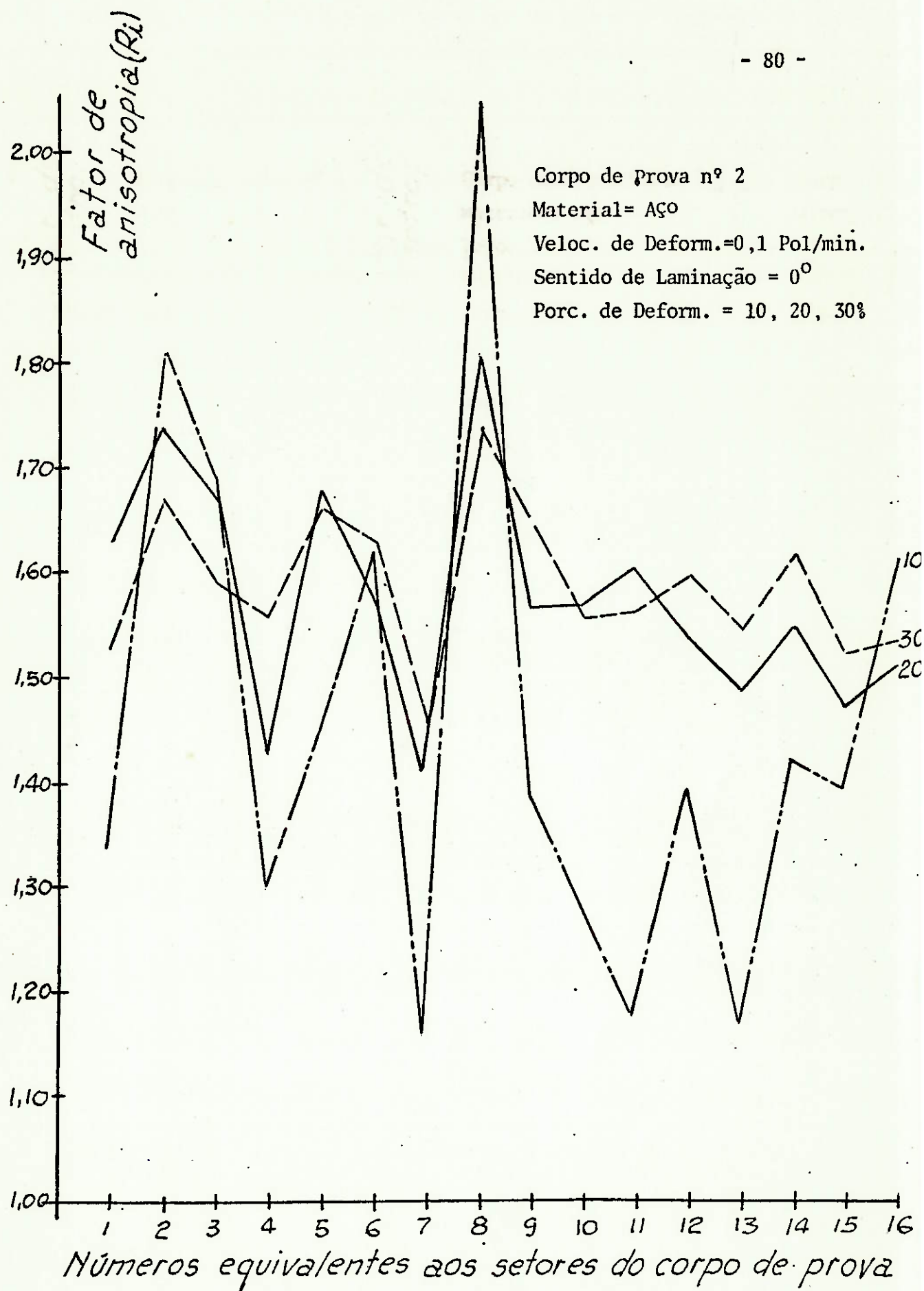


FIGURA 19: Variação de R ao longo do comprimento do corpo de prova número 2.

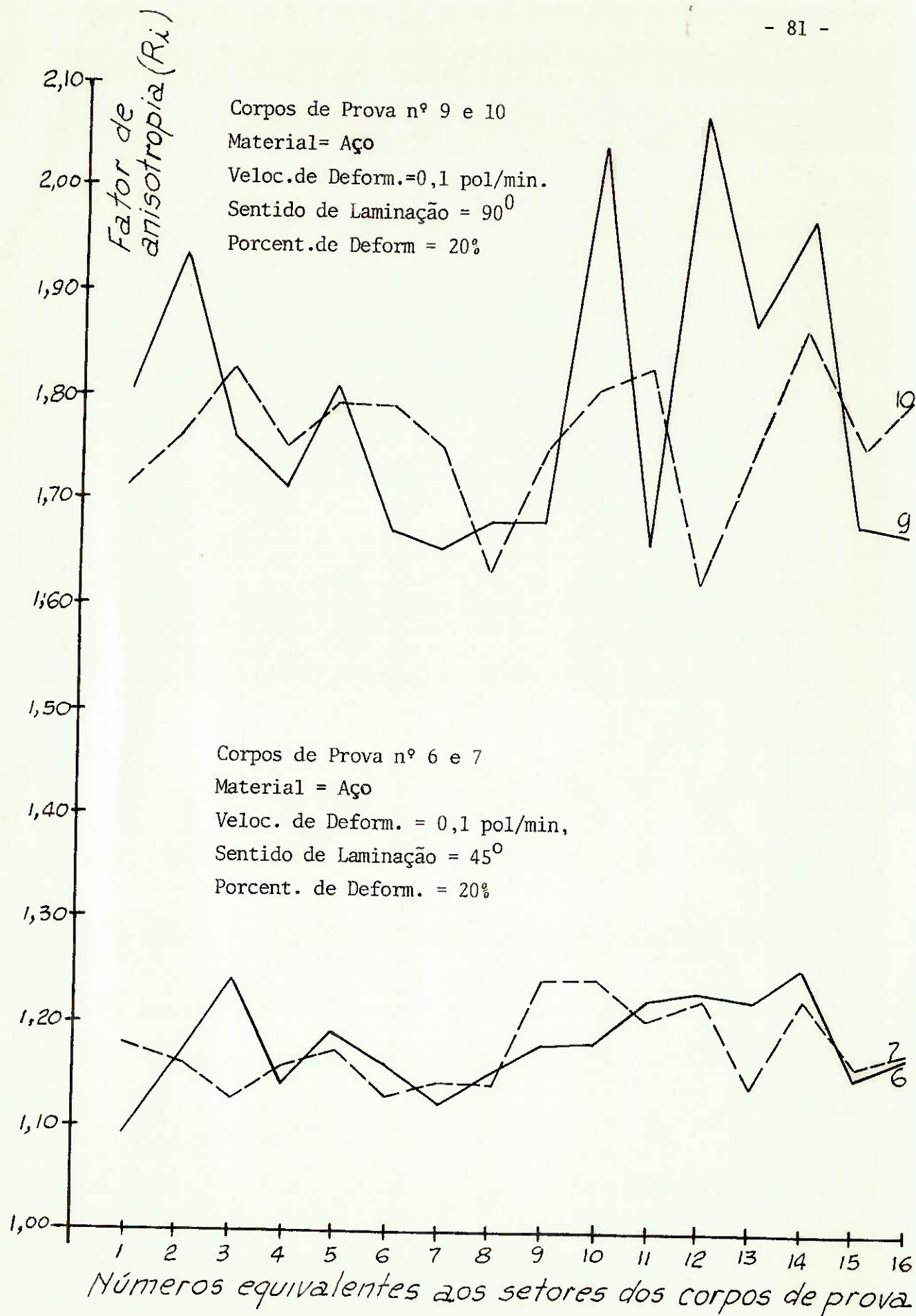


FIGURA 20: Variação de R ao longo do comprimento dos corpos de prova números 6, 7, 9 e 10.

5.3. Desvio padrão de R^*

Objetivando-se verificar a variação do desvio padrão, obtido na determinação de R^* de cada corpo de prova, com a variação da porcentagem de deformação, foi feito o seguinte:

- Baseando-se na tabela VII, construiu-se a tabela XVI, considerando-se os desvios padrão somente dos corpos de prova ensaiados com mais de uma porcentagem de deformação. Para a elaboração dessa tabela não foi considerada a velocidade de deformação, visto que a variação da mesma (0,1 ou 0,3 pol./min.) não produziu nenhum efeito na determinação do valor de R^* (vide tabela XIV).
- Baseando-se na tabela XVI, construiu-se a tabela XVII, considerando-se o desvio padrão médio para os corpos de prova com os mesmos sentido de laminação e porcentagem de deformação.

Material analisado	Amostra	Sentido de Laminação	DESVIO PADRÃO		
			Porcentagem de deformação		
			10%	20%	30%
Aço	1	0°	0,13	0,10	0,07
	2		0,25	0,11	0,07
	9	90°	-	0,14	0,10
	10		-	0,07	0,11
Cobre	11	0°	0,07	0,03	0,03
	12		0,05	0,03	0,03
	13		0,04	0,02	0,02
	14		0,04	0,02	0,03
	18	90°	-	0,03	0,02
	19		-	0,02	0,02
	20		-	0,03	0,02

TABELA XVI: Desvio padrão para os corpos de prova ensaiados com mais de uma porcentagem de deformação.

Material analisado	Sentido de Laminação	DESVIO PADRÃO MÉDIO		
		Porcentagem de deformação		
		10%	20%	30%
Aço	0°	0,19	0,11	0,07
	90°	-	0,11	0,11
	Média entre 0° e 90°	0,19	0,11	0,09
Cobre	0°	0,05	0,03	0,03
	90°	-	0,03	0,02
	Média entre 0° e 90°	0,05	0,03	0,03

TABELA XVII: Desvios padrão médios para amostras com os mesmos sentido de laminação e porcentagem de deformação.

6. CONCLUSÕES

As conclusões seguintes foram feitas baseando-se nos resultados dos testes conduzidos com os materiais utilizados neste trabalho (aço e cobre).

Conforme podemos observar na tabela XIV, os fatores cujas variações originaram as maiores influências na determinação de R^* foram a porcentagem de deformação e, principalmente, o sentido de laminação do corpo de prova. Para o aço e para o cobre, a soma das variações desses dois fatores foi de 91,7 e 97,1% respectivamente. Por outro lado, as influências relativas às variações dos demais fatores (método de medição, amostragem e velocidade de deformação) foram praticamente insignificantes. Para o aço e o cobre, a soma das variações desses três fatores foi de 8,3 e 2,9% respectivamente. Assim, as seguintes observações podem ser feitas:

- a. Método de medição - Não há necessidade de se fazer duas medições de b_0 , l_0 , b e l para cada um dos dezesseis setores da cada corpo de prova; somente uma medição será necessária o que redundará num menor tempo para a determinação de R^* .
- b. Amostragem - Não há necessidade de se testar duas amostras semelhantes da mesma chapa para se tirar o valor médio de R^* ; testando-se somente uma amostra, teremos um menor tempo para a determinação de R^* .
- c. Velocidade de deformação - Considerando-se que em qualquer velocidade de deformação utilizada (0,1 ou 0,3 polegadas por minuto) não existiu diferença no valor de R^* , deve-se fazer o teste utilizando-se da

maior velocidade de deformação, o que resultará num menor tempo para a determinação de R^* . Deve ser mencionado, entretanto, que deveriam ser conduzidos testes com outros materiais e diversas velocidades de deformação, para se verificar a necessidade ou não de se fixar a velocidade (ou faixa de velocidades) de deformação para a determinação de R^* de cada material ensaiado.

- d. Porcentagem de deformação - Há necessidade de se fixar uma certa porcentagem de deformação para a especificação do fator de anisotropia de cada material testado. Assim, quando se disser que o R^* de um certo material é 1,20, deve-se indicar qual a porcentagem de deformação utilizada para a obtenção desse R^* . Consequentemente, quando se quiser comparar o R^* de um material com R^* do mesmo material testado em outro laboratório, ou com o R^* de outro material qualquer, deve-se considerar as porcentagens de deformação utilizadas para os cálculos desses R^* .
- e. Sentido de laminação - Há necessidade de se fazer o ensaio de tração a 0,45 e 90° com relação ao sentido de laminação devido à grande variação de R^* nesses três sentidos; deve-se em seguida determinar o fator médio de anisotropia \bar{R}^* .

Analisando-se os gráficos das figuras 18, 19 e 20 podemos observar que:

- Não existe uma variação uniforme da anisotropia plástica quando se varia a porcentagem de deformação para o mesmo corpo de prova, conforme ilustrado nos gráficos das figuras 18 e 19.
- Também não existe uniformidade quando se compara duas amostras semelhantes, conforme ilustrado nos gráficos da figura 20.

Assim, podemos concluir que a determinação de R para cada setor do corpo de prova (R_i) somente tem importância para a determinação de R^* , e que, portanto, para uma determinação bem mais rápida de R^* , seria desejável um instrumento para a determinação direta das larguras e comprimentos dos dezesseis setores do corpo de prova.

Considerando-se, finalmente, a tabela XVII, concluimos que para 20 e 30% de deformação as dispersões (desvio padrão) são praticamente iguais, e que ambas são menores quando comparadas com 10% de deformação. Isso indica que para maiores deformações teremos menores dispersões, que é um aspecto desejável para a determinação de R^* ; sabemos, também, que quanto maior a porcentagem de deformação teremos maior precisão de medição, aspecto esse também desejável na determinação de R^* . Por outro lado, quanto maior a porcentagem de deformação, existirá a necessidade de um maior tempo para a determinação de R^* , fator esse não desejável para a determinação de R^* para um grande número de corpos de prova. Para os materiais aqui estudados a porcentagem de deformação intermediária (20%) seria ideal para a determinação de R^* . Assim, podemos concluir que deveriam ser estudadas e posteriormente tabeladas as porcentagens de deformação mais características para a determinação de R^* dos materiais a serem utilizados para a estampagem profunda.

REFERÊNCIA BIBLIOGRÁFICA

- (1) Rehder, O.A.
Conformação Plástica dos Metais
Publicações da E.E.S.C. - USP, 1970, P.6-29
- (2) Idem, Ibidem ref (1), P.30-32
- (3) Idem, Ibidem ref (1), P. 32-42
- (4) Hill, R.
The Mathematical Theory of Plasticity
Oxford University Press, London, 1950, P. 318 - 325
- (5) Idem, Ibidem ref (4), P. 324
- (6) Backofen, W.A.
Deformation Processing
Addison - Wesley Publishing Co., 1972
- (7) Chilque, A.R.A.; Ferran, G.L.; Ferran, E.M.
Estudo da Influência da Laminação a Frio e Tratamentos Térmicos sobre a Aptidão à Estampagem Profunda de um Aço Efervescente.
Revista Metalurgia - A.B.M., Vol. 28, Dez. 1972, Nº 181, P.891-898
- (8) Jenkins, R.D.; Wilson, D.V.
Jour Iron & Steel Inst., October 1971, P. 805
In: Idem, Ibidem ref (7), P.805
- (9) Hughes, I.F.; Page, E.W.
The Influence of Manganese and Carbon on Plastic Anisotropy, Grain Size and Ductility in Pure Iron.
Metallurgical Transactions, Vol. 2, Aug. 1971, P. 2067-2075
- (10) Idem, Ibidem ref (7), P. 894.
- (11) Idem, Ibidem ref (7), P. 894
- (12) Idem, Ibidem ref (9), P. 2071
- (13) Atkinson, M.
Assessing Normal Anisotropic Plasticity of Sheet Metals
Sheet Metal Industries, vol. 44, March 1967, nº 479, P. 167-178
- (14) I.D.D.R.G., Working Group II Report, Unpublished Work
In: Idem, Ibidem ref (13), P. 168
- (15) Idem, Ibidem, ref (13), P. 169
- (16) Jegaden, G.; Voinchet, J; Rocquet, P.
Nature, 193, 1962, nº 4817, P.771-772
In: Idem, Ibidem, ref(13), P. 169
- (17) Burns, R.S., Heyer, R.H.
The Annealing of Low Carbon Steels
Lee Wilson Engineering Co. Inc., Cleveland, 1958, P.29
In: Idem, Ibidem ref (13), P. 169

- (18) Whiteley, R.L.
Trans. A.S.M., 52, 1960, P. 154
In: Idem, Ibidem ref (13), P. 169
- (19) Atkinson, M. Maclean, I.M.
Sheet Metal Industries, 40, 1965, P. 57
In: Idem, Ibidem ref (13), P. 169
- (20) Lilet, L.; Wybo, M.
C.N.R.M., Report R A 173/62, Feb. 1962
In: Idem, Ibidem ref (13), P. 169
- (21) Idem, Ibidem ref (13), P. 170
- (22) Idem, Ibidem ref (13), P. 170
- (23) Idem, Ibidem ref (13), P. 171
- (24) Idem, Ibidem ref (13) P. 170
- (25) Idem, Ibidem ref (13), P. 171
- (26) Zener, C.; Holloman, J. H.
Trans. A.S.M., 35, 1944, P. 207
In: Idem, Ibidem ref (13) P. 172
- (27) Jackson, L.P.; Smith, K.F.; Lankford, W.T.
Metals Technology, Aug 1948
In: Idem, Ibidem ref (13), P. 172
- (28) Swift, H.W.
J. Mech. Phys. Solids, 1, 1952, P. 1
In: Idem, Ibidem ref (13), P. 172
- (29) Kemmis, O. H.
Sheet Metal Industries, 34, 1957, P. 203
In: Idem, Ibidem ref (13), P. 172
- (30) Hosford, W.F.; Backofen, W.A.
9th Sagamore Conference on Deformation Processing, N.Y., 1962
In: Idem, Ibidem ref (13) , P. 172
- (31) Hu, L. W.
Journ of App. Mechanics, 23, 1956, P. 444
In: Idem, Ibidem ref (13), P. 172
- (32) Lloyd, D. H.
Sheet Metal Industries, 39, 1962, P. 83
In: Idem, Ibidem ref (13), P. 173
- (33) Idem, Ibidem ref (13), P. 173
- (34) Idem, Ibidem ref (13), P. 174
- (35) Idem, Ibidem ref (13), P. 174
- (36) Larson, F.R.
Trans. A.S.M., Sept. 1964, P. 620
In:Idem, Ibidem ref (13), P. 174

- (37) Idem, Ibidem ref (13), P. 175
- (38) Schmidt, M.
Archiv f.d. Eisen, 3, Part 3, 1929, P. 213-222
In: Idem, Ibidem ref (13), P. 175
- (39) Idem, Ibidem ref (13) , P. 175
- (40) Engelhardt, W.
Mitt Forschg Ges Blechverarb, 22, 1959, P. 287-292
In: Idem, Ibidem ref (13), P. 176
- (41) Kelton, E.H.; Edmunds, G.
Trans. A.I.M.E., 111, 1934, P. 245
In: Idem, Ibidem ref (13), P. 176
- (42) Esser, H.; Arend, H.
Archiv f.d. Eisen, 14, P. 223-231
In: Idem, Ibidem ref (13), P. 176
- (43) Idem, Ibidem ref (13), P. 177

BIBLIOGRAFIA UTILIZADA NO TRABALHO

- . Atkinson, M.
Assessing Normal Anisotropic Plasticity of Sheet Metals
Sheet Metal Industries, vol. 44, March 1967, nº 479, p. 167-178.
- . Backofen, W. A.
Deformation Processing
Addison - Wesley Publishing Co. (1972).
- . Chilque, A.R.A.; Ferran, G.L.; Ferran, E.M.
Estudo da Influência da Laminação a frio e Tratamentos Térmicos
Sobre a Aptidão à Estampagem Profunda de um Aço Efervescente.
Revista Metalurgia - A.B.M. vol. 28, Dez. 1972, nº 181, p. 891-898
- . Hill, R.
The Mathematical Theory of Plasticity
Oxford University Press, London (1950), p. 317
- . Hughes, I.F.; Page, E.W.
The Influence of Manganese and Carbon on Plastic Anisotropy,
Grain Size and Ductility in Pure Iron.
Metallurgical Transactions, vol. 2, Aug. 1971, p. 2067-2075
- . Rehder, O.A.
Conformação Plástica dos Metais
Publicações da E.E.S.C. - USP, 1970

BIBLIOGRAFIA CONSULTADA MAS NÃO REFERIDA NO TRABALHO

- . Amateu, M.F.; Dull, D.L.; Raymond, L.
The Effect of Processing on Plastic Anisotropy of Ti-6Al-4V
Metallurgical Transactions, vol. 5, March 1974. p. 561-564
- . Chiang, D.C.; Kobayashi, S.
The Effect of Anisotropy and Work-Hardening Characteristics on the Stress and Strain Distribution in Deep Drawing
Journal of Engineering for Industry, Transactions of the ASME, November 1966, P. 443-448
- . Chilque, A.R.A.; Ferran, G.L.
Relações entre a Anisotropia Plástica, Tamanho de Grão e Texturas de um Aço Efervescente
Revista Metalurgia , A.B.M., vol. 30, Março 1974, nº196, p.181-186
- . Ferran, E.M.; Ferran, G.L.; Chilque, A.R.A.; Viana, C.C.
Efeitos dos Ciclos Térmicos nas Propriedades de um Aço Doce Efervescente
Revista Metalurgia -A.B.M. vol. 30, março 1974, nº 196, p. 171-176
- . Ferran, G.L.; Ferran, E.M.C.; Chilque, A.R.A.
Características Mecânicas e Estruturais de um Aço Efervescente 0.07% C, Qualidade Estampagem, Submetido a Recozimentos Rápidos
Revista Metalurgia , A.B.M., vol. 31, jan. 1975, nº 206, p- 11-16
- . Hosford, W.F.; Zeisloft, R.H.
The Anisotropy of Age-Hardened Al-4Pct Cu-Single Crystals During Plane-Strain Compression
Metallurgical Transactions, vol. 3, Jan. 1972, p. 113-121
- . Hu, H.
The Strain-Dependence of Plastic Strain Ratio of Deep Drawing Sheet Steels Determined by Simple Tension Test
Metallurgical Transactions, vol. 6A, April 1975, P. 945-947

- . Jongenburger, P.; Wachters, A.R.; Weng, G.J.
Plastic Anisotropy of Textured Steel Sheet
Metallurgical Transactions, vol. 5, Nov. 1974, p. 2451-2455
- . Lii, Y.; Ramachandran, V.; Reed, R.E.; Hill, R.
Some Aspects of the Variation of the Strain Anisotropy in Titanium
Metallurgical Transactions, vol.1, Febr. 1970, p. 447-453
- . Mir, W.A.; Hiller, M.J.
Cup Drawing from an Anisotropic Blank
Journal of Engineering for Industry, Transactions of the ASME, August 1969, p. 766-771.
- . Montecinos, J.R.; Negroni, F.E.; Shabaik, A.H.
Analysis Del Efecto de la Anisotropia en el Embutido Metálico de Capsulas Cylindricas com Fondo Plano
III Interamerican Conference on Materials Technology, Southwest Research Inst., San Antonio, Tex, 1972, p. 883-842
- . Reid, C.N.; Routbort, J.L.
Malleability and Plastic Anisotropy of Iridium and Copper
Metallurgical Transactions, vol. 3, Aug. 1972, p. 2257-2260
- . Wright, P.K.; Ebert, L. J.
The Flow and Fracture of Unidirectional Al-B Fiber Composite Sheet Under Biaxial Tension
Metallurgical Transactions, vol. 3, Jan. 1972, p. 1645-1655.
- . Yan, W.H.
Axisymetric Plane Stress Problems in Anisotropic Plasticity
Journal of Applied Mechanics, Transactions of the ASME, March 1969, p. 7-14
- . Zienkiewicz, O.C.
The Finite Element Method in Structural and Continuum Mechanics
Mac Graw-Hill, New York, 1967

LISTA DE FIGURAS

<u>Figura Nº</u>	<u>Descrição</u>	<u>Página</u>
1	Novos eixos, x' , y' e z' , de tal modo que o eixo z' coincide com z quando x' é girado no sentido horário de um ângulo θ com relação a x	6
2	Tensões no plano da chapa	9
3	Representação da equação /23/, para diferentes valores de R .	15
4	Representação da variação do fator \bar{R} , com a porcentagem de deformação a frio, para os recozimento isotérmicos de 2 horas a diversas temperaturas	19
5	Variação da anisotropia planar ΔR e do tamanho de grão médio transversal (ϕ) com a porcentagem de redução a frio, para recozimentos isotérmicos de 2 horas a diversas temperaturas	20
6	Curvas iso- \bar{R} , mostrando o efeito do manganês e carbono em \bar{R} para 85% de redução a frio	22
7	Dimensões do corpo de prova, mostrando os segmentos individuais	28
8	Relacionamento entre os valores da razão de deformação para segmentos individuais medidos a 10 e 15% de deformação. (Os valores da razão de deformação são plotados como desvios da média para cada amostra para suprimir qualquer relacionamento aparente devido às pequenas diferenças entre amostras)	30
9	Variação da razão de deformação ao longo do comprimento do corpo de prova. Corpo de prova número 1. Operador A	31

<u>Figura Nº</u>	<u>Descrição</u>	<u>Página</u>
10	Variação da razão de deformação ao longo do comprimento do corpo de prova. Corpo de prova número 2. Operador A	32
11	Variação da razão de deformação e do módulo de Young com a deformação por tração de uma chapa de zinco	34
12	Relacionamento entre o limite do diâmetro do disco e a razão de deformação média para lubrificação com filme de polietileno (A), e lubrificação com óleo TSD 996 (B). A linha contínua é a linha de regressão e as linhas tracejadas são os limites de confiança para 90%	38
13	Relacionamento geral entre L.D.R. e a razão de deformação média	39
14	Relacionamento entre L.D.R. e \bar{R} para o aço doce	41
15	Comparação entre os relacionamentos teóricos e experimentais entre L.D.R. e a razão de deformação média	43
16	Correlação dos resultados de teste Engelhardt (T_m) com o valor de teste (T_c) previsto das medições da razão de deformação média (\bar{R}) e da espessura da chapa (G)	48
17	Dimensões dos corpos de prova utilizados na verificação experimental	54
18	Variação de R ao longo do comprimento do corpo de prova número 1	79
19	Variação de R ao longo do comprimento do corpo de prova número 2	80
20	Variação de R ao longo do comprimento dos corpos de prova números 6,7,9 e 10	81

LISTA DE TABELAS

<u>Tabela Nº</u>	<u>Descrição</u>	<u>Página</u>
I	Razões de deformações determinadas em 12 laboratórios para o mesmo aço	25
II	Ensaio de copo Swift para punções de cabeça plana e punções hemisféricas, para diversas lubrificações do punção	45
III	Especificação dos materiais utilizados na verificação experimental	53
IV	Resumo dos testes programados para a verificação experimental	58
V	Fator de anisotropia normal, R , para cada setor de cada corpo de prova de aço (R_i)	61
VI	Fator de anisotropia normal, R , para cada setor de cada corpo de prova de cobre (R_i)	62
VII	Fator de anisotropia normal (R^*) e respectivo desvio padrão para cada corpo de prova testado	64
VIII	Variação no valor de R^* devido aos seguintes fatores: - amostragem e - método de medição do corpo de prova	67
IX	Variação no valor de R^* devido aos seguintes fatores: - velocidade de deformação do corpo de prova; - amostragem e - método de medição do corpo de prova	69
X	Valor médio de R^* considerando-se somente a porcentagem de deformação e o sentido de laminação	71

<u>Tabela Nº</u>	<u>Descrição</u>	<u>Página</u>
XI	Variação no valor de R^* devido aos seguintes fatores: - porcentagem de deformação no ensaio de tração; - velocidade de deformação do corpo de prova; - amostragem e - método de medição do corpo de prova	72
XII	Valor médio de R^* considerando-se somente o sentido de laminação	74
XIII	Variação no valor de R^* devido às influências "acumuladas" dos diversos fatores estudados anteriormente	76
XIV	Variação no valor de R^* devido às influências "isoladas" dos diversos fatores estudados anteriormente	77
XV	Características dos corpos de prova analisados através das figuras 18, 19 e 20	78
XVI	Desvio padrão para os corpos de prova ensaiados com mais de uma porcentagem de deformação	83
XVII	Desvios padrão médios para amostras com os mesmos sentido de laminação e porcentagem de deformação	84