

MINISTÉRIO DE EDUCAÇÃO E CULTURA
UNIVERSIDADE FEDERAL DO RIO GRANDE DO SUL
ESCOLA DE ENGENHARIA
DEPARTAMENTO DE METALURGIA
PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA
METALÚRGICA E DOS MATERIAIS - PPGEMM

MÉTODO DE MEDIÇÃO DE FORÇA EM LAMINA-
ÇÃO; ANALOGIA ENTRE A FORÇA MEDIDA E
A CALCULADA NA LAMINAÇÃO A QUENTE DE
PERFIS DE AÇO

por

LIRIO SCHAEFFER

Engenheiro Mecânico

Trabalho realizado no Departamento de Metalurgia da Escola de En-
genharia da UFRGS, dentro do Programa de Pós-Graduação em Engenha-
ria Metalúrgica e dos Materiais - PPGEMM.

Porto Alegre

1976

ESCOLA DE ENGENHARIA
BIBLIOTECA

MÉTODO DE MEDIÇÃO DE FORÇA EM LAMINAÇÃO; ANALOGIA ENTRE A FORÇA
MEDIDA E A CALCULADA NA LAMINAÇÃO A QUENTE DE PERFIS DE AÇO

TESE

Apresentada ao programa de Pós-Graduação em Engenharia Metalúrgica e dos Materiais - PPGEMM, como parte dos requisitos para a obtenção do Título de

MESTRE EM CIÊNCIA DOS MATERIAIS

por

Lirio Schaeffer

Engenheiro Mecânico

1976

Esta TESE foi julgada adequada para a obtenção do título de Mestre em Ciência dos Materiais e aprovada em sua forma final, pelo Orientador e pela Banca Examinadora do Curso de Pós-Graduação.



Orientador: ILDON G. BORCHARDT
Doutor em Ciências

Banca Examinadora:

J. DAVID EMBURY

- Ph.D. - Mc Master University - Canada

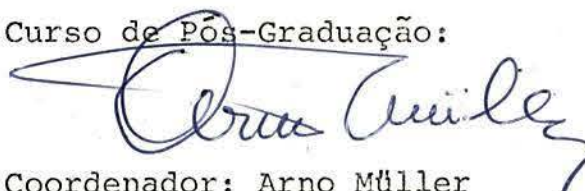
FRANCISCO JOSÉ KISS

- Doutor em Física - Universidad Nac. Cuyo -Argentina

I.G. BORCHARDT

- Doutor em Ciências - Instituto Tecnológico de Aeronáutica - Brasil

Curso de Pós-Graduação:



Coordenador: Arno Müller
Doutor

Coordenador do PPGEMM

RESUMO

Este trabalho descreve o projeto e a construção de células de carga, à base de extensômetros (strain gauge) para medir esforços de compressão. Estas células, utilizadas em duas laminadoras industriais de desbaste, mediram esforços de até 31 toneladas na laminação de aço SAE 1010 e SAE 1045 para reduções de até 40 %. Os resultados obtidos indicam que o modelo teórico de Ekelund pode ser utilizado para calcular força no desbaste com uma precisão de ± 15 %. Discute-se ainda os modelos de Geleji e Sims. Com a determinação da área de contato através do método de projeção gráfica e com a força medida determina-se ainda a resistência à deformação, confrontando os valores obtidos com os calculados através dos modelos teóricos.

ABSTRACT

This dissertation describes a project and the construction of cell charges, by using strain gauges in order to measure compression forces. These cells are used in two industrial rolling mills and it was measured forces up to 31 tons. in the rolling of SAE 1010 and SAE 1045 steels for reduction up to 40%. The results obtained indicate that the Ekelund Theoretical method can be used to calculate force in roughing stand with an accuracy of ± 15 %. The models of Geleji and Sims are also discussed. With the determination of the contact area by means of the graphic projection method and with the measured force one can determine the resistance to deformation, and compare the values obtained in this way with the calculated by using theoretical models.

AGRADECIMENTOS

Ao Prof. Dr. Ildon G. Borchardt pelo constante apoio, estímulo e dedicação que me concedeu na realização do presente trabalho.

Aos professores do "Institut für Bildsame Formgebung" da RWTH - Aachen por seus ensinamentos e em particular ao Engº Klaus Baldner.

A Siderúrgica Riograndense S/A. e em especial ao Engº Scheidt e ao Engº Martins pela autorização e apoio concedidos.

A Industrial Arte Técnica S/A. e em especial ao Engº Eudoro Lucas de Oliveira pelo apoio, estímulo e interesse demonstrado.

Aos colegas de trabalho Engº José Gerbase Filho e Fis. Milton Zaro, e aos técnicos Danilo M da Silveira, Enio G. Ferreira, Wilson J. Batista e Carlos R.F. Ferreira, pela colaboração na elaboração deste trabalho.

Ao "Internationales Büro der Kernforschungsanlage Julich GmbH" e em particular ao Dr. Engº Klaus Scharmer e ao Dr. Engº Hanns P. Liebig pela doação dos equipamentos e literatura de consulta.

A Secretaria de Tecnologia Industrial do Ministério da Indústria e Comércio pelos recursos concedidos através do projeto 11.02.01 .

ÍNDICE

RESUMO	III
SIGNIFICADO DOS SÍMBOLOS UTILIZADOS E UNIDADES	VII
1. INTRODUÇÃO	1-1
2. FUNDAMENTOS TEÓRICOS	2-1
2.1 - Equação fundamental da força de laminação	2-1
2.2 - Área de contato e arco de contato	2-2
2.3 - Resistência média à deformação	2-3
2.3.1 - Resistência ao escoamento	2-4
2.3.2 - Influência do atrito e da geometria	2-5
3. MODELOS PARA CÁLCULO DA FORÇA E DA RESISTÊNCIA À DEFORMAÇÃO	3-1
3.1 - Modelo de SIMS	3-1
3.2 - Modelo de EKELUND	3-4
3.3 - Modelo de GELEJI	3-5
4. MÉTODO PARA A DETERMINAÇÃO DA RESISTÊNCIA À DEFORMAÇÃO - COM UM MARTELO DE QUEDA	4-1
4.1 - Considerações gerais	4-1
4.2 - Determinação da velocidade de deformação	4-1
4.3 - Método usado para a determinação da resistência à deformação no laboratório	4-2
5. PROJETO, CONSTRUÇÃO E CALIBRAÇÃO DE UM SENSOR PARA MEDIR ESFORÇOS DE COMPRESSÃO	5-1
5.1 - Generalidades	5-1
5.2 - Características mecânicas	5-1
5.2.1 - Características do anel sensor	5-1
5.2.2 - Características das proteções	5-4
5.3 - Características elétricas	5-5
5.4 - Calibração da Célula de Carga ou sensor	5-5
5.5 - Utilização dos sensores para medir força de laminação na indústria	5-7

6. MEDIDAS E RESULTADOS	6-1
6.1 - Resultado das medidas de força e resistência à de- formação	6-1
6.1.1 - As forças obtidas nas laminações 1 e 2 ...	6-1
6.1.2 - A resistência à deformação obtida nas la- minações 1 e 2	6-4
6.1.3 - A resistência à deformação obtida num mar- telo de queda	6-4
6.2 - Resultados dos cálculos de força e resistência à deformação a partir dos modelos teóricos	6-4
6.2.1 - Dados característicos das laminações 1 e 2	6-4
6.2.2 - Resultados obtidos dos diferentes modelos.	6-10
6.3 - Resumo dos resultados medidos e calculados	6-10
7. DISCUSSÃO DOS RESULTADOS OBTIDOS	7-1
7.1 - A célula de carga	7-1
7.2 - A força de laminação e a resistência à deformação.	7-1
8. CONCLUSÕES	8-1
9. SUGESTÕES PARA FUTUROS TRABALHOS	9-1
APEND. A - Área de contato na laminação de perfis	A-1
APEND. B - Curvas de escoamento a quente de aços	B-1
APEND. C - Critérios de escoamento	C-1
APEND. D - Sistema eletrônico para medições de grandezas fí- sicas	D-1

BIBLIOGRAFIA

SIGNIFICADO DOS SÍMBOLOS UTILIZADOS

A_0	mm^2	Secção transversal da barra laminada antes do passe
A_1	mm^2	Secção transversal da barra após a saída dos cilindros
A_d	mm^2	Área de contato entre cilindro e barra
b_0	mm	Largura do material antes do passe
b_1	mm	Largura do material após o passe
b_m	mm	Largura média
C	-	Fator de Correção - Modelo de Geleji
C_v	-	Fator de Correção - Modelo de Ekelund
d_{int}	mm	Diâmetro interno da Célula de Carga
d_{ext}	mm	Diâmetro externo da Célula de Carga
D_c	mm	Diâmetro entre centro dos cilindros
F	kgf	Força de laminação
h_0	mm	Altura da barra antes do passe
h_1	mm	Altura da barra após o passe
h	mm	Diferença de altura ($h_0 - h_1$)
h_m	mm	Altura média do calibre
h_n	mm	Altura da barra na zona sem escorregamento
k_f	kgf/mm^2	Resistência ao escoamento
k_{f_m}	Kgf/mm^2	Resistência média ao escoamento
k_w	kgf/mm^2	Resistência à deformação
K	-	Fator de influência da geometria
l_d	mm	Arco de contato
m	$\text{N.s}^2/\text{m}$	Massa do martelo de queda
n	min^{-1}	Rotações por minuto (rpm)
R	mm	Raio do cilindro
S	mm	Luz - distância entre um cilindro e outro
T	°C	Temperatura
V	mm^3	Volume
v	mm/s	Velocidade tangencial do cilindro
v_1	mm/s	Velocidade de saída da barra
α	graus	Ângulo de agarre
ϵ	-	Deformação relativa em altura ($h_0 - h_1$)/ h_0
μ	-	Coefficiente de atrito
δ	$\Omega \cdot \text{mm}^2/\text{m}$	Resistência específica
σ	kgf/mm^2	Resistência ao escoamento (k_f) para $\phi = 0$

σ_E	kgf/mm^2	Tensão de escoamento
σ_N	kgf/mm^2	Tensão normal
σ_Z	kgf/mm^2	Tensão vertical
ϕ	-	Deformação logarítmica (= $\ln \frac{h_0}{h_1}$)
$\dot{\phi}$	s^{-1}	Velocidade de deformação (strain rate)

OBSERVAÇÕES

- Os índices 0, 1 indicam a situação antes e após o passe, respectivamente.
- O índice m indica "valor médio".
- Os símbolos não apresentados aqui são esclarecidos no próprio texto.

1 - INTRODUÇÃO

O conhecimento das forças de conformação numa laminação é indispensável tanto para o engenheiro de produção como para o engenheiro projetista ou construtor de laminadores. Um técnico da produção necessita processos de cálculo não complicados e confiáveis, que num tempo relativamente curto lhe forneça os valores de forças e momentos. Para o dimensionamento de uma laminadora, para a determinação da potência de laminação e para a escolha da redução ótima, o conhecimento da pressão ou força de laminação é a grandeza mais importante. Por isso, desde muitas décadas são realizadas experiências para a determinação dessa grandeza. Atualmente, as mais conhecidas teorias para o cálculo de força, momento e trabalho de laminação são em muitos casos imprecisas e aplicáveis a casos particulares. Difícil é sobretudo determinar a resistência à deformação, as condições de atrito e na laminação em calibres, a influência da geometria.

Enfim, as divergências que existem entre os métodos de cálculo fizeram com que se realizasse as medições dos esforços e que se comparasse os valores obtidos com três modelos de cálculo. Para isso foi necessário a construção de um sensor (ou célula de carga), cuja construção é descrita detalhadamente.

O fato de não haver ainda possibilidades em nosso Estado de determinar curvas de escoamento a quente, inicia-se, nesse trabalho, os ensaios que talvez possam dar uma idéia da resistência à deformação nos canais de laminação.

2 - FUNDAMENTOS TEÓRICOS

2.1 - EQUAÇÃO FUNDAMENTAL DA FORÇA DE LAMINAÇÃO

A força que o cilindro exerce sobre o material ao longo do arco de contato pode ser expressa por uma integral

$$F = b \int_0^{x_E} \sigma_y \cdot dx \quad (2.1)$$

onde σ_y é a tensão que o material de largura b exerce sobre o cilindro desde o ponto $x = 0$ até $x = x_E$, supondo σ_y independente de z . A fig. 2.1. ilustra uma distribuição de tensões σ_y para a laminação de um perfil chato.

Para resolver a eq. (2.1) seria necessário o conhecimento da distribuição das tensões ao longo da secção deformada. Alguns autores [2.1], [2.2] e [2.3] resolvem esta equação adotando hipóteses simplificativas a cerca da distribuição σ_y . A solução geral é conveniente posta sob a forma

$$F = Ad \cdot k_{wm} \quad (2.2)$$

onde Ad é a área de contato e k_{wm} a resistência média a deformação.

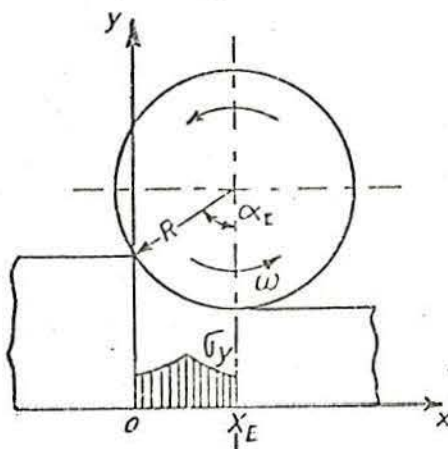


Fig. (2.1) - Representação esquemática da distribuição de tensões em laminação de perfil chato.

2.2 - DETERMINAÇÃO DA ÁREA DE CONTATO

A fig. 2.2 mostra esquematicamente as grandezas necessárias para a determinação da secção deformada ou área de contato A_d que se calcula por:

$$A_d = l_d \cdot b_m \quad (2.3)$$

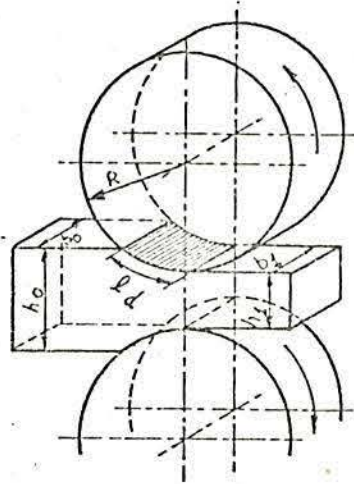


Fig. (2.2) - Representação esquemática do dimensionamento geométrico na laminação plana.

Na eq. (2.3) b_m é a largura média entre o material na entrada (b_0) e na saída (b_1)

$$b_m = \frac{b_0 + b_1}{2} \quad (2.4)$$

e l_d é o comprimento do arco de contato entre o cilindro e a barra. Se l_d fosse a projeção do arco de contato sobre a direção de laminação e h a diferença de altura ($h_0 - h_1$) ter-se-ia:

$$l_d = \left[R^2 - \left(R - \frac{\Delta h}{2} \right)^2 \right]^{1/2} = \left[R \Delta h - \left(\frac{\Delta h}{2} \right)^2 \right]^{1/2}$$

$$\text{ou } l_d = \left[R \cdot \Delta h \right]^{1/2} \quad (2.5)$$

se $\left(\frac{h}{2} \right)^2 \ll R \cdot \Delta h$ ou $\frac{\Delta h}{2} \ll R$

A eq. (2.5) é a mais utilizada na prática pois as aproximações feitas levam a erros não superiores a 1% para $\Delta h < 0,08 \cdot R$.

O processo mais exato para a determinação da área de contato é medir diretamente a área de uma barra (não totalmente laminada) que contém a impressão exata do canal. O segundo método mais preciso é através da projeção gráfica da barra no canal [2.4], [2.5] e [2.6]. Diversos autores (Apêndice A) apresentam modos diferentes de calcular simplificadaamente A_d através da eq. (2.3). Como os resultados obtidos são discrepantes o Apêndice A mostra um estudo comparativo de alguns métodos.

2.3 - RESISTÊNCIA MÉDIA A DEFORMAÇÃO

Tendo em vista a eq. (2.2) a resistência média a deformação pode ser definida como:

$$k_{wm} = \frac{F}{A_d} \quad (2.6)$$

Desta forma k_{wm} passa a ser o parâmetro físico fundamental no processo de laminação. No caso de uma deformação uniaxial sem atrito tem-se:

$$k_{wm} = k_f = \sigma_E$$

Apesar da simplicidade demonstrada pela eq. (2.2) surgem dificuldades quanto a exata determinação da área de contato A_d e da resistência média a deformação k_{wm} , uma vez que estas grandezas dependem do processo de conformação que se está considerando. Embora diversos modelos (cap. 3) levam a métodos práticos que determinam A_d e k_{wm} , só uma medida direta de F e de A_d permite saber qual o real valor de k_{wm} .

A resistência a deformação não depende apenas das propriedades mecânicas do material a ser laminado, podendo ser expressa, de modo geral, por:

$$k_w = f (k_f , k_{\mu} , k_{geom})$$

onde

k_w é a resistência a deformação

k_f é a resistência ao escoamento, verificado num ensaio uniaxial de tensões

k_{μ} é o fator que caracteriza a influência do atrito

k_{geom} é o fator que caracteriza a influência da geometria da ferramenta e da forma do corpo a ser deformado.

O valor de k_w é uma das variáveis mais difícil de ser determinado no processo de conformação. Atualmente continuam sendo feitos estudos para a determinação dessa grandeza [2.7].

2.3.1 - Resistência ao Escoamento

A resistência ao escoamento k_f (também denominada de resistência a mudança de forma) é a tensão que num estado uniaxial de tensões, caracteriza o início do escoamento plástico do material [2.8].

Esta grandeza é uma característica do material e de seu tratamento anterior e depende ainda do grau de deformação (ϕ), da velocidade de deformação ($\dot{\phi}$), da temperatura (T) e da direção (quando o corpo não for isotrópico) em que é medida:

$$k_f = k_f(\text{Material}, \phi, \dot{\phi}, T)$$

Os gráficos da fig. 2.3 mostram esquematicamente a variação da resistência ao escoamento em função de ϕ , $\dot{\phi}$ e T para os aços.

Os processos mais comuns de construção das curvas de resistência ao escoamento (apresentação da resistência ao escoamento em função do grau de deformação) são através de ensaios de tração, compressão e torção. As diversas formas de se construir curvas de escoamento encontram-se descritas em vários trabalhos [2.8], [2.9] e [2.10]. Estas curvas apresentam um aspecto linear quando seus valores são representados num sistema de eixos cartesianos $f(k_f, \phi)$ em unidades logarítmicas. Alguns autores adaptam equações matemáticas a estas curvas com o fim de facilitar a extração de informações.

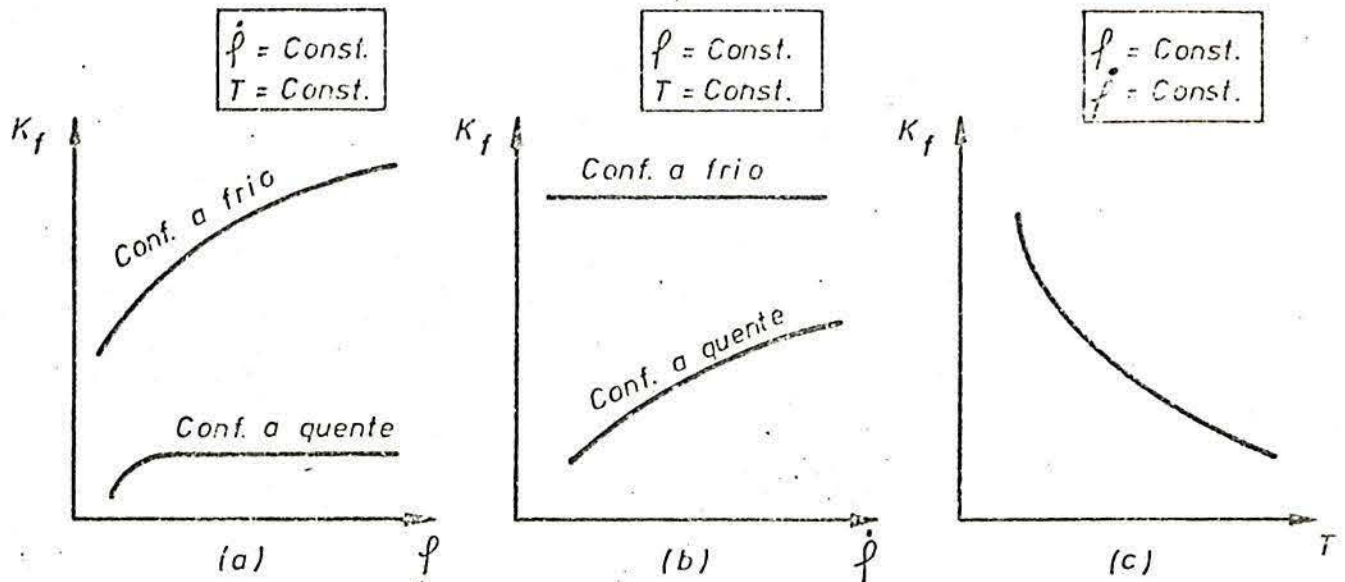


Fig. (2.3) - Variação da resistência ao escoamento com : a) a deformação, b) velocidade de deformação, c) temperatura.

2.3.2 - Influência do Atrito e da Geometria

Através de ensaios de compressão efetuados em corpos de prova cilíndricos se pode observar a influência do atrito na superfície dos corpos de prova. Na laminação o atrito externo é a força responsável pelo agarre e pelo arraste do material entre os cilindros. O atrito afeta a distribuição das tensões que agem entre os cilindros e o material e conseqüentemente à potência necessária para a conformação. Ele também controla a quantidade de redução possível de ser alcançada que poderá ser tanto maior quanto mais elevado for o coeficiente de atrito [2.11].

Também para a determinação do coeficiente de atrito se tem feito muitas experiências [2.11]. Sua determinação é dificultada na laminação de perfis. O coeficiente de atrito, que é principalmente função da temperatura do material laminado e da constituição dos cilindros, só pode ser determinado indiretamente. Isto se pode observar nas experiências realizadas por Trinks que fazia deslizar uma peça de aço quente sobre um plano inclinado de aço liso, ou ainda as experiências de Tafel que tomou o ângulo de agarre e igualou-o ao ângulo de atrito $\text{tg } \alpha = \text{tg } \delta = \mu$ [2.11]. Enquanto não existir uma forma direta de se medir o coeficiente de atrito toda uma teoria pode estar dependendo da precisão com que se determinou o mesmo.

As expressões matemáticas que fornecem o valor do coeficiente de atrito para a laminação podem ser vistas no desenvolvimento dos modelos de cálculo de força (Ítems 3.1 e seguintes) .

A geometria influi na resistência à deformação através da relação h_1/D , do diâmetro dos cilindros, da deformação $\phi = \ln h_0/h_1$ da relação diferença de altura com o diâmetro dos cilindros $\Delta h/d$, das relações h_1/d e $\Delta h/h_0$ ou $ld / ((h_0+h_1)/2)$ e da relação entre a largura e a altura do material de entrada b_0/h_0 [2.12] .

3 - MODELOS DE CÁLCULO PARA FORÇA E RESISTÊNCIA À DEFORMAÇÃO

3.1 - MODELO DE SIMS

No ano de 1954 R.B. Sims [3.1] apresentou suas fórmulas para o cálculo de força de laminação a quente em produtos planos, deduzidas a partir da teoria da plasticidade. Com o conhecimento da resistência ao escoamento esse processo de cálculo torna-se relativamente fácil. Supondo um perfeito colamento entre cilindro e material, Sims desconsiderou a influência do coeficiente de atrito, a grandeza mais imprecisa no cálculo da força de laminação.

A força de laminação é calculada por

$$F = Ad \cdot k_w \quad (3.1)$$

em que

$$Ad = \sqrt{R \cdot \Delta h} \cdot b_m \quad (\text{eq. 2.3})$$

$$k_w = k_{f_m} \cdot Q_p(R/h_1, \epsilon) \quad (3.2)$$

e

$$k_{f_m} = 1,15 \cdot k_f \quad (3.3)$$

$$Q_p = \frac{\pi}{2} \sqrt{\frac{1-\epsilon}{\epsilon}} \cdot \text{tg}^{-1} \sqrt{\frac{\epsilon}{1-\epsilon}} - \frac{\pi}{4} \sqrt{\frac{1-\epsilon}{\epsilon}} \frac{R}{h_1} \cdot \ln \frac{h_n}{h_1} + \frac{1}{2} \sqrt{\frac{1-\epsilon}{\epsilon}} \sqrt{\frac{R}{h_1}} \ln \frac{1}{1-\epsilon} \quad (3.4)$$

$$\epsilon = \frac{h_0 - h_1}{h_0} \quad (3.5)$$

$$h_n = h_1 \left(1 + \frac{v_1 - v}{v} \right) \quad (v_1 = \text{velocidade de saída da barra}) \quad (3.6)$$

A grandeza Q_p engloba a geometria na zona de deformação sob as condições de colamento. Seu valor, para o emprego prático, en

contra-se tabelado na Tab.(3.1) e na Fig. 3.1 .

A resistência ao escoamento (k_f) é proveniente das curvas de escoamento obtidas em função da temperatura (T), da deformação logaritmica (φ)

$$\varphi = \ln h_0/h_1 \quad (3.7)$$

e da velocidade de deformação ($\dot{\varphi}$)

$$\dot{\varphi} = \frac{v}{l_d} \cdot \varphi \quad (3.8)$$

Estas curvas encontram-se, para vários materiais, no Apêndice B.

Sims desenvolveu sua teoria para a laminação plana e empregou o critério de escoamento de TRESCA (Apêndice C) corrigindo o valor obtido por este critério com o fator 1,15, que aparece na eq. 3.3 (para um estado plano de tensões a tensão de escoamento de TRESCA é 15% menor que a tensão de escoamento calculada por v.MISES). Em se tratando de laminação de perfis, ou seja, um estado espacial de tensões, pode-se suprimir este fator (ver Apêndice C).

Assim

$$k_{f_m} = k_f$$

e a eq. 3.2 fica:

$$k_w = k_f \cdot Q_P \left(\frac{R}{h_1}, \epsilon \right) \quad (3.9)$$

Aplicações do modelo de Sims para cálculos de força podem ser encontrados em [3.2] , [3.3] e [3.4] .

Tab. 3.1 - VALORES NUMÉRICOS DA
FUNÇÃO Q_p ($R/h_1, \epsilon$).

$\Delta h/h_0$	$\frac{R}{h_1}$	Q_p	$\Delta h/h_0$	$\frac{R}{h_1}$	Q_p
0,1	5	0,9513	0,1	100	1,5976
0,2		1,0109	0,2		1,9630
0,3		1,0485	0,3		2,2628
0,4		1,0685	0,4		2,5232
0,5		1,0719	0,5		2,7563
0,6		1,0545	0,6		2,9549
0,1	10	1,0285	0,1	150	1,7814
0,2		1,1257	0,2		2,2387
0,3		1,1952	0,3		2,6129
0,4		1,2443	0,4		2,9422
0,5		1,2761	0,5		3,2407
0,6		1,2852	0,6		3,5021
0,1	20	1,1371	0,1	200	1,9397
0,2		1,2363	0,2		2,4699
0,3		1,4006	0,3		2,9061
0,4		1,4908	0,4		3,2943
0,5		1,5609	0,5		3,6486
0,6		1,6072	0,6		3,9630
0,1	30	1,2219	0,1	250	2,0776
0,2		1,4093	0,2		2,6694
0,3		1,5567	0,3		3,1678
0,4		1,6795	0,4		3,6066
0,5		1,7792	0,5		4,0103
0,6		1,8528	0,6		4,3684
0,1	50	1,3521	0,1	300	2,2012
0,2		1,6044	0,2		2,8570
0,3		1,8066	0,3		3,3996
0,4		1,9763	0,4		3,8279
0,5		2,1234	0,5		4,3354
0,6		2,2413	0,6		4,7353

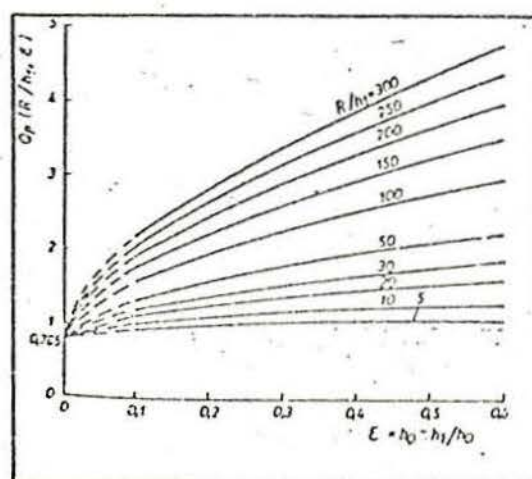


Fig. 3.1 - Função Q_p conforme R.B.SIMS[3.1].

3.2 - MODELO DE EKELUND

Entre os métodos semi-empíricos a fórmula de Ekelund não é somente a mais antiga como também a mais conhecida [3.5]. Para o caso de laminação de perfis é normalmente apresentada da seguinte forma [3.6] :

$$F = Ad.k_w \quad (3.10)$$

em que

$$Ad = \sqrt{R \cdot \Delta h} \cdot b_m \quad (\text{eq. 2.3}) \quad (3.11)$$

$$k_w = K.k_f \quad (3.12)$$

e

$$K = 1 + \frac{1,6 \mu \cdot \sqrt{R (h_o - h_l)} - 1,2 (h_o - h_l)}{h_{o_m} + h_{l_m}} \quad (3.13)$$

$$k_f = \sigma + \eta \cdot \dot{\phi} \quad (3.14)$$

sendo

μ = coeficiente de atrito

$$\mu = (1,05 - 0,0005 T \text{ } ^\circ\text{C}) \text{ para cilindros de ferro fundido} \quad (3.15)$$

$$\mu = 0,8(1,05 - 0,0005 T \text{ } ^\circ\text{C}) \text{ para cilindros de aço} \quad (3.16)$$

σ = resist. ao escoamento, num ensaio uniaxial, com $\dot{\phi}=0$

$$\sigma = (14 - 0,01 T \text{ } ^\circ\text{C}) (1,4 + C\% + Mn\% + 0,3 Ca\%) \quad (3.17)$$

η = coeficiente de plasticidade do material laminado ($\text{kgf} \cdot \text{s}^2 / \text{mm}^2$)

$$\eta = 0,01(14 - 0,01 T \text{ } ^\circ\text{C}) C_v \quad (C_v \text{ de [3.7]}) \quad (3.18)$$

$$\text{onde } C_v = 1,094 \cdot e^{-0,03v} \text{ para } v > 3 \text{ m/s}$$

$$C_v = 1 \text{ para } v \leq 3 \text{ m/s}$$

$\dot{\phi}$ = velocidade de deformação

$$\dot{\phi} = \frac{2v \cdot \sqrt{\frac{h_0 - h_1}{R}}}{h_{0m} + h_{1m}} \quad (3.19)$$

R = raio do cilindro no fundo do calibre em mm

v = velocidade periférica no fundo do calibre em mm/s

h_m = largura média do material dado pela eq. 2.4

Para o cálculo de secções não retangulares ou laminações em calibres utiliza-se, para fins práticos, valores médios de altura, obtidos da expressão

$$h_m = c \cdot h_{\max} \quad (3.20)$$

onde h_{\max} é a altura no fundo do canal e C um coeficiente cujo valor para alguns tipos de passes é encontrado na Tab. 3.2.

TABELA 3.2 - COEFICIENTES C PARA O CÁLCULO DA ALTURA MÉDIA [3.6]	
Tipo de Passe	Coeficiente C
Calibre com pequeno raio de concor - dância	0,63
Calibre com cantos vivos	0,55
Calibres redondos	0,79
Calibre oval	0,67 - 0,85
Calibres verticais	0,50 - 0,65

3.3 - MODELO DE GELEJI

Geleji também partiu de dados experimentais e chegou à seguinte expressão [3.8]

$$F = Ad \cdot k_w \quad (3.21)$$

em que

$$Ad = l_d \cdot b_m = \sqrt{R_m \cdot \Delta h_m} \cdot b_m \quad (3.22)$$

$$k_w = k_f \cdot K \quad (3.23)$$

$$k_f = \sigma (1 + 0,05 \cdot \phi) \quad (3.24)$$

$$K = 1 + 0,1778 \cdot C \cdot \mu \cdot \frac{l_d}{h_m} \sqrt[4]{v} \quad (3.25)$$

onde

$$C_{0,25-1} = 17,0 \left(\frac{l_d}{h_m}\right)^2 - 29,85 \left(\frac{l_d}{h_m}\right) + 18,34 \quad \text{para } 0,25 \leq \frac{l_d}{h_m} \leq 1 \quad (3.26)$$

$$C_{1-3} = 0,8 \left(\frac{l_d}{h_m}\right)^2 - 4,9 \left(\frac{l_d}{h_m}\right) + 9,6 \quad \text{para } 1 < \frac{l_d}{h_m} < 3 \quad (3.27)$$

$$C_{3-15} = 0,013 \left(\frac{l_d}{h_m}\right)^2 - 0,293 \left(\frac{l_d}{h_m}\right) + 2,862 \quad \text{para } 3 \leq \frac{l_d}{h_m} \leq 15 \quad (3.28)$$

e

μ = coeficiente de atrito

$$\mu = 1,05 - 0,0005 T \text{ } ^\circ\text{C} - 0,056v \quad \text{para cilindros de a}\tilde{c}\text{o} \quad (3.29)$$

$$\mu = 0,94 - 0,0005 T \text{ } ^\circ\text{C} - 0,056v \quad \text{para cilindros de fer} \quad \text{-} \quad (3.30)$$

$$\mu = 0,82 - 0,0005 T \text{ } ^\circ\text{C} - 0,056v \quad \text{para cilindros de a}\tilde{c}\text{o po} \quad \text{-} \quad (3.31)$$

v = velocidade de deslizamento da barra em mm/s

$$v = R_m \cdot \pi \cdot n / 30 \quad (\text{ em mm/s }) \quad (3.32)$$

n = rota\~{c}\~{a}\~{o} em RPM

R_m = Raio m\~{e}dio

$$R_m = \frac{1}{2} (D_C - A_{1/b_m}) \quad (\text{ em mm }) \quad (3.33)$$

D_C = dist\~{a}ncia entre centro dos cilindros

b_m = largura média do material dada pela eq. 2.4

h_m = altura média entre material na entrada (h_{o_m}) e na saída (h_{l_m})

$$h_m = (h_{o_m} + h_{l_m})/2 \quad (3.35)$$

h_{o_m} = altura média da secção de entrada

$$h_{o_m} = A_o/b_m \quad (3.36)$$

h_{l_m} = altura média da secção de saída

$$h_{l_m} = A_l/b_m \quad (3.37)$$

$$h_m = h_{o_m} - h_{l_m} \quad (3.38)$$

σ = tensão de escoamento obtida num ensaio uniaxial estático. Seu valor pode ser calculado teoricamente [3.9] pela eq. 3.17 .

l_d = arco de contato

$$l_d = \sqrt{R_m \cdot \Delta h_m} = \sqrt{R_m (h_{o_m} - h_{l_m})} \quad (3.39)$$

$\dot{\phi}$ = velocidade de deformação

$$\dot{\phi} = \Delta h_m \cdot v / (h_m \cdot l_d) \quad (3.40)$$

4 - MÉTODO PARA DETERMINAÇÃO DA RESISTÊNCIA À DEFORMAÇÃO COM UM MARTELO DE QUEDA

4.1 - CONSIDERAÇÕES GERAIS

Solta-se um corpo de massa m afastado de uma determinada altura do corpo de prova, este atinge o corpo de prova provocando uma certa velocidade de deformação que vai diminuindo até zero, quando pára o processo de deformação. A geometria do corpo de prova é cilíndrica e de relação altura/diâmetro menor que 2. A temperatura da amostra é medida por um termopar e um conjunto de instrumentos mede dinamicamente a velocidade do martelo. Mostra-se que a resistência à deformação (k_w) pode ser calculada conhecendo-se a massa m do martelo (Fig. 4.1), a velocidade v de impacto do martelo no corpo de prova, a deformação total da amostra e o volume da mesma.

Embora as condições geométricas destes ensaios sejam diferentes das condições verificadas nas gaiolas de laminação existe uma relação entre o k_w determinado desta forma e o k_w real nas condições de laminação (eq. 2.6). Desta forma os valores de k_w obtidos com o martelo servem para estimar a variação de k_w na laminação quando mudar a temperatura ou alterar a composição química do material laminado. Assim, através de simples ensaios de laboratório pode-se ter uma idéia sobre o que poderá ocorrer nos canais de laminação quando, por exemplo, se adiciona nióbio, que acarreta um sensível aumento na resistência à deformação [4.1].

4.2 - DETERMINAÇÃO DA VELOCIDADE DE DEFORMAÇÃO

A velocidade de deformação não depende apenas da velocidade de trabalho da máquina, mas depende também do deslocamento do material. Na compressão a velocidade de deformação é definida como [4.2]:

$$\dot{\phi} = \frac{d\phi}{dt} = \frac{d\phi}{dh} \cdot \frac{dh}{dt}$$

onde ϕ é a deformação logarítmica, t o tempo e h a altura instantânea do corpo de prova sendo

$$d\phi = \frac{d(\ln \frac{h}{h_0})}{dh} = \frac{1}{h}$$

e

$$\frac{dh}{dt} = v_h$$

vem

$$\dot{\phi} = \frac{v_h}{h} \quad (\text{mm/s.mm}) \quad \text{ou} \quad (\text{s}^{-1})$$

onde v_h é a velocidade da máquina .

No martelo de queda existente no laboratório de Conformação Mecânica da U.F.R.G.S. tem-se para uma velocidade de queda de 3,3 m/s uma velocidade de deformação inicial em torno de 150 s^{-1} , dependendo da altura do corpo de prova. No martelo de queda a velocidade de deformação varia portanto, de um valor em torno de 150 s^{-1} , até um valor igual a zero. Na laminação também se tem uma alta velocidade de deformação no início ($\approx 30 \text{ s}^{-1}$ na laminação 1), quando a barra toca os cilindros, e uma velocidade zero quando a barra deixa os cilindros. No capítulo 6 pode-se ver os valores médios da velocidade de deformação para a laminação 1 e para a laminação 2.

4.3 - MÉTODO USADO PARA DETERMINAÇÃO DA RESISTÊNCIA À DEFORMAÇÃO NO LABORATÓRIO

Desprezando-se o atrito, a força de conformação (F_{id}) na compressão axial de um corpo de prova cilíndrico é dada como o produto da secção deformada (A_d) pela resistância ao escoamento (k_f), sendo A_d a secção deformada perpendicular à direção de atração da força .

$$F_{id} = A_d \cdot k_f \quad (\text{em kgf})$$

Considerandô-se a existência de atrito, a verdadeira força de conformação é :

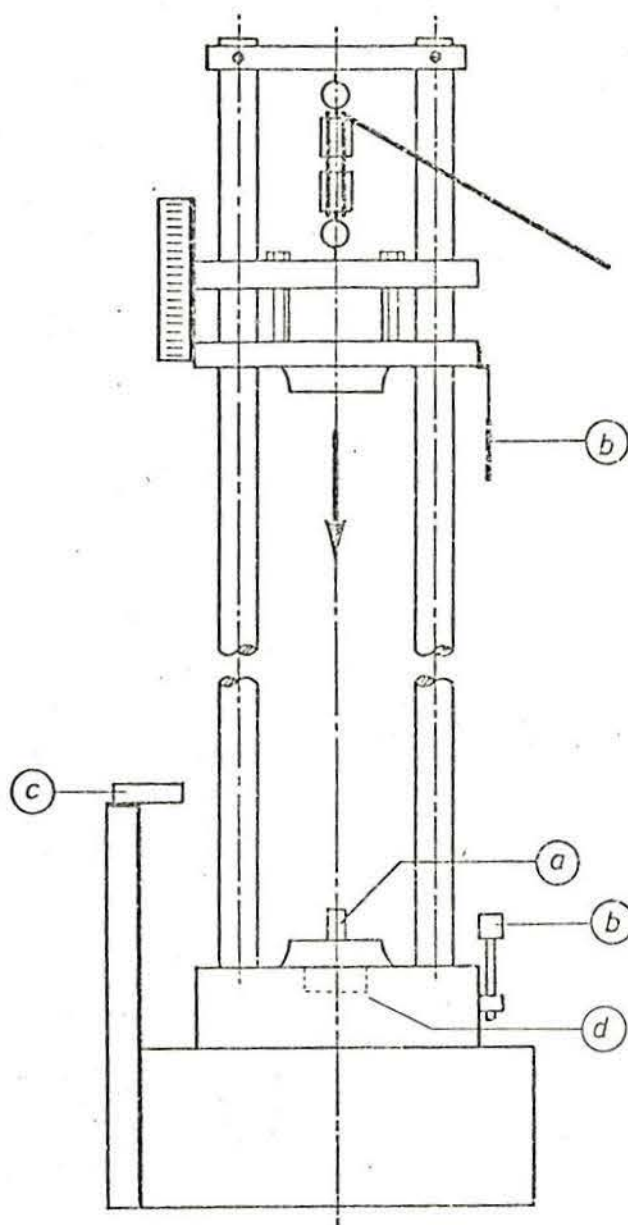


Fig. 4.1 - Martelo de queda utilizado para a determinação da resistência à deformação (construção: H.P. Liebig). a) - Corpo de prova; b)- Sistema de indutância para medir a deformação; c) - célula foto-elétrica para medir a velocidade; d) célula de carga para medir a força .

$$F = Ad.k_f/\eta_F = Ad.k_w \quad (\text{ em kgf })$$

onde η_F é o rendimento.

Conhecendo-se a deformação dh determina-se o trabalho de conformação dT_r [4.3] por :

$$dT_r = F.dh = Ad.k_w.dh \quad (\text{ em kgf.m })$$

Pela constância de volume

$$Ad = V/h$$

e

$$dT_r = V. \left(\frac{dh}{h} \right) . k_w \quad (\text{ em kgf.m }) \quad [4.1]$$

Considerando-se k_w constante e integrando de h_0 até h vem:

$$T_r = V. \ln \frac{h}{h_0} . k_w \quad (\text{ em kgf.m }) \quad [4.2]$$

de modo que

$$k_w = \frac{T_r}{V. \phi_h} \quad (\text{ em kgf/mm}^2 \text{)}$$

Como o trabalho é igual à energia cinética no instante em que o martelo toca o corpo de prova, tem-se :

$$k_w = \frac{1}{2} \frac{m.v_h^2}{V. \phi_h} \quad [4.3]$$

onde m é a massa do martelo e v_h é a velocidade do martelo.

O valor de k_w obtido da eq. (4.3) é menor do que o valor real pois para se chegar a esta equação pressupoz-se na integração da equação (4.1) $k_w = \text{constante}$. Portanto o valor obtido na eq. (4.2) é o trabalho médio e o k_w correspondente é o k_w médio.

Duas análises feitas após os testes mostram a relação entre o k_w determinado a partir da energia cinética eq. (4.3), a partir da força máxima, da velocidade de deformação e das curvas de escoamento :

a) k_w determinado a partir da força máxima

Calculando-se (eq. 2.6) k_w por :

$$k_w = \frac{F_{\max}}{A_d}$$

onde F_{\max} é a força máxima e A_d a área de contato correspondente ; obtém-se para k_w um valor duas vezes maior (20% de incerteza) que o valor obtido a partir da eq. 4.3 . Isto pode-se explicar pela suposição feita de que o comportamento da variação de k_w com a deformação seja linear (fig.4.3) .

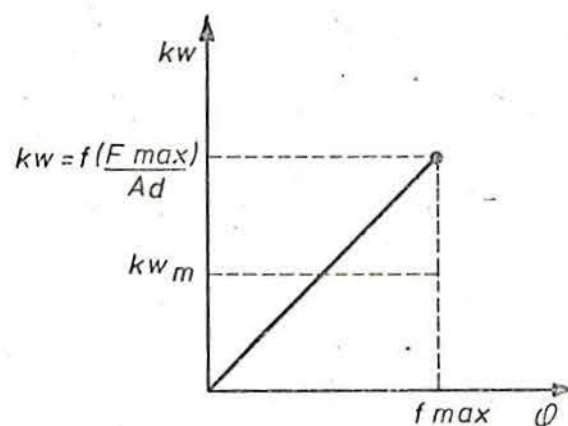


Fig. 4.3 - Representação esquemática de $k_w = f(\phi)$

A força foi medida com uma célula de carga (fig. 4.1) pelo princípio descrito no capítulo 5 . O registro da força foi feita num registrador marca Siemens (Oscillofil) .

- b) k_w determinado a partir da velocidade de deformação média ($\dot{\phi}_m$) e das curvas de escoamento (Apêndice B) :

Nesta análise levanta-se experimentalmente com o martelo um gráfico da deformação (ϕ) em função do tempo (t) (fig.4.4).

A partir desta figura, avalia-se o valor médio $\dot{\phi}_m$ da velocidade de deformação encontrando-se $\dot{\phi}_m = 105 \text{ s}^{-1} \pm 15\%$

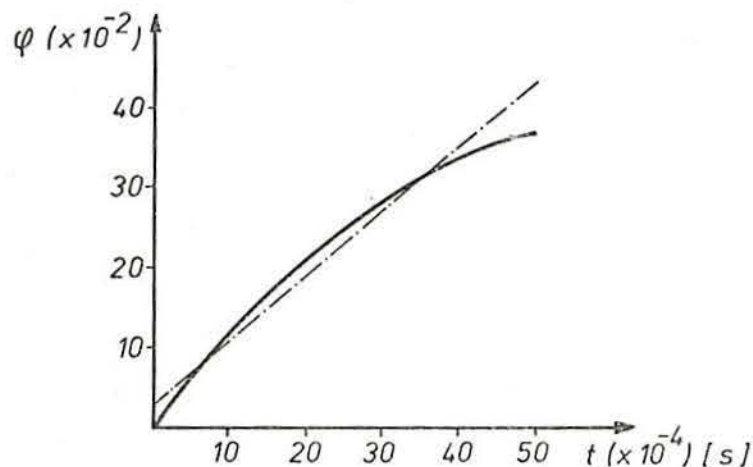


Fig. 4.4 - Representação de $\phi = f(t)$ para um aço SAE 1010 a 1150°C .

Com o valor da velocidade de deformação $\dot{\phi}_m = 105 \text{ s}^{-1}$ e deformação $\phi = 0,5$ e com a temperatura $T = 1150^\circ\text{C}$, entra-se no gráfico de $k_f = (\phi, \dot{\phi}, T)$ - Apêndice B, e tira-se o valor de $k_f = 14 \text{ kgf/mm}^2 \pm 20\%$.

Sendo a eficiência entre k_w e k_f dados por [4.4]

$$\eta_f = \frac{k_f}{k_w} = 0,85$$

tem-se que

$$k_w = (17 \pm 3) \text{ kgf/mm}^2$$

sendo que a partir da eq. 4.1 obtém-se

$$k_w = (10 \pm 1,5) \text{ kgf/mm}^2$$

(vide tabela 6.5)

O valor de k_w calculado a partir da energia cinética é obtido quando se toma a área sob a curva $k_w = f(\phi)$ considerando-se k_w constante em função da deformação (fig.4.5)

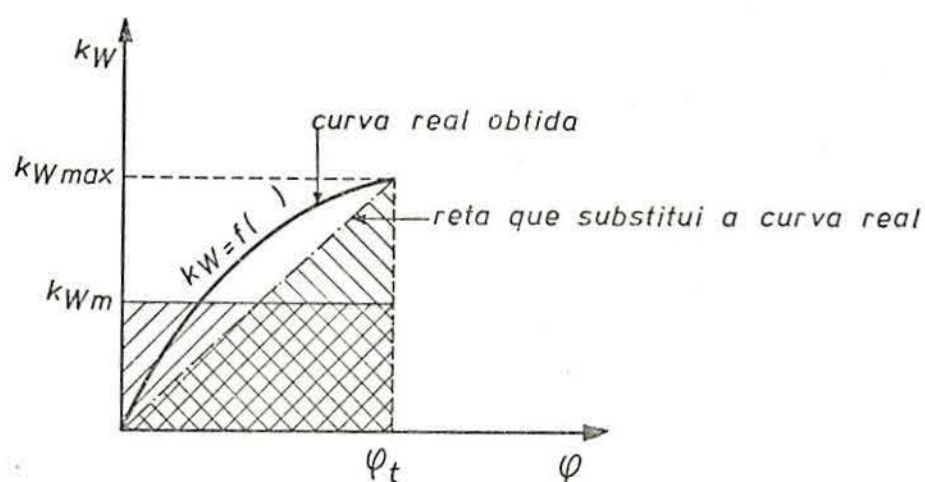


Fig. 4.5 - Representação esquemática da variação de k_w com a deformação ϕ .

Partindo-se desta suposição a relação

$$\frac{k_{w \text{ max}}}{k_{w \text{ m}}}$$

é no máximo igual a 2 quando substituirmos a curva $k_w = f(\phi)$ por uma reta

Deve-se observar ainda que o valor da energia cinética calculada na eq. 4.1 com uma incerteza $\pm 15\%$ (tab.6.5) é igual à energia cinética obtida pela área abaixo da curva $k_w = f(\phi)$ (fig. 4.5) obtida a partir dos registros de força, tempo e deformação (incerteza $\pm 20\%$).

5 - PROJETO, CONSTRUÇÃO E CALIBRAÇÃO DE UM SENSOR PARA MEDIR ESFORÇOS DE COMPRESSÃO

5.1 - GENERALIDADES

O sensor para medir esforços de compressão consiste essencialmente de um anel de aço (onde são colados extensômetros) e de proteções (contra água e para melhor distribuição de tensões). A fig. 5.1 mostra dois tipos de sensores construídos.

Os sensores medem esforços de compressão até 80 toneladas e sua precisão é 5% . A pequena altura destes sensores possibilita colocá-los entre o mancal e o fuso de aperto dos laminadores convencionais (fig. 6.1) e desta forma medir esforços de laminação;

5.2 - CARACTERÍSTICAS MECÂNICAS

5.2.1 - Características do anel sensor

O anel sensor deve ser construído de um aço com alta tensão de escoamento e com uma dureza superficial de aproximadamente 58 a 60 R_C .

As dimensões do anel (fig. 5.2a) são escolhidas de modo que o mesmo se deforme sempre na região elástica e para evitar a flambagem deve-se observar as relações

$$\frac{d_{\text{ext}}}{d_{\text{int}}} \geq 2 \quad (5.1)$$

$$\frac{d_{\text{ext}}}{h} \geq 3,5 \quad (5.2)$$

onde d_{ext} é o diâmetro externo, d_{int} é o diâmetro interno e h é a altura do anel. As forças a serem medidas são aplicadas na direção axial e sobre a superfície superior (ou inferior) do anel.

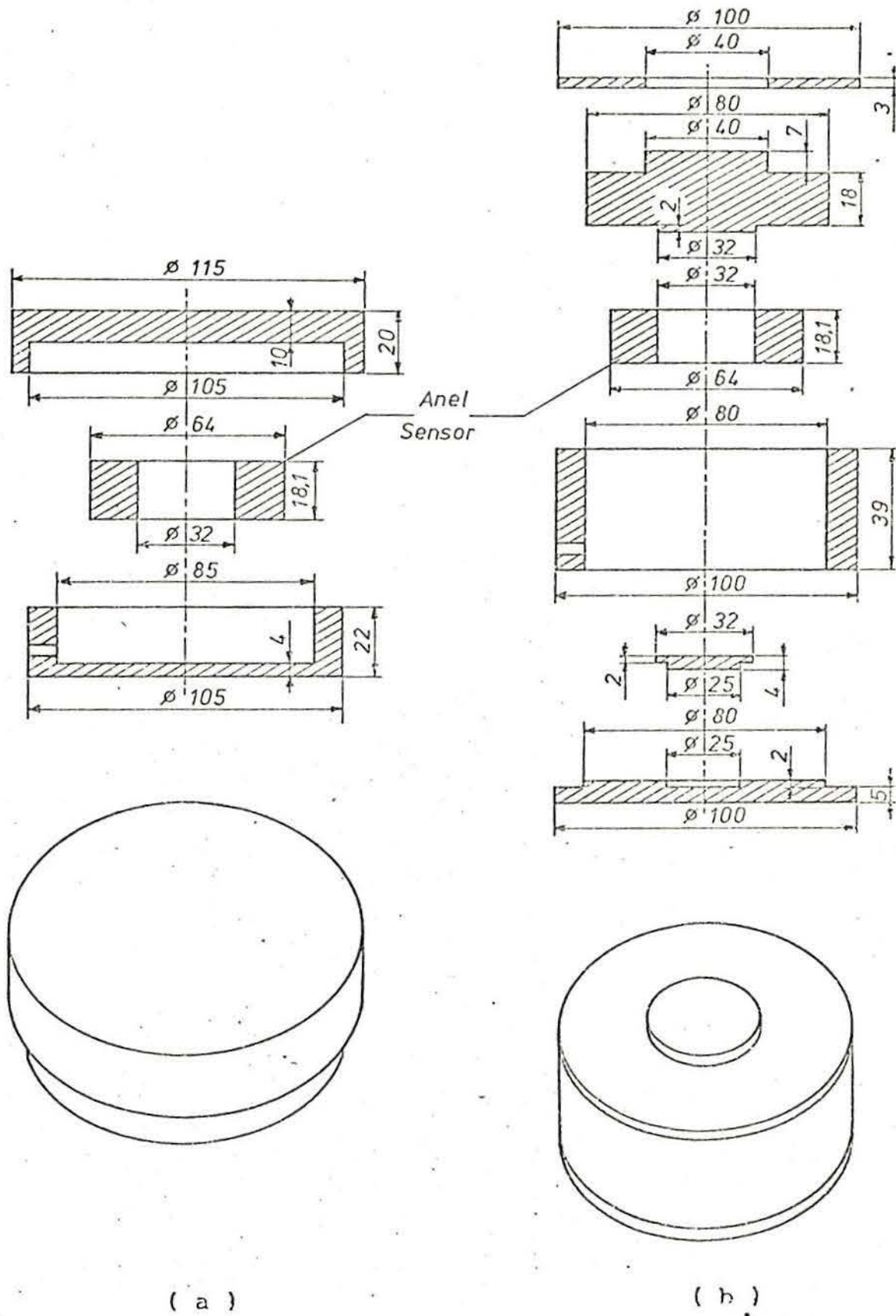


Fig. 5.1 - a) - Sensor ou célula de carga construído para a laminação 1.

b) - Sensor ou célula de carga construído para a laminação 2 .

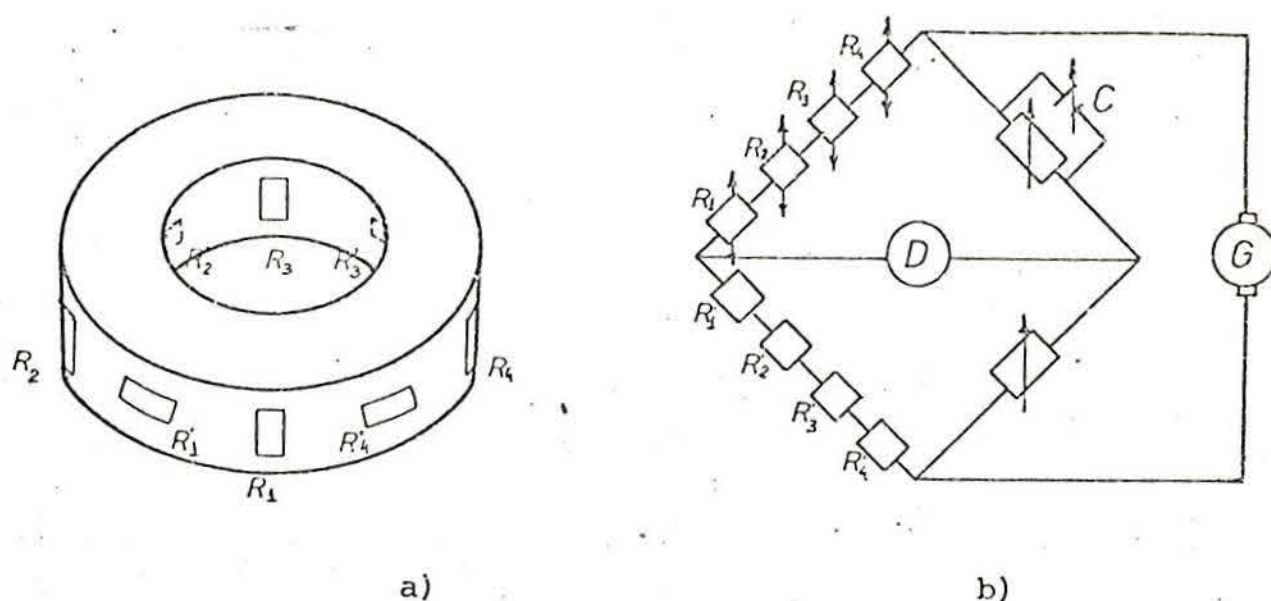


Fig. 5.2 - a) Esquema do cilindro ou anel sensor.

b) Ligação dos extensômetros na ponte de Wheatstone.

Os elementos (fig. 5.2a) que medem a deformação elástica ("strain gauge " ou extensômetros), colocados na superfície - e externa do anel sensor, estão ligados a uma ponte de Wheatstone (fig. 5.2b) que mede um sinal proporcional à deformação relativa (ϵ) do anel. As resistências R_i ($i = 1...4$) na fig. 5.2 são sensíveis às deformações axiais, as resistências R'_i ($i = 1...4$) são sensíveis às deformações radiais do anel.

Sendo A a superfície do anel na qual está sendo aplicada - da uma força F (no sentido axial) , a tensão correspondente a força F será :

$$\sigma = F/A = E \cdot \epsilon_{\text{axial}} \quad (5.3)$$

onde E é o módulo de elasticidade do anel. (para o aço $E = 21.000 \text{ kgf/mm}^2$).

A fig. 5.2 mostra que os extensômetros estão montados e ligados numa montagem "tipo Poisson", assim os extensômetros R'_i ($i = 1...4$) não só compensam flutuações de temperatura ambiente -

te (Apêndice D) como aumentam o sinal de desbalanço em 30% (supondo o coeficiente de Poisson igual a 0,3 [5.1]). Nestas condições a eq. 5.3 fica :

$$\sigma = F/A = \frac{1}{1,3} \cdot E \cdot \epsilon_{\text{ponte}} \quad (5.4)$$

A deformação ϵ é fixada em função da sensibilidade do equipamento disponível. A ponte utilizada permite ler $\epsilon = 0,001$ m/m . Sendo o valor médio esperado para a força (F) de 40 toneladas, tem-se pela eq. 5.4 :

$$A = \frac{40000 \cdot 1,3}{21000 \cdot 0,001} = 2476 \text{ mm}^2$$

Como a secção do anel é dada pela expressão :

$$A = \frac{\pi}{4} (D_{\text{ext}}^2 - D_{\text{int}}^2)$$

e considerando as condições de flambagem eq. 5.1 e 5.2, determina-se :

$$D_{\text{ext}} = 64 \text{ mm}$$

$$D_{\text{int}} = 32 \text{ mm}$$

$$h = 18 \text{ mm}$$

5.2.2 - Característica das proteções

As proteções mostradas na fig. 5.1a foram ineficientes quanto à vedação contra água e quanto à proteção contra choques. Na tentativa de diminuir a faixa de erro, provocado pelas superfícies de contato sobre o anel (fig. 5.3), desenvolveu-se um outro projeto que deveria resolver os problemas de proteção contra choque, umidade, temperatura e distribuição de tensões (figura 5.1b).

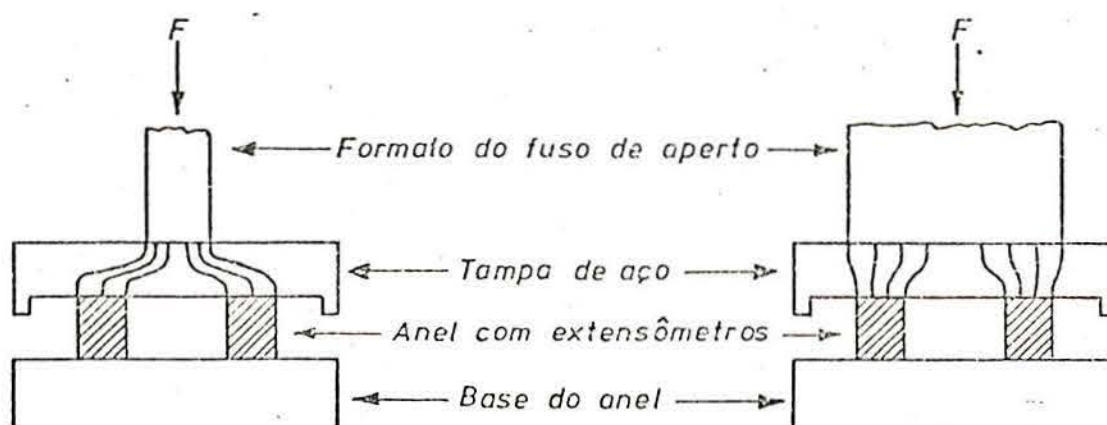


Fig. 5.3 - Distribuição das linhas de força em função da área de contato .

O aço usado tanto para as proteções como para o anel foi VC-131 (DIN X210 Cr W 12), aço para trabalho a frio, com alto teor de carbono e cromo.

5.3 - CARACTERÍSTICAS ELÉTRICAS

Os extensômetros (ver Apêndice D) são colados na superfície externa do anel numa montagem tipo "Poison" (fig. 5.2b) e ligados a uma ponte de Wheatstone [5.2] que fornece o sinal de desbalanço proporcional à deformação elástica do anel quando forças atuarem sobre o mesmo.

Os extensômetros usados foram da firma Hottinger Baldwin Messtechnik GmbH, tipo 6/120 LY 11, o valor da resistência era 120 Ω e com um fator de sensibilidade (gauge factor) $K = 2,07$. As pontes utilizadas são da mesma firma, tipo KWS/T - 5 .

5.4 - CALIBRAÇÃO DAS CÉLULAS DE CARGA

Nas calibrações dos sensores (ou células de carga) utilizou-se um anel dinamométrico, tipo WAZAU, capacidade 300 toneladas, com certificado de calibração da Bundesanstalt fuer Materialpruefung - Berlin - Alemanha Ocidental (fig. 5.4).

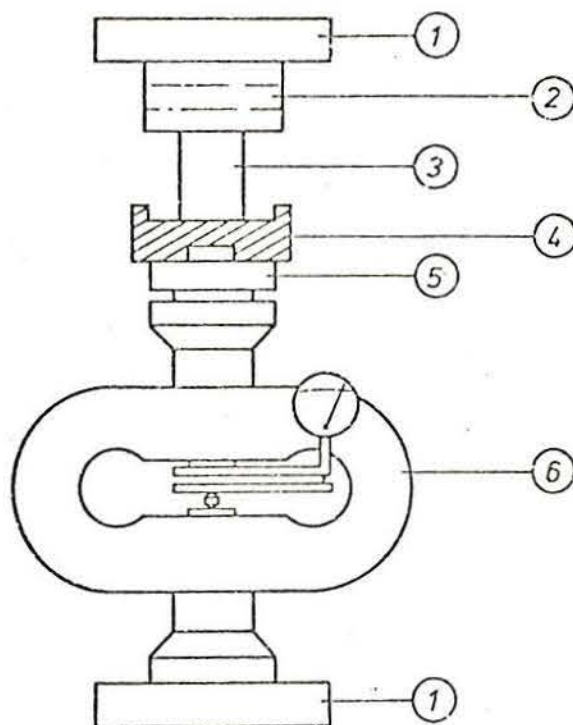


Fig. 5.4 - Anel dinamométrico com a célula de carga na posição de calibração. 1 - suporte da prensa; 2 - placas de distribuição de tensões; 3 - peça simuladora do fuso de aperto; 4 - copo de segurança; 5 - célula de carga; 6 - anel dinamométrico.

Registrou-se num gráfico a relação existente entre o carregamento (força) sobre o anel e o sinal (volts) emitido pela ponte (fig. 5.5).

A fig. 5.6 mostra as curvas de calibração, força = f (tensão), obtidas no anel dinamométrico para os tipos de sensores vistos na fig. 5.1. As curvas obtidas representam o valor médio de um conjunto de ensaios. Na calibração das células de carga usadas na laminação 1 variou-se a área de aplicação da força. A menor área utilizada foi a de um tarugo de 31 mm de diâmetro e a maior foi a de um tarugo de 82 mm (diâmetro aproximado dos fusos de aperto das laminadoras). Deste modo determinou-se os erros dos valores de tensão (V) registrados nas curvas de calibração (fig. 5.6). Nas condições de laminação a dimensão do diâmetro de contato do fuso de aperto com as tampas do sensor (caso laminação 1) situa-se entre 31 e 82 mm,

de modo que as curvas de calibração podem ser utilizadas dentro dessa faixa de tolerância.

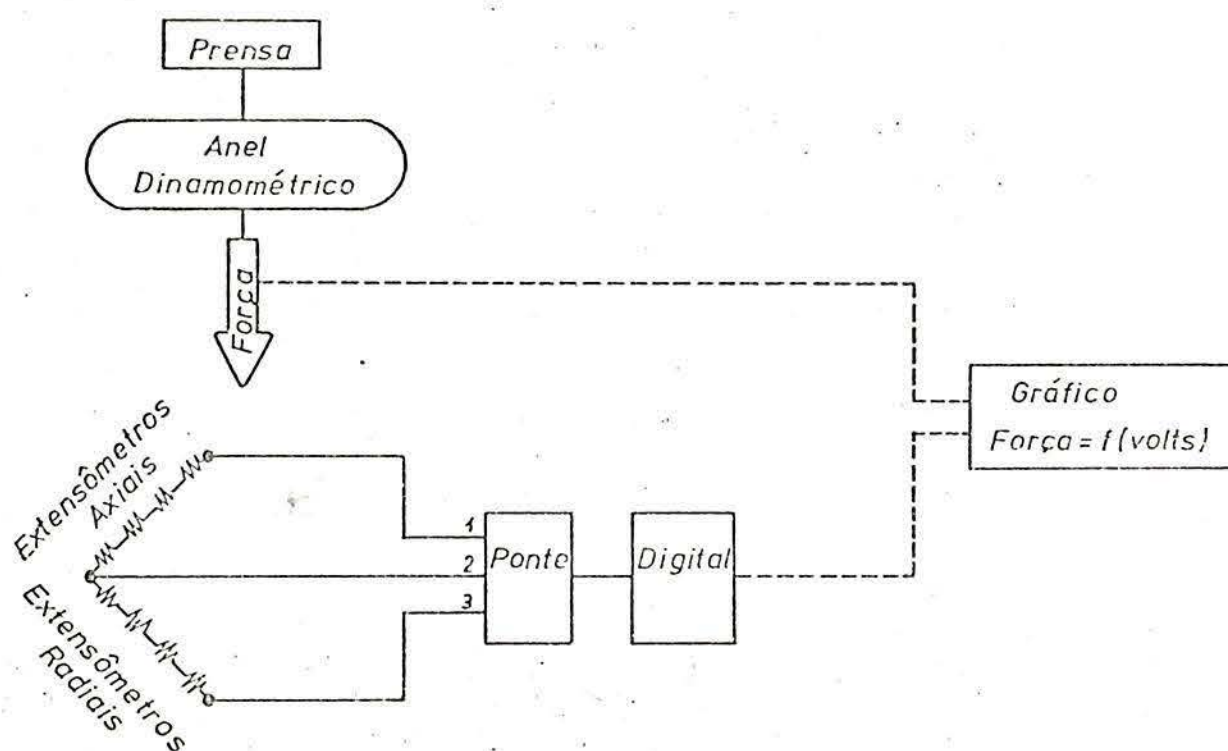


Fig. 5.5 - Esquema de Conjunto: calibração da célula de carga (sensor) .

Na calibração dos sensores usados na laminação 2 procedeu-se da mesma forma mas com a introdução do copo de segurança.

5.5 - UTILIZAÇÃO DOS SENSORES PARA MEDIR FORÇA DE LAMINAÇÃO NA INDÚSTRIA

A fig. 5.7 mostra o posicionamento dos sensores nas gaiolas de laminação. A diferença entre uma montagem e outra ocorre em virtude da disponibilidade de espaço e das dimensões do copo de segurança.

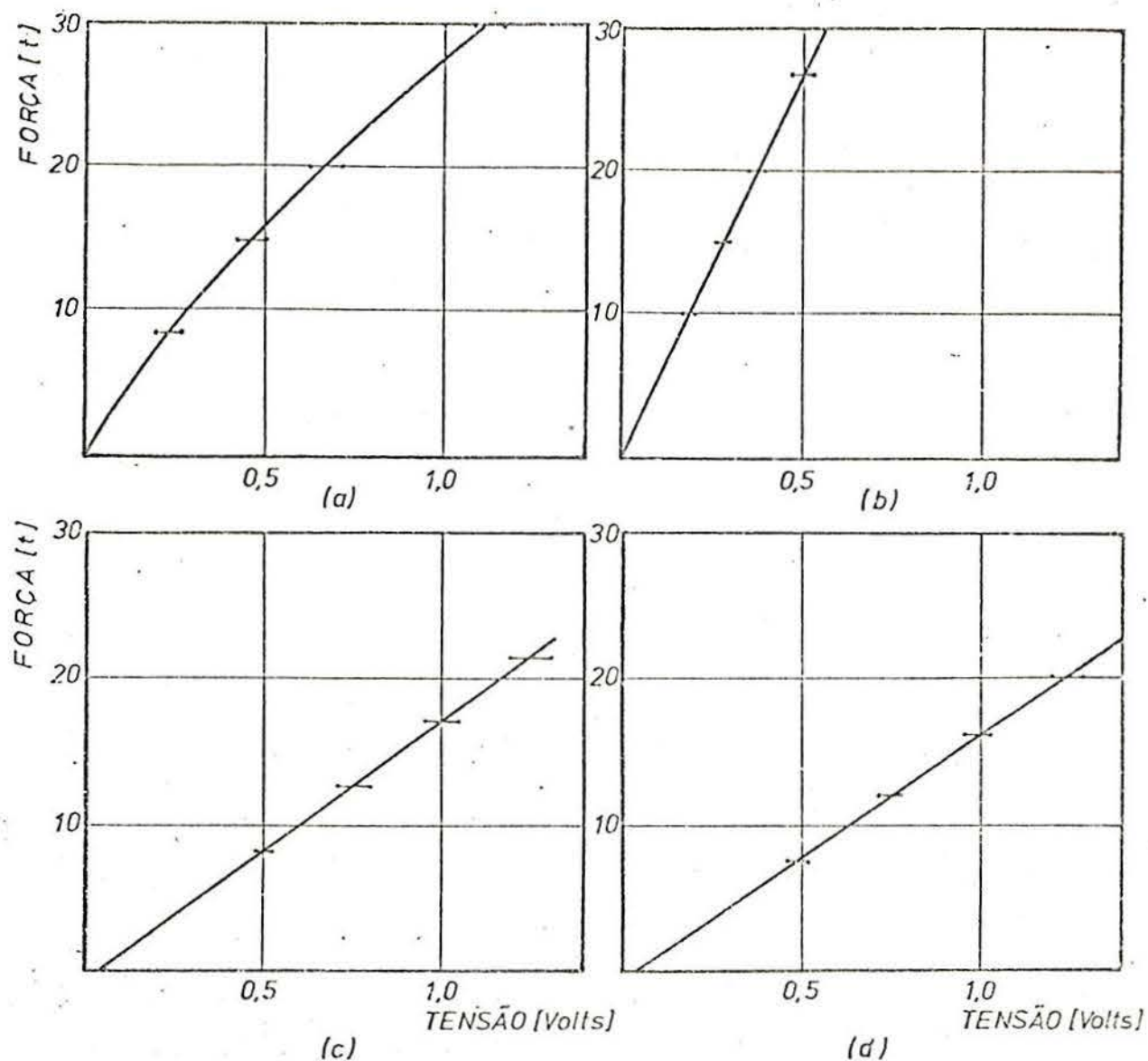


Fig. 5.6 - Curvas de calibração para os sensores usados:
 a) - no mancal esquerdo da laminação 1; b) - no mancal direito da laminação 1; c) - no mancal direito da laminação 2 ; d) - no mancal esquerdo da laminação 2 .

Na indústria registrou-se o sinal emitido pela célula de carga para posteriormente através da calibração determinar a força. A fig. 5.8 mostra esquematicamente como se determina a força. A célula de carga fornece um sinal à ponte e esta ao registrador. O registrador fornece a relação entre os centímetros de papel e a diferença de potencial.

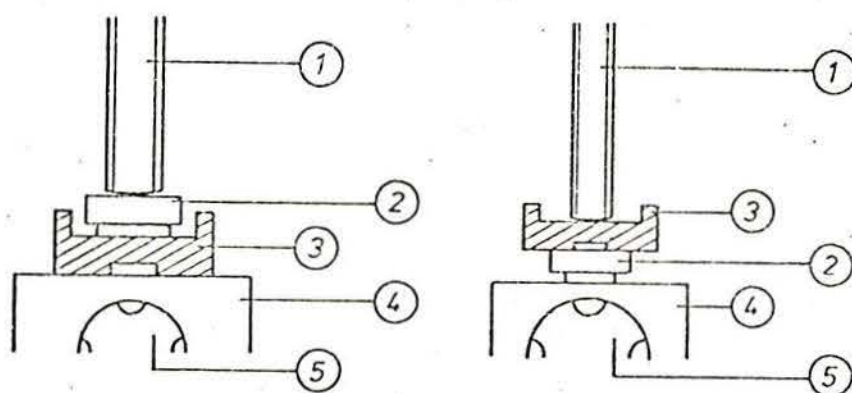


Fig. 5.7 - a) - posicionamento do sensor na laminação 1.
 b) - posicionamento do sensor na laminação 2.
 1 - fuso de aperto; 2 - célula de carga (sensor); 3 - copo de segurança; 4 - mancal superior; 5 - pescoço do cilindro superior.

Posteriormente a curva de calibração dá a relação entre a diferença de potencial e a força.

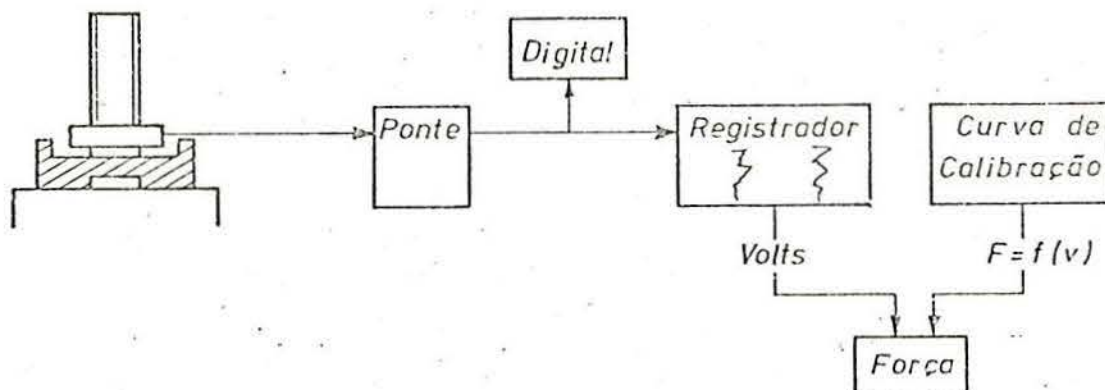


Fig. 5.8 - Representação esquemática da conversão do sinal, emitido pelo sensor, em força.

A fig. 5.9 nos mostra um dos registros de força, onde se tem no eixo das ordenadas os centímetros de papel já convertidos em força. No eixo das abscissas se tem o tempo (velocidade do papel do registrador).

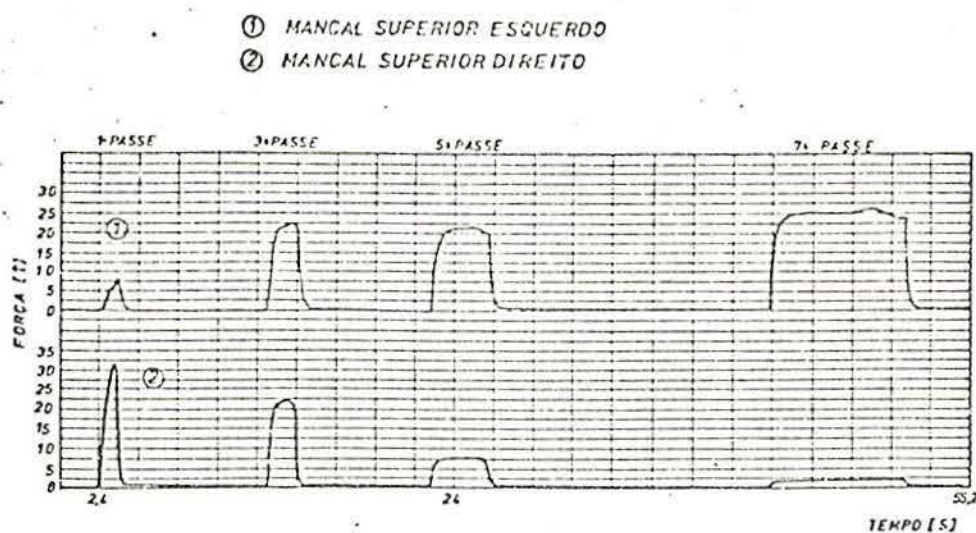


Fig. 5.9 - Registro de força nos dois mancais superiores.
 (laminação 1) .

Para registrar as medidas usou-se um registrador Philips, tipo PM 800, com dois canais.

6 - MEDIDAS, RESULTADOS E DISCUSSÃO6.1 - RESULTADO DAS MEDIDAS DE FORÇA E RESISTÊNCIA À DEFORMAÇÃO6.1.1 - As forças obtidas nas laminações 1 e 2

A Tab.. 6.1 mostra as dificuldades encontradas nas 10 experiências realizadas na indústria. O funcionamento perfeito do conjunto mecânico-eletrônico com registro simultâneo da variação de força nos 2 mancais foi obtido em três experiências. Vários ensaios com êxito parcial confirmam a representatividade dos dados obtidos. A lista de operações preliminares é : ajuste do balanço (parte real e imaginária) do sinal de saída das pontes , ajuste da sensibilidade de saída das pontes, ajuste do ganho dos registradores e verificação do nível de ruído.

TABELA (6.1) - NÚMERO DE EXPERIÊNCIAS REALIZADAS NA INDÚSTRIA.			
EXPERIÊNCIA	DATA	LOCAL	OBSERVAÇÕES
1	13/04/75	Laminação 2	Medidas desprezadas devido ao excesso de ruído nos dois sensores.
2	06/06/75	Laminação 2	Somente um anel funcionou, no outro foi destruída a proteção.
3	27/06/75	Laminação 1	Somente um dos anéis funcionou, no outro havia um excesso de ruído.
4	15/07/75	Laminação 1	Os dois anéis funcionaram, mas as proteções não casaram com os fuzos de aperto.
5	06/08/75	Laminação 1	Obteve-se sucesso nas medições.
6	23/10/75	Laminação 2	Um dos anéis não funcionou.
7	27/10/75	Laminação 2	Um dos anéis não funcionou e no outro havia um constante desbalanço.
8	04/11/75	Laminação 2	Medidas consideradas boas, houve problema na calibração dos sensores.
9	08/06/75	Laminação 2	Obteve-se sucesso nas medições.
10	09/06/75	Laminação 2	Obteve-se sucesso nas medições.

O nível de ruído pode ser minimizado com convenientes ligações entre os "terras" dos instrumentos (incluindo o motor acionador do trem de laminação), evitando a formação de malhas de corrente. Estas operações são efetuadas com o trem funcionando a vazio (sem passagem de barra nos laminadores).

Os dois conjuntos de laminadores usados para as medições de forças eram gaiolas tipo trio (fig. 6.1). Foram medidas as forças para os passes localizados entre o cilindro superior e o cilindro intermediário. A potência nominal do motor acionador na laminação 1 é de 905 HP e na laminação 2 de 1000 HP .

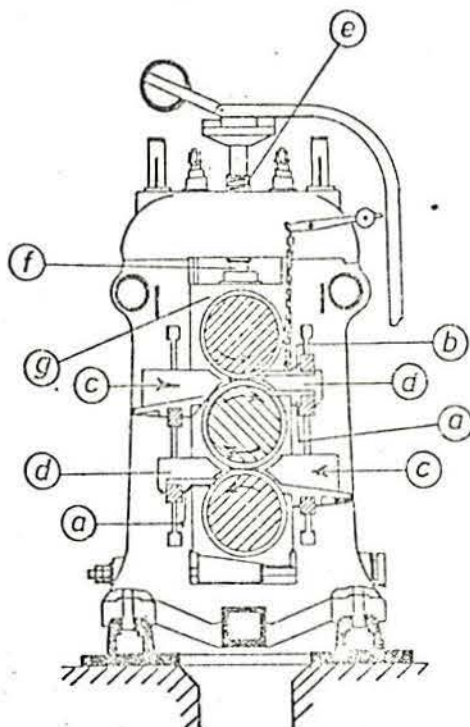


Fig. 6.1 - Desenho de uma gaiola de laminação com três cilindros (trio): a) - guia inferior de saída ; b) - guia superior de saída; c) - guia de entrada; d) - guia de saída ; e) - fuso de aperto; f) - copo de segurança; g) - mancal superior .

A Tab. 6.2 contém o resultado das medidas de força para cada passe entre o cilindro superior e o cilindro médio, na primeira gaiola da laminação 1 (experiência 5 da Tab. 6.1). As forças indicadas representam o valor médio de um conjunto de seis medidas de cada passe, realizadas durante a laminação de um aço SAE 1010.

TAB. 6.2 - MEDIDAS DE FORÇA DE UM AÇO SAE 1010 (0,12%C; 0,63%Mn; 0,07%Cr), LAMINADO A UMA TEMPERATURA APROXIMADA DE 1200°C.								
PASSE	1°		3°		5°		7°	
SENSOR	MANCAL		MANCAL		MANCAL		MANCAL	
	esq.	dir.	esq.	dir.	esq.	dir.	esq.	dir.
FORÇA (t)	7,6±0,8	31,5±2	20,6±1,6	25,8±1,5	20±1,6	11±1	23,8±1	22,5±0,5
FORÇA TOTAL	(39 ± 2) t		(46 ± 2) t		(33 ± 2) t		(26 ± 1) t	
INCERTEZA	6%		4%		6%		4%	

A Tab. 6.3 mostra os valores das forças medidas na laminação 2 (experiências 9 e 10 da Tab. 6.1). Os valores apresentados correspondem à média de um conjunto de vinte e uma (21) medidas de cada passe realizadas durante a laminação de um aço SAE 1045.

TAB. 6.3 - MEDIDAS DE FORÇA DE UM AÇO SAE 1045 (0,42%C; 0,57%Mn; 0,016%Cr), LAMINADO A UMA TEMPERATURA APROXIMADA DE 1180°C.								
PASSE	2°		4°		6°		8°	
SENSOR	MANCAL		MANCAL		MANCAL		MANCAL	
	esq.	dir.	esq.	dir.	esq.	dir.	esq.	dir.
FORÇA (t)	18,0±1,1	2,9±0,1	8,4±0,4	17,9±0,9	17,7±1,1	11,8±0,6	3,0±0,2	22,2±1,1
FORÇA TOTAL	20,9 ± 1,1		26,3 ± 1,0		29,5 ± 1,3		25,2 ± 1,1	
INCERTEZA	5%		4%		4%		4%	

6.1.2 - A resistência à deformação obtida na laminação 1 e 2

A Tab. 6.4 contém a resistência à deformação das laminações 1 e 2. As áreas de contato foram determinadas pelo processo gráfico (Apêndice A) .

6.1.3 - A resistência à deformação obtida num martelo de queda

A Tab. 6.5 e a fig. 6.2 contém a resistência à deformação , obtida para um aço SAE lolo em função da temperatura, através do martelo de queda.

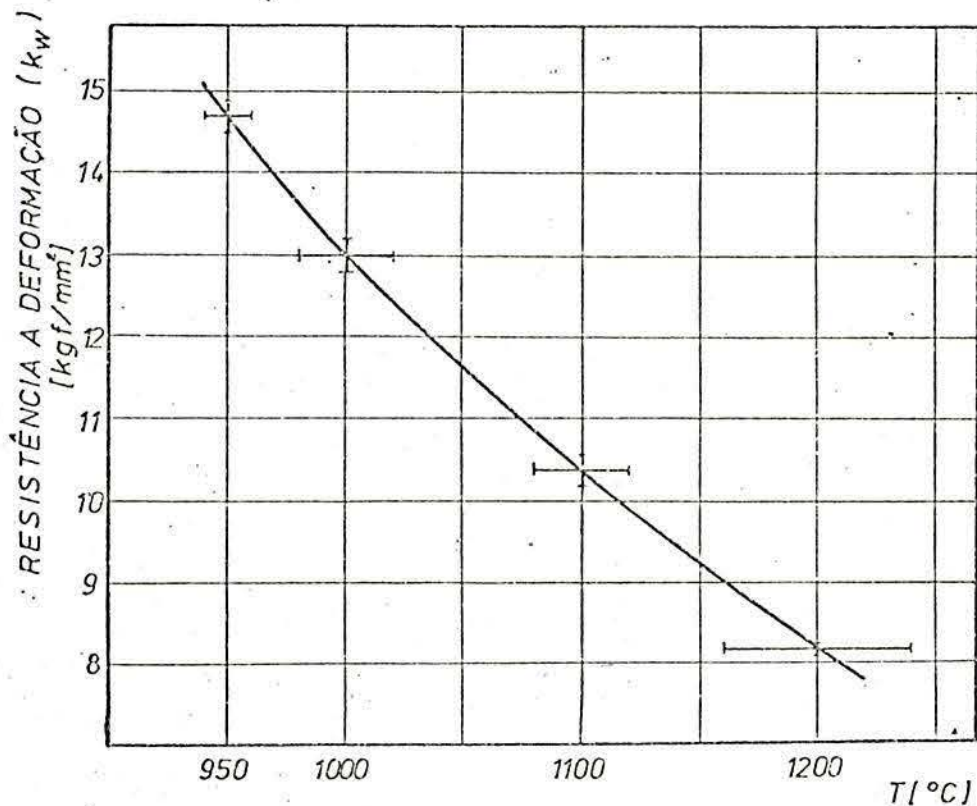


Fig. 6.2 - Resistência à deformação de um aço SAE lolo em função da temperatura (martelo de queda) .

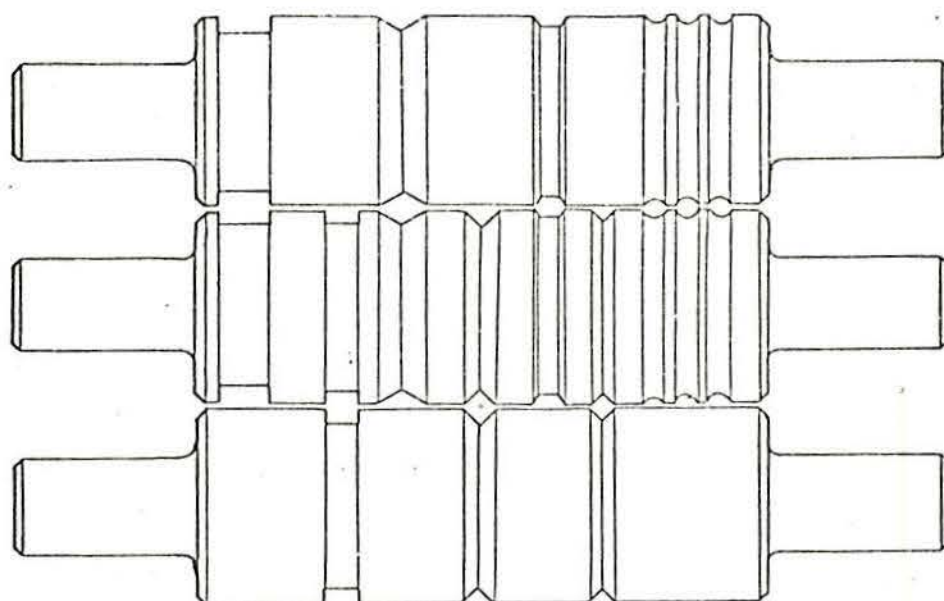
6.2 - RESULTADOS DOS CÁLCULOS DE FORÇA E RESISTÊNCIA À DEFORMAÇÃO A PARTIR DOS MODELOS TEÓRICOS

6.2.1 - Dados característicos das laminações 1 e 2 (calibração , temperatura e rotação)

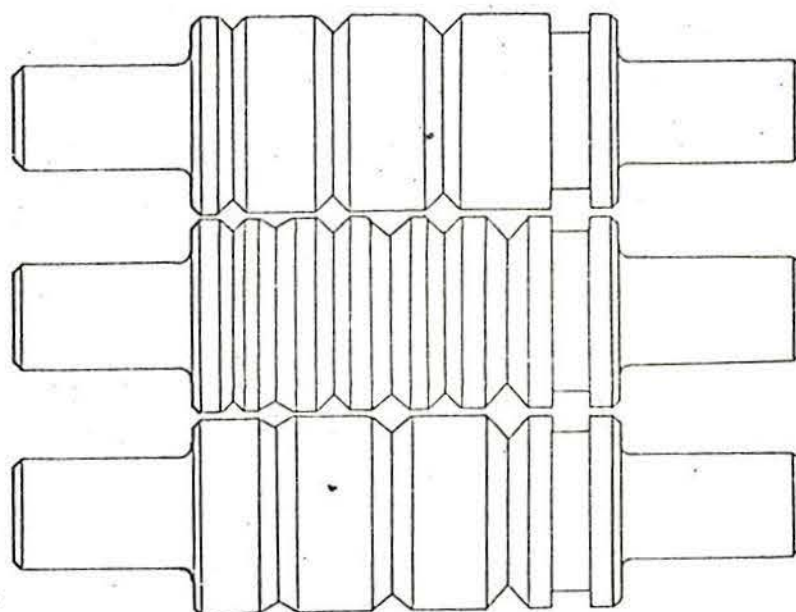
TABELA 6..4 DETERMINAÇÃO DA RESISTÊNCIA A DEFORMAÇÃO

Passes	LAMINAÇÃO 1				LAMINAÇÃO 2			
	1º	3º	5º	7º	2º	4º	6º	8º
Área de contato (mm ²)	7300±5%	5596±5%	4252±5%	3130±5%	4300±5%	5180±5%	3460±5%	3700±5%
Força medida (kgf)	39000±6%	46000±4%	33000±6%	26000±4%	20900±5%	29500±5%	26300±5%	25200±5%
Resistência a deformação (kgf/mm ²)	5,3±5%	8,2±6%	7,8±8%	8,3±6%	4,9±7%	5,7±7%	7,6±7%	6,8±7%

TABELA (6.5) - RESISTÊNCIA A DEFORMAÇÃO OBTIDA NO MARTELO DE QUEDA.					
MATERIAL SAE 1010 (0,12% C ; 0,63% Mn ; 0,07% Cr)					
ENSAIO Nº	1	2	3	4	5
h_0 (mm)	22,9±0,05	22,6±0,05	23,3±0,05	22,8±0,05	22,55±0,05
h_1 (mm)	16,0±0,05	15,0±0,05	14,3±0,05	13,5±0,05	11,8±0,05
Δh (mm)	6,9±0,1	7,6±0,1	9,0±0,1	9,3±0,1	10,65±0,1
d_0 (mm)	14,85±0,05	14,95±0,05	14,95±0,05	14,95±0,05	14,95±0,05
T (°C)	950 ± 10	1000 ± 20	1100 ± 20	1150 ± 30	1200 ± 40
v (mm/s)	3300 ± 6%	3300 ± 6%	3300 ± 6%	3300 ± 6%	3300 ± 6%
m ($\frac{\text{kgf} \cdot \text{s}^2}{\text{mm}}$)	0,0039 ± 3%	0,0039 ± 3%	0,0039 ± 3%	0,0039 ± 3%	0,0039 ± 3%
V (mm ³)	3964 ± 24	3965 ± 24	4088 ± 25	3947 ± 24	3930 ± 24
h_0/h_1 (-)	1,4 ± 1	1,5 ± 1	1,6 ± 1	1,7 ± 1	1,9 ± 1
l (-)	0,3577 ± 10%	0,4055 ± 10%	0,4886 ± 10%	0,5247 ± 10%	0,6471 ± 10%
k_w (kgf/mm ²)	14,7 ± 2,2	13,0 ± 1,95	10,4 ± 1,56	10,0 ± 1,5	8,2 ± 1,23



(a)



(b)

Fig. 6.3 - a) - Conjunto dos cilindros e canais utilizados na laminação 1.

b) - Conjunto dos cilindros e canais utilizados na laminação 2 .

Como as medições foram realizadas em gaiolas de laminações diferentes, apresenta-se as condições geométricas para cada uma delas em particular. A fig. 6.3 mostra o desenho do conjunto, cilindros e canais, para as laminações 1 e 2. Nos dois casos foram medidos os esforços para os passes localizados entre o cilindro superior e o cilindro intermediário.

A fig. 6.4 mostra a calibração empregada na laminação 1 e a fig. 6.5 a calibração empregada na laminação 2.

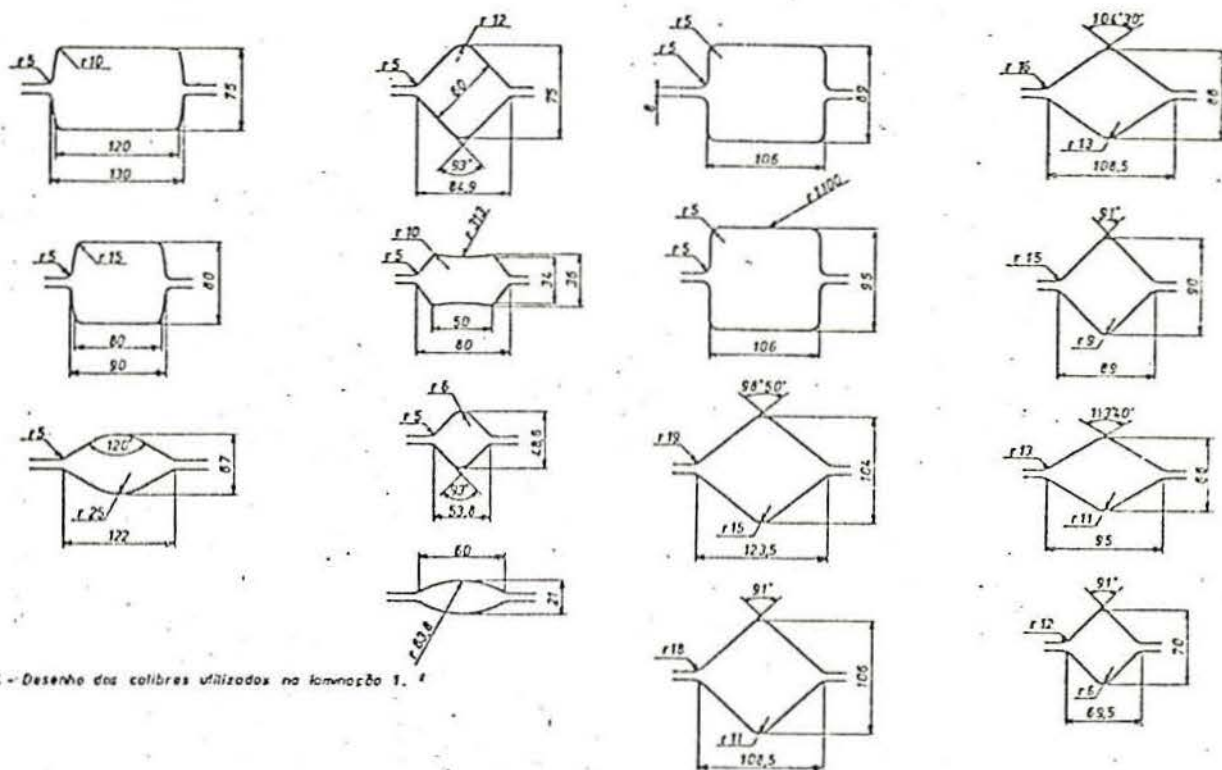


Fig. 6.4 - Desenho das calibres utilizadas na laminação 1.

Fig. 6.5 - Calibração utilizada na laminação 2.

A Tab. 6.6 contém, tanto para a laminação 1 como para a laminação 2, os dados referentes às dimensões dos perfis, a composição química do material laminado, a rotação nominal, diâmetro, luz e qualidade dos cilindros e temperatura. A microestrutura do material laminado é vista na fig. 6.6.

Para medir temperatura utilizou-se um pirômetro ótico. A fim de minimizar os erros de medidas, estas foram obtidas por várias pessoas. Na laminação 1 usou-se um pirômetro ótico da PYROWERK GMH, tipo OPTIX, e na laminação 2, marca PYROLUX, ti -

TAB. 6.6 - Tabela de dados

LAMINAÇÃO 1					LAMINAÇÃO 2			
Material: 0,12%C - 0,63%Mn - 0,07%Cr					Material: 0,42%C - 0,57%Mn - 0,016%Cr			
Rotação Nom.: 85 RPM \pm 5 %					Rotação Nom.: 141 RPM \pm 5 %			
Diâmetro Cilindros: Sup. 480 - Med. 477 - Inf. 474mm					Diâmetro Cilindros: Sup. 335 - Med. 331 - Inf. 327mm			
Tipos de Cilindros: Aço Fundido					Tipos de Cilindros: Aço Fundido			
	PASSES				PASSES			
	1º	3º	5º	7º	2º	4º	6º	8º
h_0 (mm)	106 \pm 0,5	107,2 \pm 0,5	60,3 \pm 0,5	40,3 \pm 0,2	105 \pm 0,5	127 \pm 0,5	111 \pm 0,5	97 \pm 0,5
h_1 (mm)	76 \pm 0,5	68 \pm 0,5	36 \pm 0,5	22 \pm 0,2	90 \pm 0,5	107 \pm 0,5	90 \pm 0,5	72 \pm 0,5
h (mm)	30 \pm 1,0	39 \pm 1	24 \pm 1	18 \pm 1	15 \pm 1	20 \pm 1	21 \pm 1	25 \pm 1
b_0 (mm)	106 \pm 0,5	107,2 \pm 0,3	60,3 \pm 0,3	40,3 \pm 0,2	90 \pm 0,5	106 \pm 0,5	88 \pm 0,5	69 \pm 0,5
b_1 (mm)	106 \pm 0,5	107 \pm 0,5	72,5 \pm 0,5	54,5 \pm 0,2	94 \pm 0,5	108 \pm 0,5	94 \pm 0,5	73 \pm 0,5
b_n (mm)	106 \pm 1%	107 \pm 1%	66,5 \pm 1%	47,5 \pm 1%	92 \pm 1%	107 \pm 1%	91 \pm 1%	71 \pm 1%
T (°C)	1220 \pm 1%	1200 \pm 1%	1200 \pm 1%	1200 \pm 1%	1180 \pm 1%	1170 \pm 1%	1160 \pm 1%	1150 \pm 1%
A_0 (mm)	10680 \pm 1%	6920 \pm 1%	3473 \pm 1%	1490 \pm 1%	9340 \pm 1%	7740 \pm 1%	5650 \pm 1%	3940 \pm 1%
A_1 (mm ²)	7813 \pm 1%	4453 \pm 1%	2170 \pm 1%	870 \pm 1%	8540 \pm 1%	6800 \pm 1%	4970 \pm 1%	3180 \pm 1%
S (mm)	6	6	6	6	8	8	8	8

po VEB/MLW.

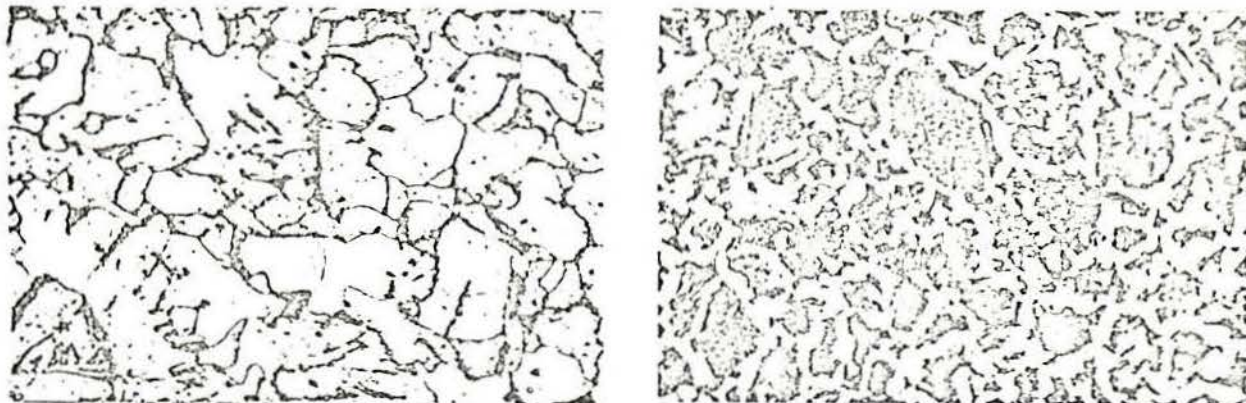


Fig. 6.6 - Micrografia dos aços laminados. Ataque: nital , 200 X . a) - laminação 1 ; b) - laminação 2 .

A rotação foi medida através da força eletromotriz gerada por um motor de corrente contínua (taco-gerador). A calibração foi levantada no laboratório, obtendo-se uma relação linear ($\pm 2\%$) entre a força eletromotriz gerada e a rotação. Mediu-se a variação da rotação apenas na laminação 2 .

6.2.2 - Resultados obtidos dos diferentes modelos

Observa-se que existe uma série de dados que são comuns a cada modelo. No entanto, cada modelo tem modos particulares de determinar : a altura média dos calibres, o raio médio, a velocidade de deformação, etc A Tab. 6.7 mostra os dados obtidos para o modelo de Ekelund. A Tab. 6.8 para Geleji e a Tab. 6.9 para Sims.

6.3 - RESUMO DOS RESULTADOS MEDIDOS E CALCULADOS

As figuras 6.7, 6.8, 6.9, e 6.10 mostram os resultados medidos e calculados das forças e da resistência à deformação, para cada modelo e para cada laminação.

TABELA (6.7) - MODELO DE EKELUND									
PASSES	LAMINAÇÃO 1				LAMINAÇÃO 2				
	1º	3º	5º	7º	2º	4º	6º	8º	
$C_0 (-)$	0,6	0,55	0,6	0,6	0,6	0,55	0,55	0,55	Tab. (3.2)
$h_{0m} (mm)$	63±5	59±5	36±3	24±1	63±6	70±7	61±6	53±5	Eq. (3.20)
$C_1 (-)$	0,6	0,55	0,6	0,75	0,6	0,55	0,55	0,55	Tab. (3.2)
$h_{1m} (mm)$	45±3	38±3	21±2	16±2	54±5	59±6	50±5	40±4	Eq. (3.20)
$\mu (-)$	0,352±2%	0,36±2%	0,36±2%	0,36±2%	0,37±2%	0,37±2%	0,38±2%	0,38±2%	Eq. (3.16)
$R (mm)$	205±0,5%	208±0,5%	225±0,5%	232±0,5%	121±0,5%	117,5±0,5%	127±0,5%	136,5±0,5%	Fundo do Canal
$v (mm/s)$	1800±5%	1900±5%	2000±5%	2000±5%	1630±5%	1590±5%	1720±5%	1840±5%	Fundo do Canal
$\sigma (kgf/mm^2)$	3,9±0,2	4,3±0,2	4,3±0,2	4,3±0,2	5,3±0,2	5,5±0,2	5,8±0,2	6,0±0,2	Eq. (3.17)
$\eta (kgf.s/mm^2)$	0,018±5%	0,020±5%	0,020±5%	0,020±5%	0,022±5%	0,023±5%	0,024±5%	0,025±5%	Eq. (3.18)
$\phi (s^{-1})$	13±16%	17±16%	23±16%	28±16%	3,46±20%	4,13±20%	12,63±20%	15,96±20%	Eq. (3.19)
$K (-)$	1,07±4%	1,05±4%	1,23±4%	1,38±4%	1,06±2%	1,04±2%	1,05±2%	1,06±2%	Eq. (3.13)
$k_f (kgf/mm^2)$	4,1±6%	4,7±6%	4,8±6%	4,9±6%	5,39±3%	5,60±3%	6,05±5%	6,39±5%	Eq. (3.14)
$k_w (kgf/mm^2)$	4,4±10%	4,9±10%	5,9±10%	6,8±10%	5,8±5%	5,8±5%	6,4±7%	6,8±7%	Eq. (3.12)
$l_d (mm)$	78,4±2,5%	90,4±2,5%	74,0±2,5%	65,1±2,5%	42,6±2,5%	48,5±2,5%	51,6±2,5%	58,4±2,5%	Eq. (2.5)
$A_d (mm^2)$	8310±3%	9680±3%	4910±3%	3090±3%	3920±3%	5190±3%	4700±3%	4150±3%	Eq. (3.11)
$F (kgf)$	37000±13%	47500±13%	29000±13%	21000±13%	11800±8%	30000±8%	30000±10%	28000±10%	Eq. (3.10)

TABELA 6.8 - MODELO DE GELEJI

Passos	LAMINAÇÃO 1				LAMINAÇÃO 2				
	1º	3º	5º	7º	2º	4º	6º	8º	
h_{0m} (mm)	101±3%	65±3%	52±3%	31±3%	101,5±1,4	72,3±1	62,1±0,8	55,5±0,8	Eq. (3.36)
h_{1m} (mm)	74±3%	42±3%	33±3%	18±3%	92,8±1,3	63,6±0,8	54,6±0,8	44,8±0,6	Eq. (3.37)
Δ_{1m} (mm)	27±10%	23±10%	19±10%	13±10%	8,7±23%	8,7±41%	7,5±13%	10,7±9%	Eq. (3.38)
h_{2m} (mm)	87±2%	53±2%	42±2%	25±2%	97,2±1,4%	67,9±1%	58,3±1%	50,1±2%	Eq. (3.35)
R_m (mm)	203±1%	221±1%	226±1%	231±1%	124±1%	138,7±1%	143,2±1%	148,1±1%	Eq. (3.33)
v (mm/s)	1808±5%	1967±5%	2012±5%	2054±5%	1676±5%	1873±5%	1934±5%	2000±5%	Eq. (3.32)
σ (kgf/mm ²)	3,9±4%	4,3±4%	4,3±4%	4,3±4%	5,3±4%	5,5±4%	5,8±4%	6,0±4%	Eq. (3.17)
μ (-)	0,34±2%	0,34±2%	0,34±2%	0,33±2%	0,366±2%	0,36±2%	0,362±2%	0,363±2%	Eq. (3.29)
l_d (mm)	74±5%	71±5%	66±5%	55±5%	32,8±12%	34,7±6%	32,8±7%	39,8±5%	Eq. (3.22)
l_d/l_m (-)	0,85±7%	1,34±7%	1,57±7%	2,21±7%	0,34±13%	0,51±7%	0,56±8%	0,79±7%	-
C	5,2±8%	4,5±8%	3,9±7%	2,7±6%	10,2±7%	7,5±7%	7,0±7%	5,3±7%	Eq. (3.26) Eq. (3.27)
K	2,8±15%	3,4±12%	3,5±8%	3,4±10%	2,4±12%	2,6±9%	2,7±9%	2,8±10%	Eq. (3.25)
ϕ (s ⁻¹)	7,7±20%	12,0±17%	13,8±17%	19,7±17%	4,6±40%	6,9±23%	7,6±26%	10,7±20%	Eq. (3.34)
k_f (kgf/mm ²)	5,4±8%	6,9±8%	7,3±8%	8,6±8%	6,5±6%	7,4±5%	7,9±6%	9,2±5%	Eq. (3.24)
k_w (kgf/mm ²)	15±23%	23±20%	25±20%	29±20%	16±18%	19±14%	21±15%	26±15%	Eq. (3.23)
A_d (mm ²)	7900±5%	7600±5%	4400±5%	2600±5%	3020±12%	3720±6%	2980±7%	2830±5%	Eq. (3.22)
F (kgf)	118000±28%	176000±25%	110000±25%	75000±25%	48000±30%	71000±20%	63000±22%	74000±20%	Eq. (3.21)

TABELA 6.9 - MODELO DE SIMS

Passes	LAMINAÇÃO 1				LAMINAÇÃO 2				
	1º	3º	5º	7º	2º	4º	6º	8º	
Δh (mm)	30±5%	39±5%	24±5%	18±5%	15±5%	20±5%	21±5%	25±5%	$h=h_0-h_1$
R (mm)	240±0,5	240±0,5	240±0,5	240±0,5	167,5±0,5	167,5±0,5	167,5±0,5	167,5±0,5	Raio nom. do cilind.
ϵ (-)	0,28±5%	0,36±5%	0,40±5%	0,45±5%	0,14±5%	0,16±5%	0,19±5%	0,26±5%	Eq. (3.35)
h_0/h_1 (-)	1,39±1%	1,57±1%	1,67±1%	1,83±1%	1,17±1%	1,19±1%	1,23±1%	1,35±1%	-
ω (s ⁻¹)	0,33±7%	0,45±7%	0,51±7%	0,60±7%	0,15±7%	0,17±6%	0,21±5%	0,30±3%	Eq. (3.7)
v (mm/s)	2136±5%	2136±5%	2136±5%	2136±5%	2260±5%	2260±5%	2260±5%	2260±5%	Velocidade tang. cil.
l_d (mm)	84,8±3%	97±3%	76,4±3%	66,3±3%	50,12±3%	57,88±3%	59,31±3%	64,71±3%	$l_d=\sqrt{R \cdot \Delta h}$
ω (s ⁻¹)	8,3±15%	10±15%	14,4±15%	19,5±15%	7,0±15%	6,6±14%	8,0±13%	10,5±13%	Eq. (3.8)
k_f (kg/mm ²)	9,0±1	9,5±1	9,5±1	10±1	8,0±1	8,0±1	9,0±1	10±1	Apêndice B
R/h_1 (-)	3,2±1%	3,5±1%	6,7±1%	10,9±1%	1,9±1%	1,6±1%	1,9±1%	2,3±1%	-
Q_1 (-)	0,8±0,05	0,85±0,05	1,1±0,05	1,2±0,1	0,80±0,08	0,80±0,08	0,85±0,08	0,90±0,09	Fig.3.1
K_1 (kgf/mm ²)	7,2±20%	8,1±20%	10,4±20%	12±20%	6,4±20%	6,4±20%	7,6±20%	9,0±20%	Eq. (3.9)
A_d (mm ²)	9000±4%	10400±4%	5100±4%	3100±4%	4600±4%	6200±4%	5400±4%	4600±4%	Eq. (2.3)
F (kgf)	65000±24%	84100±24%	52700±24%	37700±24%	30000±23%	40000±25%	41000±24%	41000±24%	Eq. (3.1)

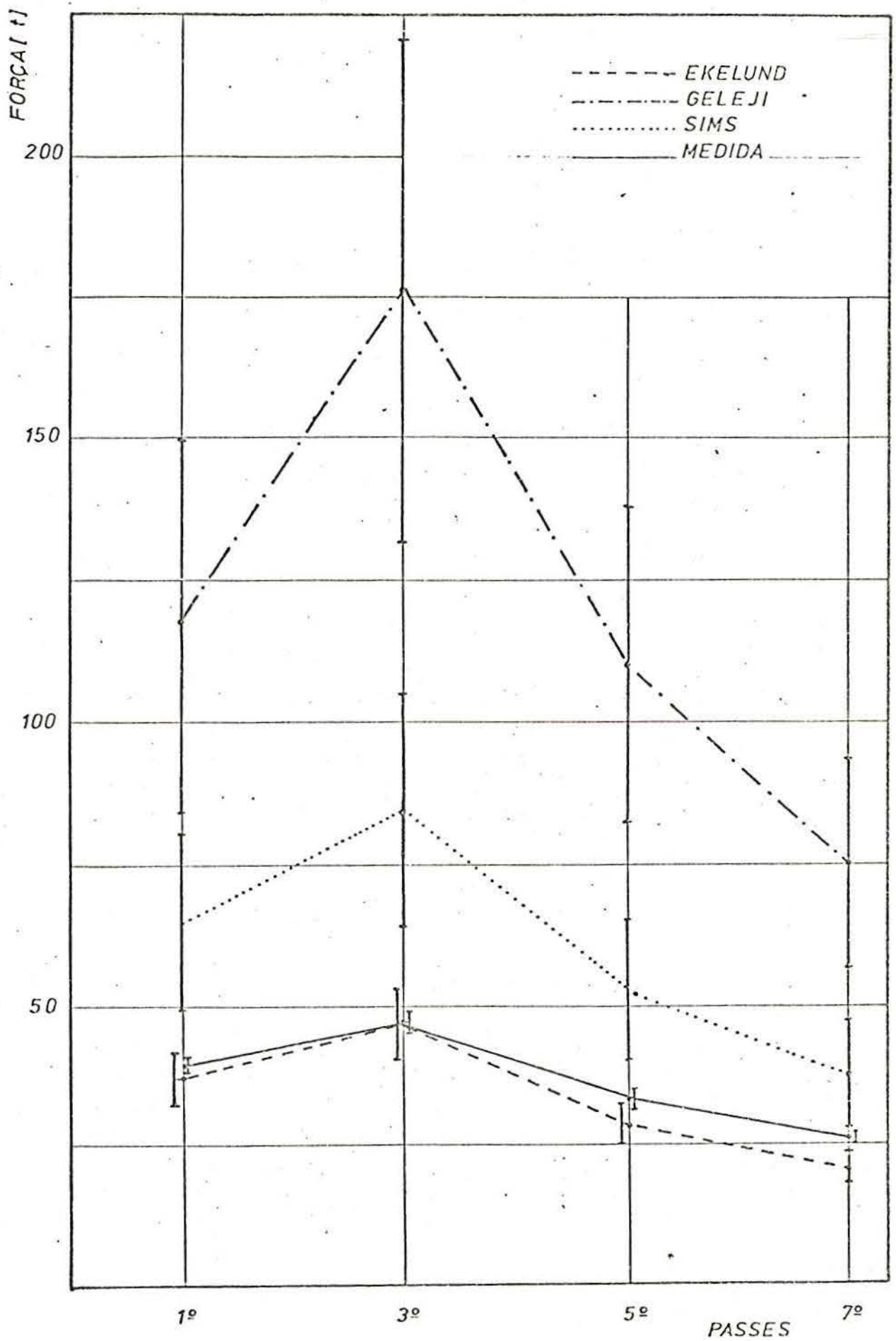


Fig. 6.7 - Força de laminação calculada e medida para cada passe (laminação 1) .

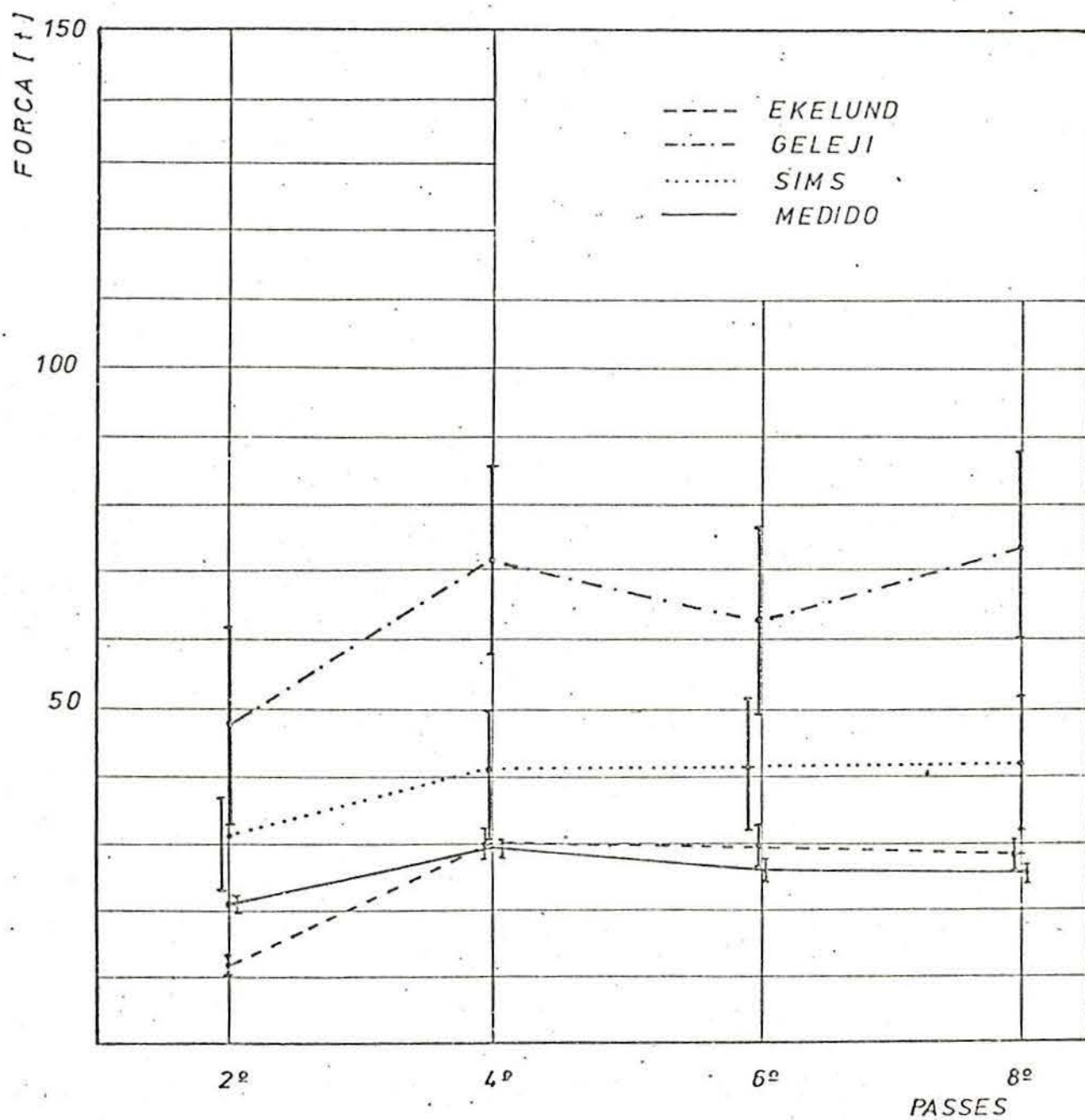


Fig. 6.8 - Força de laminação calculada e medida (laminação 2) .

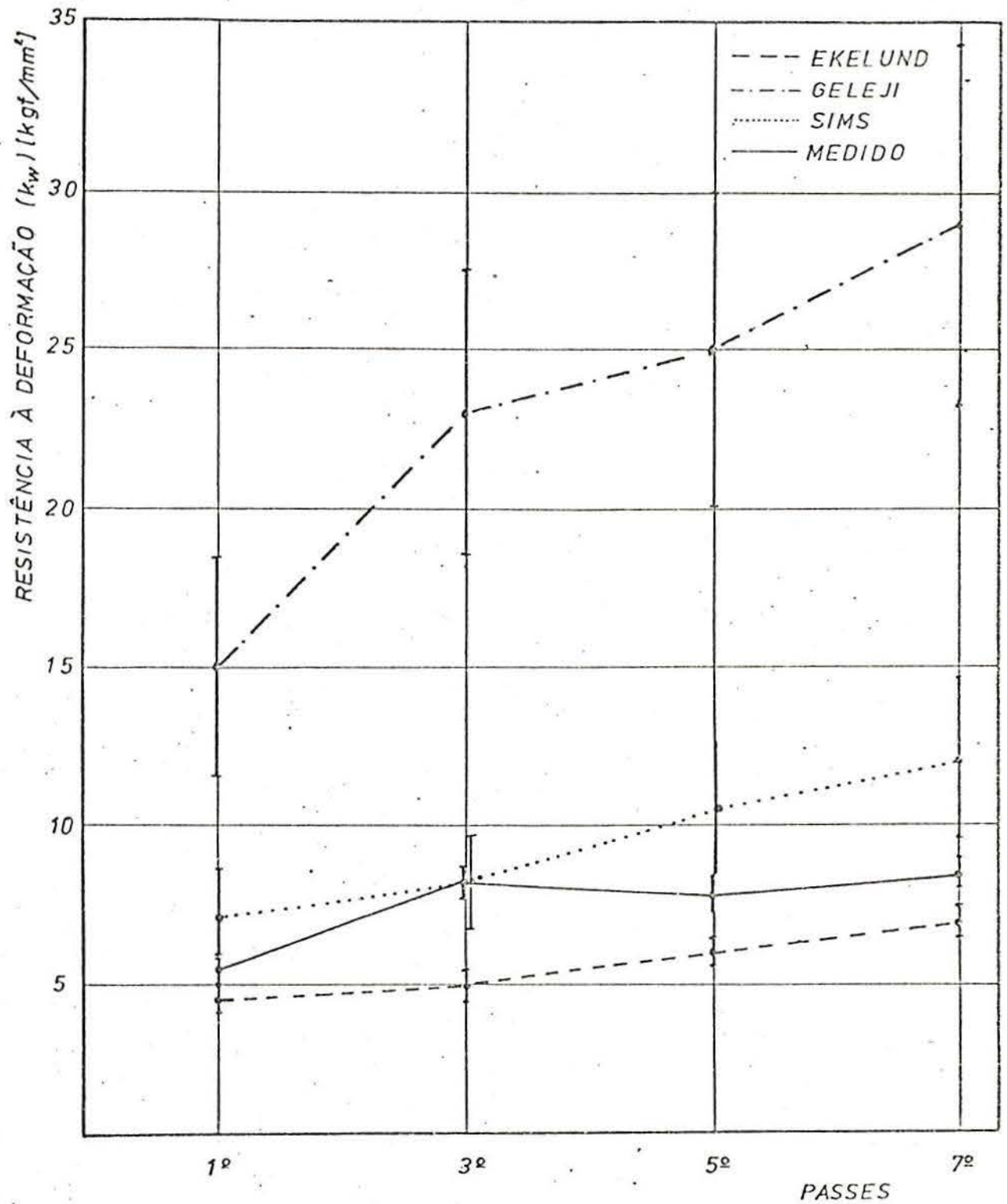


Fig. 6.9 - Resistência à deformação medida e calculada através de modelos teóricos (laminação 1) .

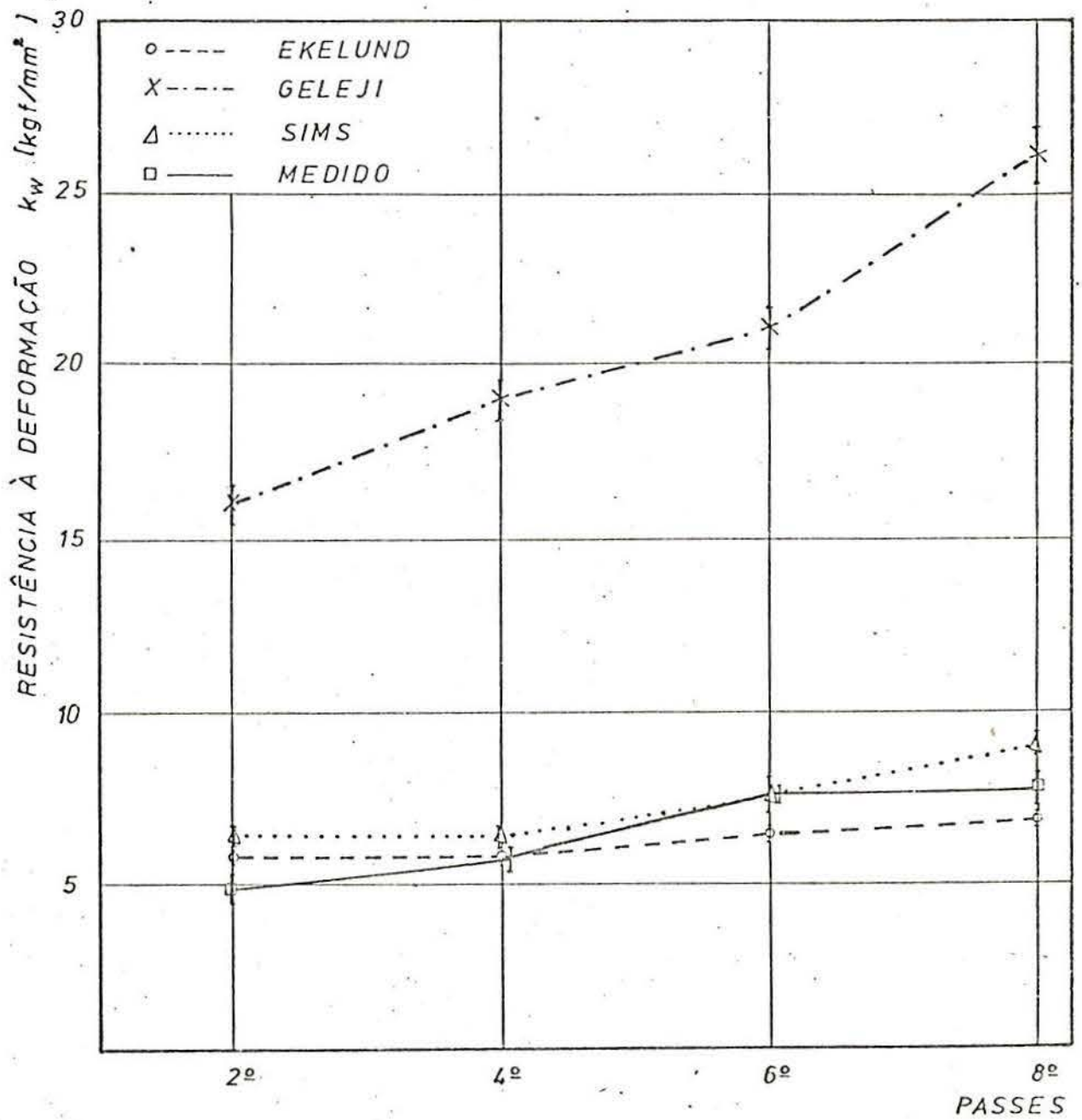


Fig. 6.10 - Resistência à deformação medida e calculada através de modelos teóricos (laminação 2) .

7. - DISCUSSÃO DOS RESULTADOS OBTIDOS

7.1 - A CÉLULA DE CARGA

A célula de carga construída é ainda sensível ao tamanho da superfície de contato, isto é, a distribuição das tensões depende da superfície de contato. As células de carga empregadas exigiram para cada laminadora uma calibração especial, dependendo das dimensões do fuso de aperto, do copo de segurança e da disponibilidade de altura entre o fuso de aperto e o mancal.

7.2 - FORÇA E RESISTÊNCIA À DEFORMAÇÃO

No cálculo da força através do modelo de Ekelund uma grande imprecisão é ocasionada na determinação das alturas médias (eq. 3.20), o que acarreta $\pm 20\%$ de incerteza no valor da velocidade de deformação ($\dot{\phi}$). No entanto, ao se calcular o fator de geometria K (± 2 a $\pm 4\%$) a imprecisão existente nos valores discutidos acima desaparece. A imprecisão no cálculo final da força F (± 8 a $\pm 13\%$) se dá principalmente pela determinação da resistência ao escoamento no ensaio estático σ ($\pm 5\%$) e pela área de contato A_d ($\pm 3\%$).

No modelo de Geleji toda imprecisão está apoiada na determinação das alturas médias h_{0m} (eq. 3.36) e h_{1m} (eq. 3.37).

Imprecisões em alturas médias de $\pm 3\%$ acarretam na velocidade de deformação imprecisão de ± 17 a $\pm 40\%$ e conseqüentemente ± 14 a $\pm 20\%$ no valor da resistência à deformação, que afeta a pela imprecisão da área de contato ± 5 a $\pm 12\%$ acarreta ± 20 a $\pm 30\%$ de imprecisão no cálculo da força de laminação.

Geleji, na obra consultada [2.3], descreve dois modelos para laminação de perfis: o primeiro deles para perfis pesados (trilhos e ferro U) não leva em consideração a velocidade de deformação ($\dot{\phi}$) na determinação da resistência ao escoamento (k_f). O segundo, desenvolvido para a laminação de fio-máquina [2.3], tomado como base para os cálculos, considera a influência da velocidade de deformação ($\dot{\phi}$), porém os valores são excessivamente

te altos quando comparados com os valores obtidos através das Curvas de Escoamento desenvolvidas pela BISRA (British Iron and Steel Research Association), apresentadas no Apêndice B, acarretando um valor alto para a resistência à deformação e consequentemente para a força calculada. Mesmo fazendo $\dot{\phi} = 0$, no modelo de Geleji, os valores obtidos são maiores que aqueles obtidos através dos outros modelos. Esta verificação é contrária aos valores encontrados por Schwezfeier e Pawelski [7.1], que concluem sendo os modelos de Geleji e Ekelund os que melhores resultados deram para o desgaste.

No modelo de Sims o fator que mais afeta a imprecisão no cálculo da resistência à deformação ($\pm 20\%$) e da força ($\pm 24\%$) é a determinação da resistência ao escoamento (k_f) através das curvas de escoamento (Apêndice B).

Nos valores de força obtidos através de medições atribuiu-se a imprecisão à distribuição de tensões da célula de carga. O valor medido da resistência à deformação é afetado de erro devido à imprecisão na determinação da área de contato. A área de contato será assunto de um futuro trabalho.

Quanto à resistência à deformação obtida no martelo de queda é necessário estudar com maiores detalhes a velocidade de deformação, registrando simultaneamente a variação de força de compressão. Influência de pequenas variações de temperatura (20°C) também deverão ser computadas. O valor obtido para o aço SAE 1045 a uma temperatura de 1200°C é aproximadamente igual àquele verificado na laminação 1.

O fato da resistência à deformação para o aço SAE 1045 (laminação 2) ter resultado menor que para o aço SAE 1045 (laminação 1) é devido a maior velocidade de deformação ($\dot{\phi}$) na laminação 1.

Os valores da resistência à deformação medidos para o aço SAE 1045 (laminação 1) que variam de 5,5 a 8 kgf/mm² são compatíveis com os valores encontrados por Delgadilho [7.2] na laminação de um aço SAE 1006.

7.3 - IMPRECISÃO DOS DADOS E RESULTADOS

As faixas das incertezas mostradas nos gráficos Fig. 6.7, Fig. 6.8, Fig. 6.9, Fig. 6.10 foram obtidas a partir das incertezas atribuídas a cada grandeza que compõe as fórmulas teóricas de cálculo (Tab. 6.7, Tab. 6.8 e Tab. 6.9). A imprecisão na força medida é proveniente da imprecisão da curva de calibração da célula de carga (Fig. 5.6).

8 - CONCLUSÕES

Com o desenvolvimento da célula de carga ou sensor torna-se possível efetuar medições de força em qualquer laminado - ra convencional. Nas medições realizadas a imprecisão foi de 4 a 6% . O modelo que melhor se adapta para determinar a força de laminação e a resistência à deformação é o Processo de Ekelund.

Considerando-se uma tolerância de $\pm 25\%$ os modelos de Sims e Ekelund apresentam os mesmos resultados que os medidos.

Pode-se considerar válidas as conclusões acima para o caso de laminação de aço comum ao carbono nas cadeiras do desbaste. É possível que para o trem acabador as conclusões sejam outras, como já verificaram Schwenzfeier e Pawelski [7.1] .

Com o emprego de um martelo de queda pode-se avaliar o valor da resistência a deformação dos materiais utilizados nas laminações .

9 - SUGESTÕES PARA FUTUROS TRABALHOS

Tendo em vista a necessidade de se conhecer o valor da resistência à deformação (k_w) é interessante explorar com mais detalhes os valores obtidos através do martelo de queda existente no laboratório. Assim pode-se ter uma idéia sobre o valor de k_w na laminação. Para se determinar a área de contato entre a barra e cilindro é necessário um acompanhamento através de barras que fiquem trancadas no canal e daí então medir a área de contato na própria barra.

Dependendo do interesse da indústria, talvez seja necessário um acompanhamento da variação da força ou da resistência à deformação decorrentes da variação da temperatura, composição química, redução, etc... . Da mesma forma é necessário medir - se ainda o torque.

Para se tornar o método de medição de força em laminação menos trabalhoso, minimizando os custos operacionais, é necessário desenvolver um novo modelo de sensor, evitando-se que diferentes superfícies de contato influam nas curvas de calibração.

APÊNDICE AÁREA DE CONTATO NA LAMINAÇÃO DE PERFIS

Para chapas e para todos os materiais de secção retangular em geral a área de contato é calculada por

$$Ad = l_d \cdot b_m \quad (A.1)$$

onde l_d é o arco de contato e b_m a largura média do material laminado (fig. A.1) .

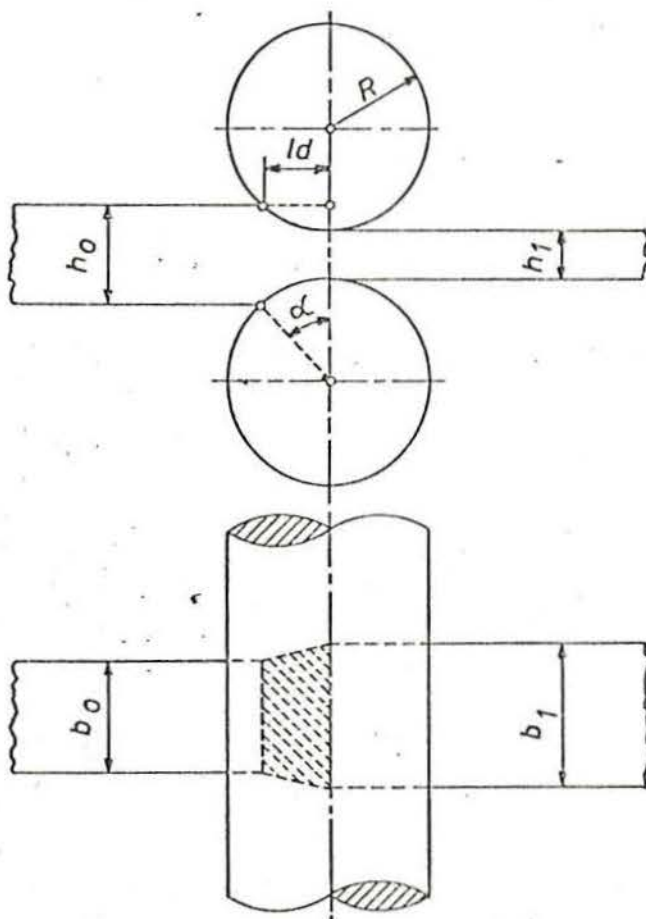


Fig. (A.1) - Área de contato entre o material laminado e os cilindros [A.1].

Em se tratando de produtos de secções não retangulares então a determinação da área de contato se torna bem mais complicada. Existem vários processos para o cálculo da área de contato. Abaixo estão descritos os quatro métodos mais usuais:

a) - MÉTODO DOS RETÂNGULOS EQUIVALENTESa.1 - Método de Geleji [A.2]

Determina-se um retângulo equivalente que tem a largura b_m igual a largura média entre o material de entrada b_o e o de saída b_1 , ou seja (fig. A.2)

$$b_m = \frac{b_o + b_1}{2} \quad (\text{A.2})$$

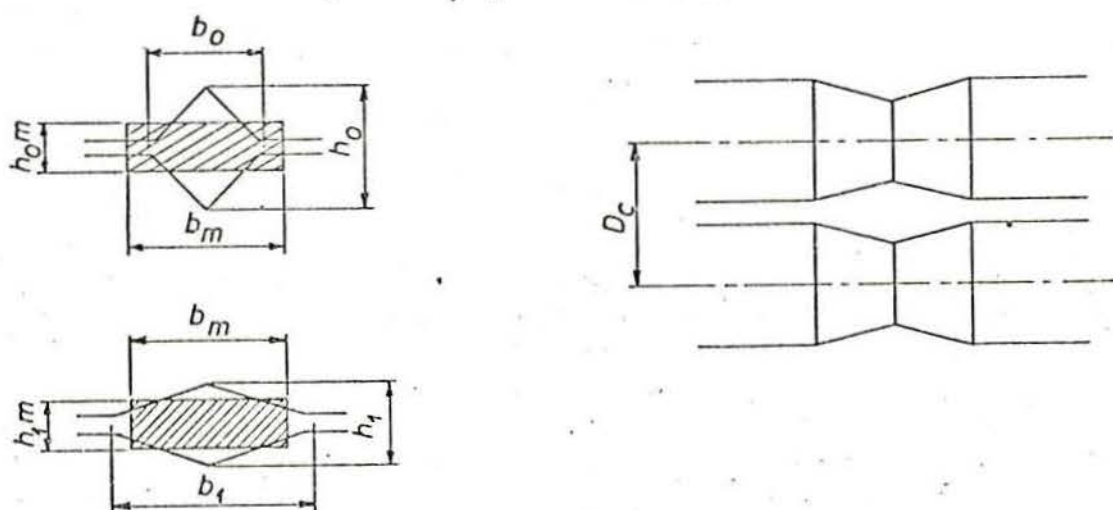


Fig. (A.2) - Determinação dos retângulos equivalentes e das alturas médias de perfis (conforme GELEJI).

A altura do material de entrada (h_{o_m}) e do material de saída (h_{1_m}) é :

$$h_{o_m} = A_o / b_m$$

$$h_{1_m} = A_1 / b_m$$

onde A_o é a secção do material de entrada e A_1 a secção do material de saída.

O arco de contato é calculado por :

$$l_d = R_m \cdot (h_{o_m} - h_{l_m}) = R_m \cdot h_m \quad (A.3)$$

onde

$$R_m = \frac{D_c - h_{l_m}}{2}$$

sendo D_c a distância entre os centros dos cilindros. A área de contato é determinada pela eq.(A.1) a partir dos resultados obtidos das eq. (A.2) e (A.3).

a.2 - Método da maior largura (NEUMANN)

Determina-se um retângulo equivalente que tem a largura igual à largura maior do material [A.3]. A altura do material de entrada (h_{o_m}) e do material de saída (h_{l_m}) é:

$$h_{o_m} = A_o / b_o$$

$$h_{l_m} = A_l / b_l$$

onde A_o é a secção do material de entrada e A_l a secção do material de saída (fig. A.3).

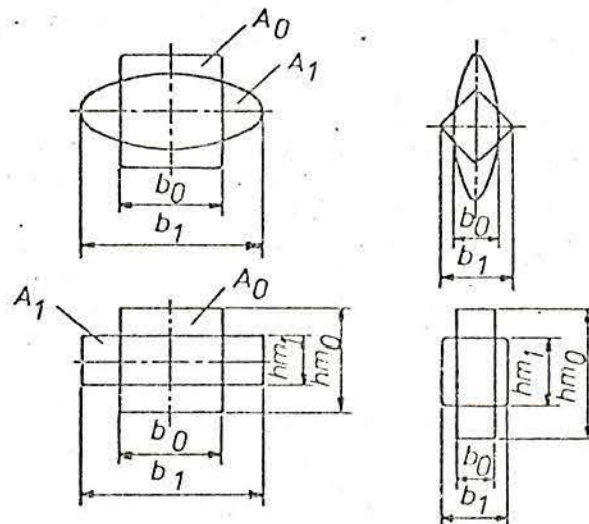


Fig. (A.3) - Determinação da altura média pelo método da maior largura [A.3]

O arco de contato \bar{e} é calculado pela eq. A.3 e a largura média pela eq. A.2 . A área de contato é calculada pela eq. A.1 e os resultados obtidos das eq. A.2 e A.3 .

b) - MÉTODO CONVENCIONAL (recomendado pela firma AKERS [A.4])

Nesse caso toma-se as alturas máximas h_0 e h_1 dos perfis e o raio R no fundo do canal (fig. A.4) .

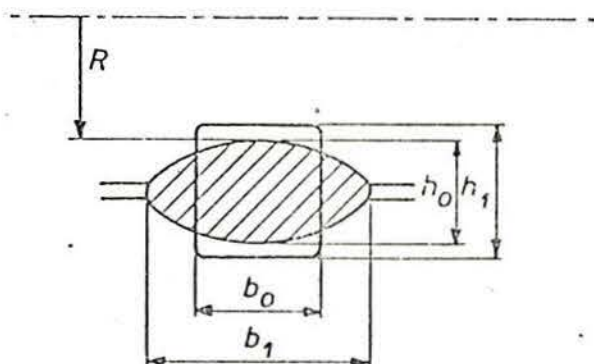


Fig. A.4 - Dimensões a serem usadas para o cálculo da área de contato.

O arco de contato \bar{e} é calculado pela expressão

$$l_d = R.(h_0 - h_1) = R . h \quad (A.4)$$

A área de contato é determinada pela eq. A.1 a partir dos resultados obtidos das eq. A.2 e A.4 .

c) - MÉTODO GRÁFICO

Normalmente os processos dos retângulos equivalentes não apresentam resultados satisfatórios. O método gráfico é mais preciso e encontra-se detalhado nas referências [A.5], [A.6] e [A.7]. A fig. A.5 mostra a sistemática empregada.

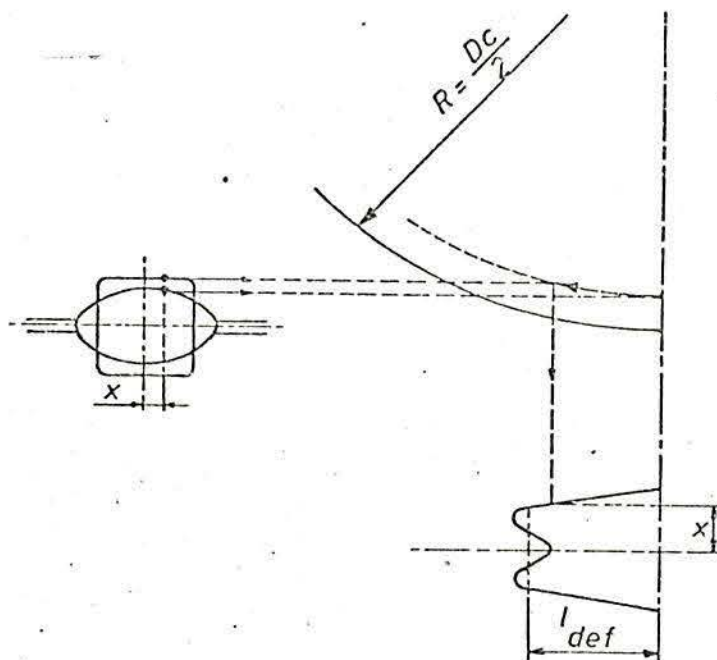
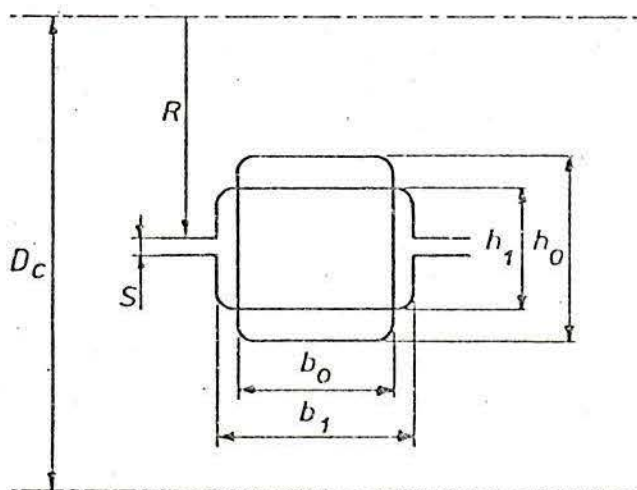


Fig. A.5 - Processo gráfico para a determinação da área de contato.

d) - RESULTADOS OBTIDOS PARA AS ÁREAS DE CONTATO EM ALGUNS PASSES DE UM DESBASTADOR

São apresentados alguns resultados obtidos aplicando-se os métodos acima descritos para os passes ímpares da primeira gaiola do desbaste de uma calibração de fio-máquina. O método gráfico [A.4] foi empregado com fim comparativo uma vez que é um dos métodos mais precisos.

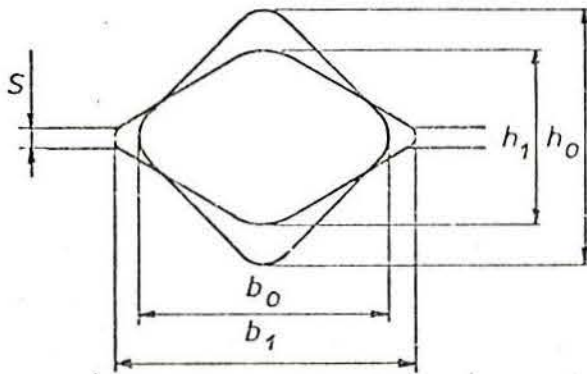
d.1 - Secção quadrada num passe de caixa (1º passe)



h_0	=	106	mm
b_0	=	106	mm
h_1	=	76	mm
b_1	=	106	mm
b_m	=	106	mm
A_0	=	10680	mm ²
A_1	=	7813	mm ²
D_c	=	484,5	mm
R	=	240	mm
S	=	6	mm

Dados Modelos	h	h_{o_m}	h_{l_m}	h_m	R_m	l_d	Ad
Geleji (A.1)		100,7	73,7	27,0	205,5	74,5	7901
Neumann (A.2)		100,75	73,7	27,05	205,5	74,5	7901
Akers (b)	30				207,0	78,8	8353
Gráfico (c)							7300

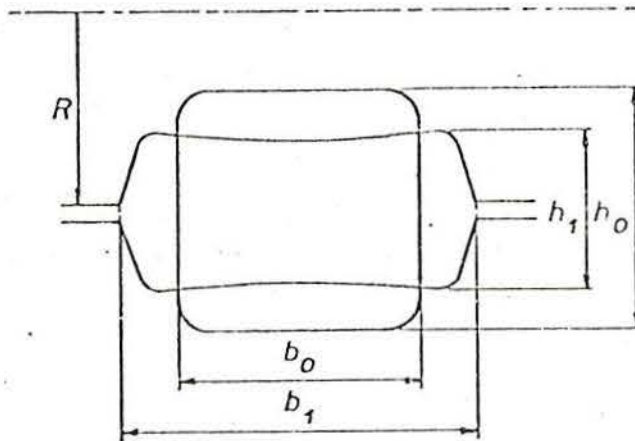
d.2 - Quadrado entrando num losango (3º passe)



h_o	=	107,2	mm
b_o	=	107,2	mm
h_l	=	68,0	mm
b_l	=	107,0	mm
b_m	=	107,0	mm
A_o	=	6920,0	mm ²
A_l	=	4453,0	mm ²
D_c	=	484,5	mm
R	=	240,0	mm
S	=	6,0	mm

Dados Modelos	h	h_{o_m}	h_{l_m}	h_m	R_m	l_d	Ad
Geleji (A.1)		64,6	41,6	23,0	221,5	71,4	7636
Neumann (A.2)		64,5	41,6	22,9	221,5	71,2	7620
Akers (b)	37					94,2	10083
Gráfico (c)							5596

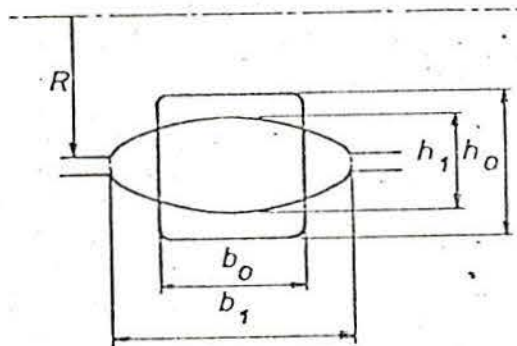
d.3 - Secção quadrada formando um oval sueco (5º passe)



h_o	=	60,3	mm
b_o	=	60,3	mm
h_1	=	36	mm
b_1	=	72,5	mm
b_m	=	66,5	mm
A_o	=	3473	mm ²
A_1	=	2170	mm ²
D_c	=	484,5	mm
R	=	240	mm
S	=	6	mm

Dados	h	h_{o_m}	h_{1_m}	h_m	R_m	l_d	Ad
Geleji (A.1)		52,2	32,6	19,6	225,9	66,5	4425
Neumann (A.2)		57,6	29,9	27,7	227,3	79,3	5277
Akers (b)	24,3					76,4	5078
Gráfico (c)							4252

d.4 - Perfil quadrado entrando num oval (7º passe)



h_o	=	40,3	mm
b_o	=	40,3	mm
h_1	=	22,0	mm
b_1	=	54,5	mm
b_m	=	47,5	mm
A_o	=	1490	mm ²
A_1	=	870	mm ²
D_c	=	484,5	mm
R	=	240	mm
S	=	6	mm

Dados Modelos	h	h_{o_m}	h_{l_m}	h_m	R_m	l_d	Ad
Geleji (A.1)		31,4	18,3	13,1	233,1	55,3	2625
Neumann (A.2)		37,0	16,0	21,0	234,2	70,1	3331
Akers (b)	18,3					66,3	3148
Gráfico (c)							3130

e) - RESUMO DOS RESULTADOS

A fig. A.6 apresenta um resumo comparativo dos resultados obtidos.

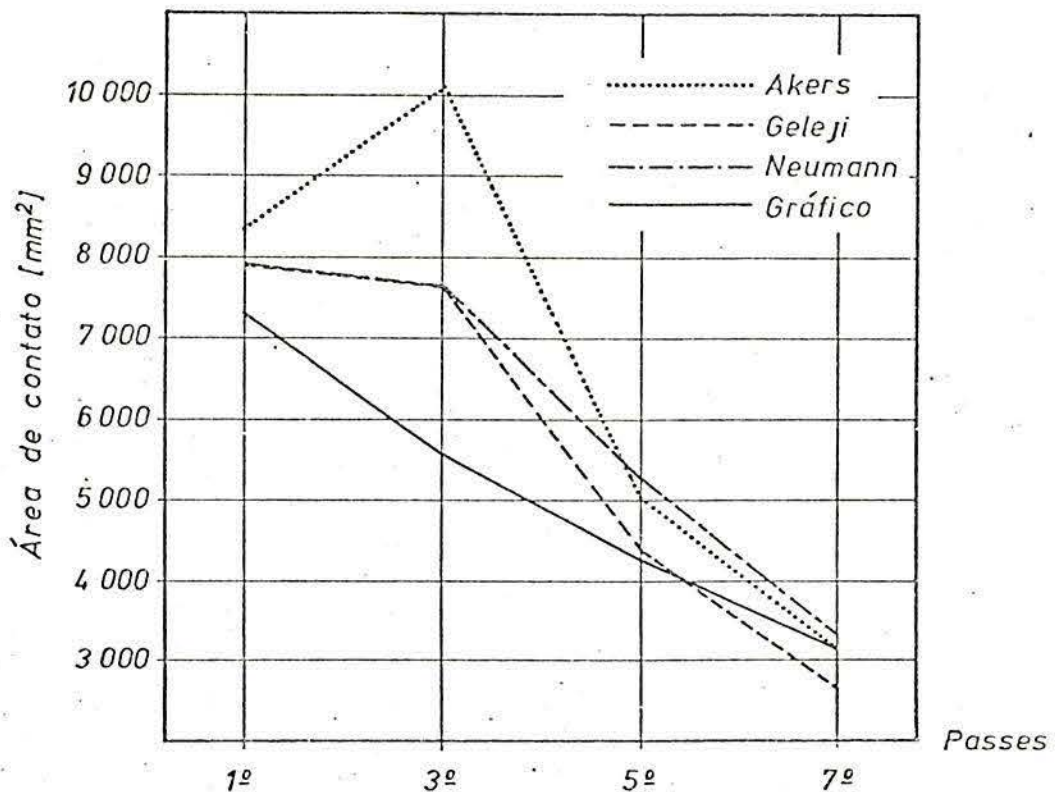


Fig. A.6 - Gráfico apresentando os valores das áreas de contato através dos diferentes métodos.

Observa-se que o 3º passe (quadrado entrando num losango) ocasiona a maior discrepância. Também se pode observar que quanto menor a secção, menor é a discrepância; se esta afirmação

vale também para o trem acabador nos faltam dados experimentais para comprovar.

APÊNDICE B

CURVAS DE ESCOAMENTO A QUENTE DE AÇOS

TABELA (B.1) - APRESENTAÇÃO CONJUNTA DOS AÇOS REPRESENTADOS PELAS CURVAS DE ESCOAMENTO A QUENTE CONFORME

FIGURAS B.1 a B.11

Nº	DENOMINAÇÃO DO AÇO	COMPOSIÇÃO QUÍMICA EM %								INDICAÇÃO DE LITRATURA	FIG.
		C	Si	Mn	P	S	Cr	Ni	Mo		
1	Aço com 0,15 % de C	0,15	0,12	0,68	0,025	0,034				(P.1)	B.1
2	Aço com 0,46 % de C	0,46	0,29	0,73	0,018	0,021	0,08	0,04	0,01	(B.1)	B.2
3	Aço com 0,56 % de C	0,56	0,26	0,28	0,013	0,014	0,12	0,09		(P.1)	B.3
4	Aço com 1 % de C	1,00	0,19	0,17	0,023	0,027	0,10	0,09		(B.1)	B.4
5	Aço cromo-níquel	0,07	0,43	0,48			18,60	7,70		(B.1)	B.5
6	Aço cromo-níquel-molibdênio	0,35	0,27	0,66	0,029	0,023	0,59	2,45	0,59	(B.1)	B.6
7	Aço manganês-molibdênio	0,35	0,27	1,49	0,037	0,041	0,03	0,11	0,28	(B.1)	B.7
8	Aço cromo-silício	0,47	3,74	0,58			8,20	0,20		(P.1)	B.8
9	Aço silício-manganês	0,61	1,58	0,94	0,035	0,038	0,12	0,27	0,06	(B.1)	B.9
10	Aço cromo-molibdênio	0,26	0,35	0,57	0,023	0,009	3,03	0,29	0,49	(B.2)	B.10
11	Aço alto cromo	2,23	0,43	0,37			13,10	0,33		(P.2)	B.11

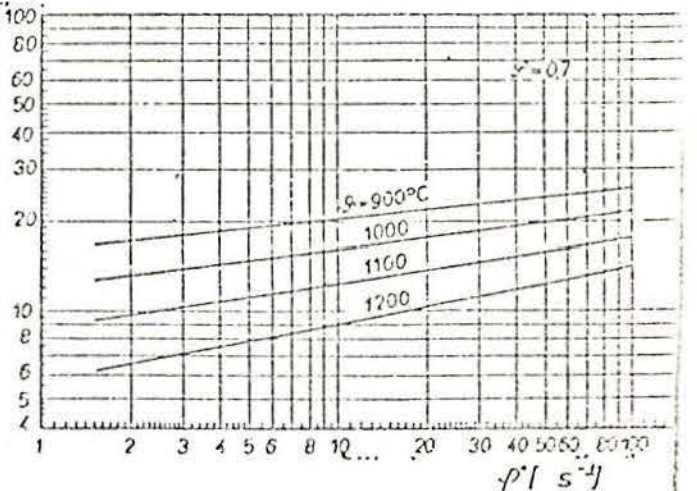
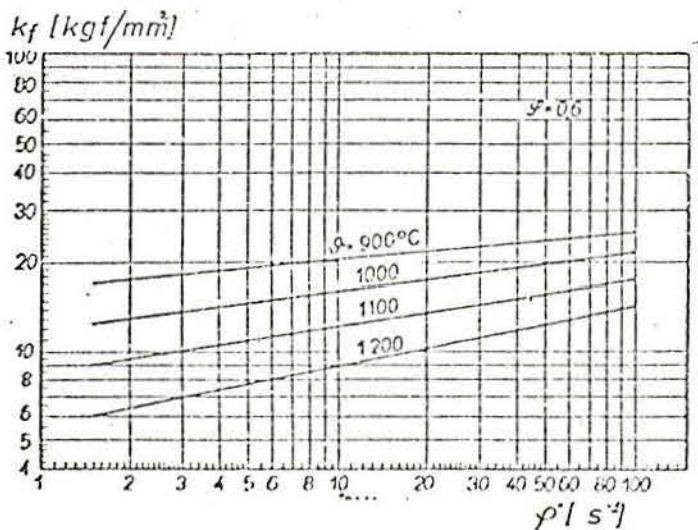
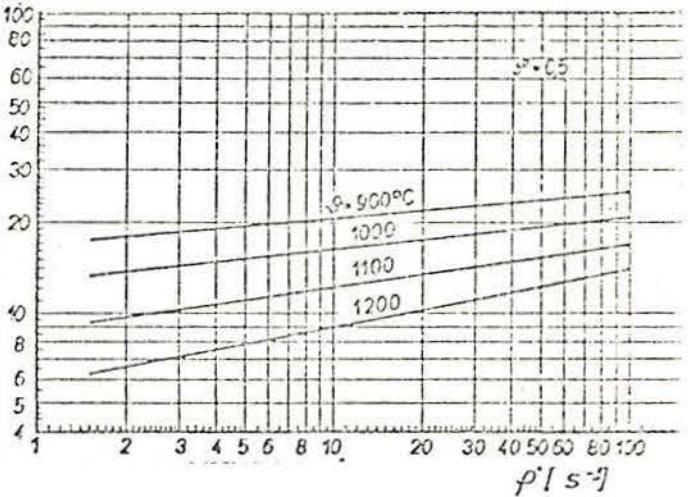
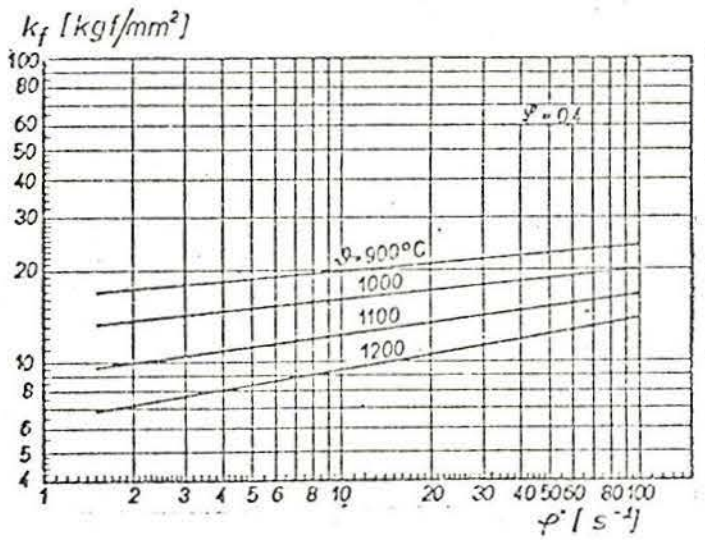
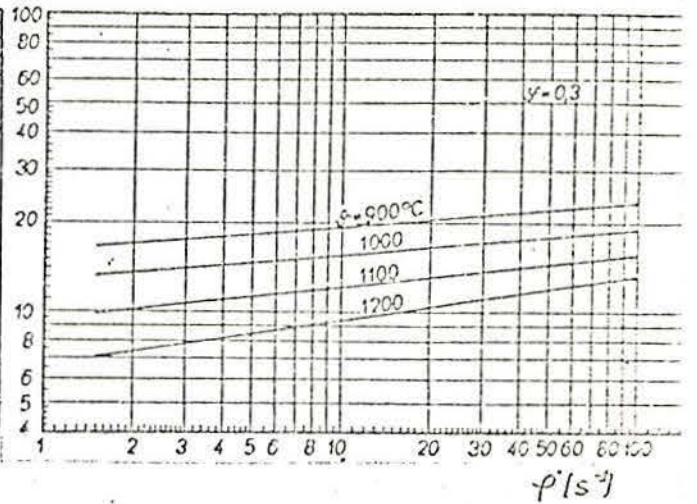
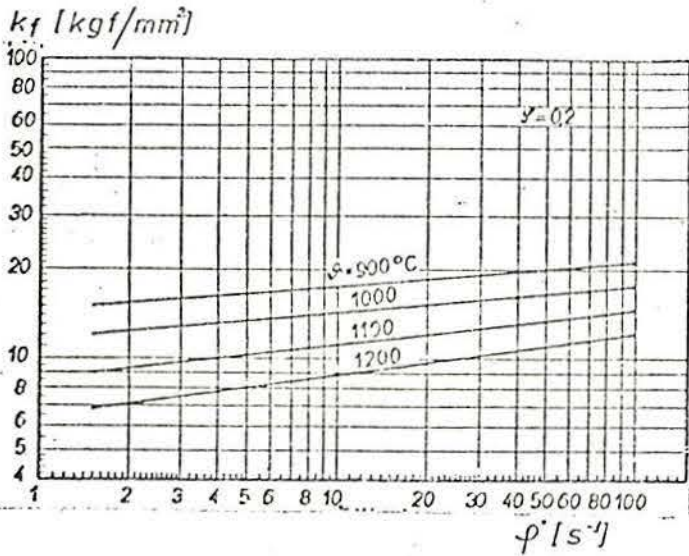
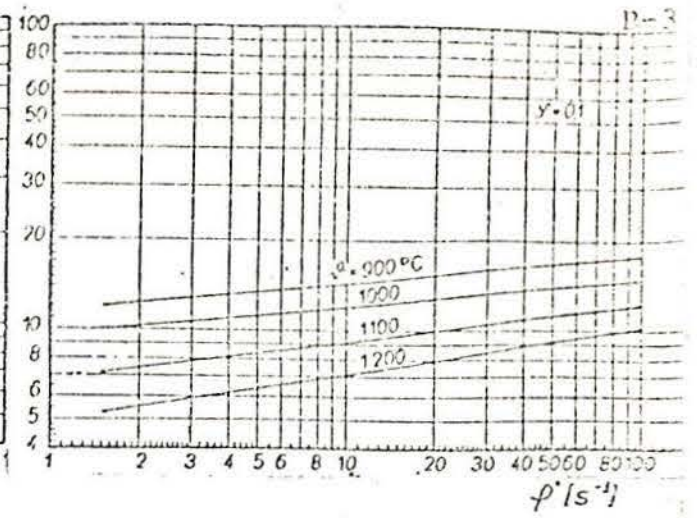
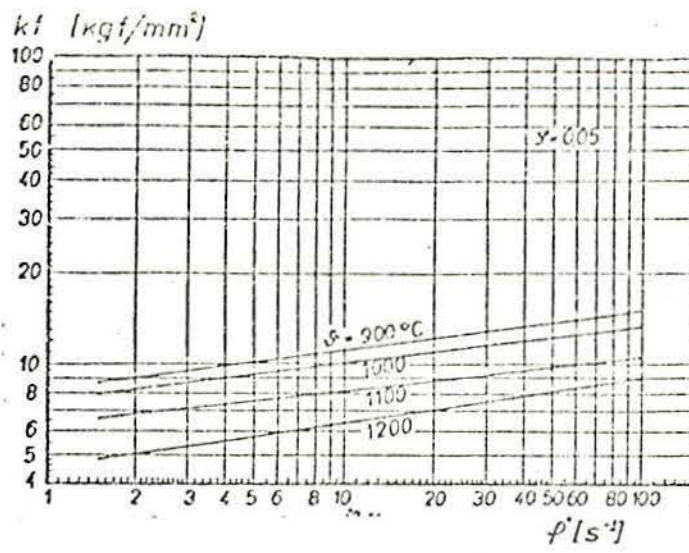


Fig. B.1 — Curvas de escoamento a quente de um aço com 0,15 % C.

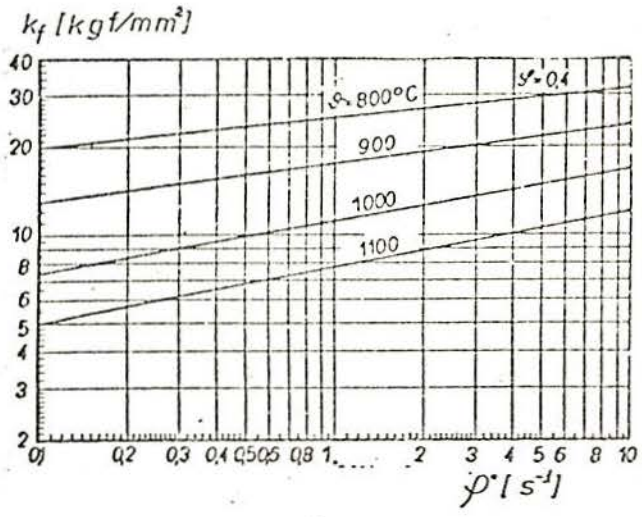
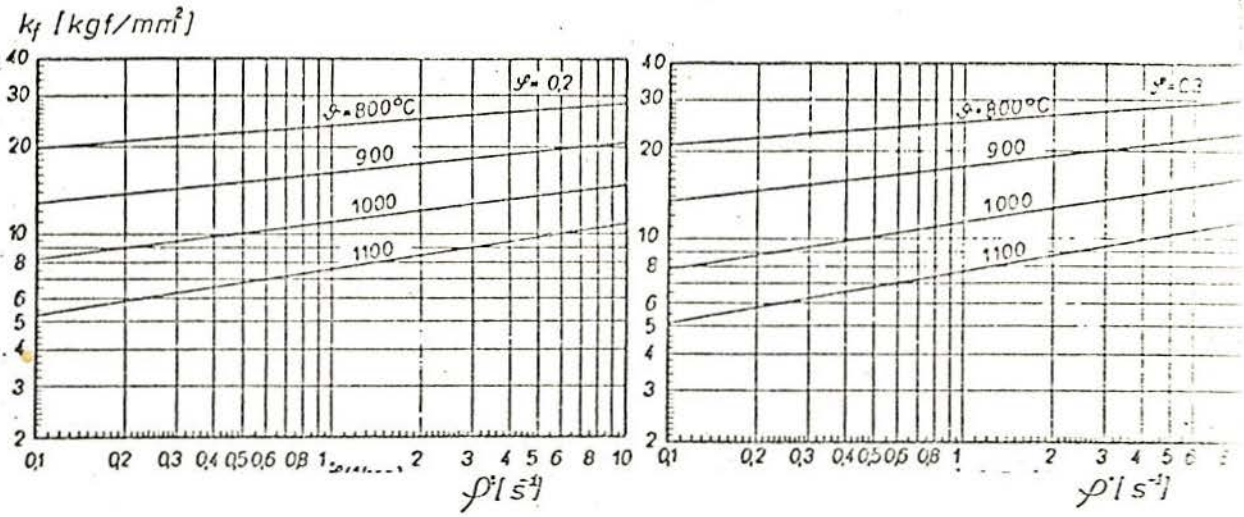
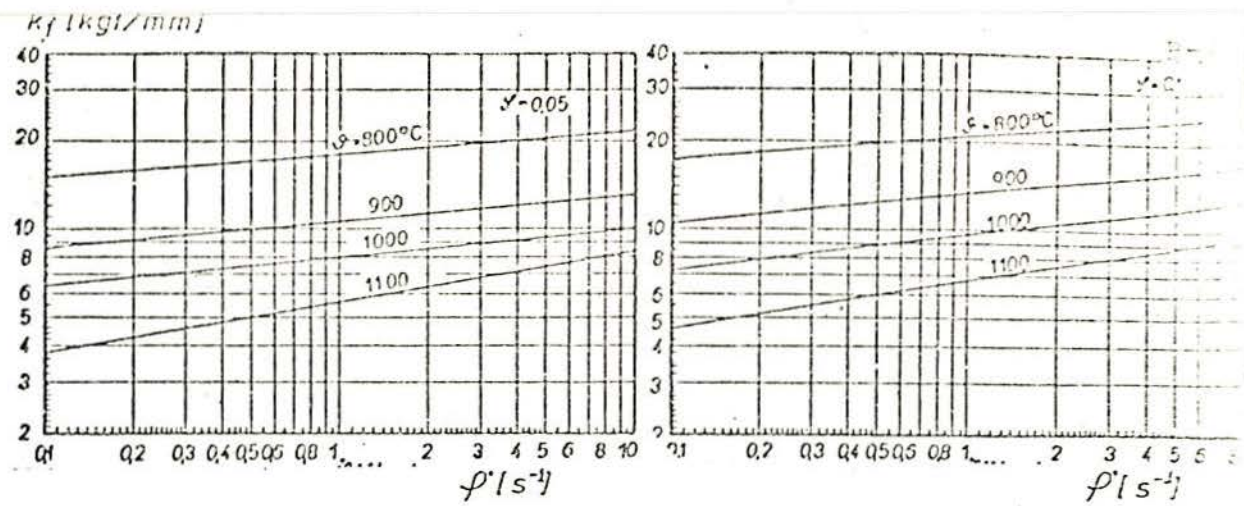


Fig. B 2 – Curvas de escoamento a quente de um aço com 0,46 % C.

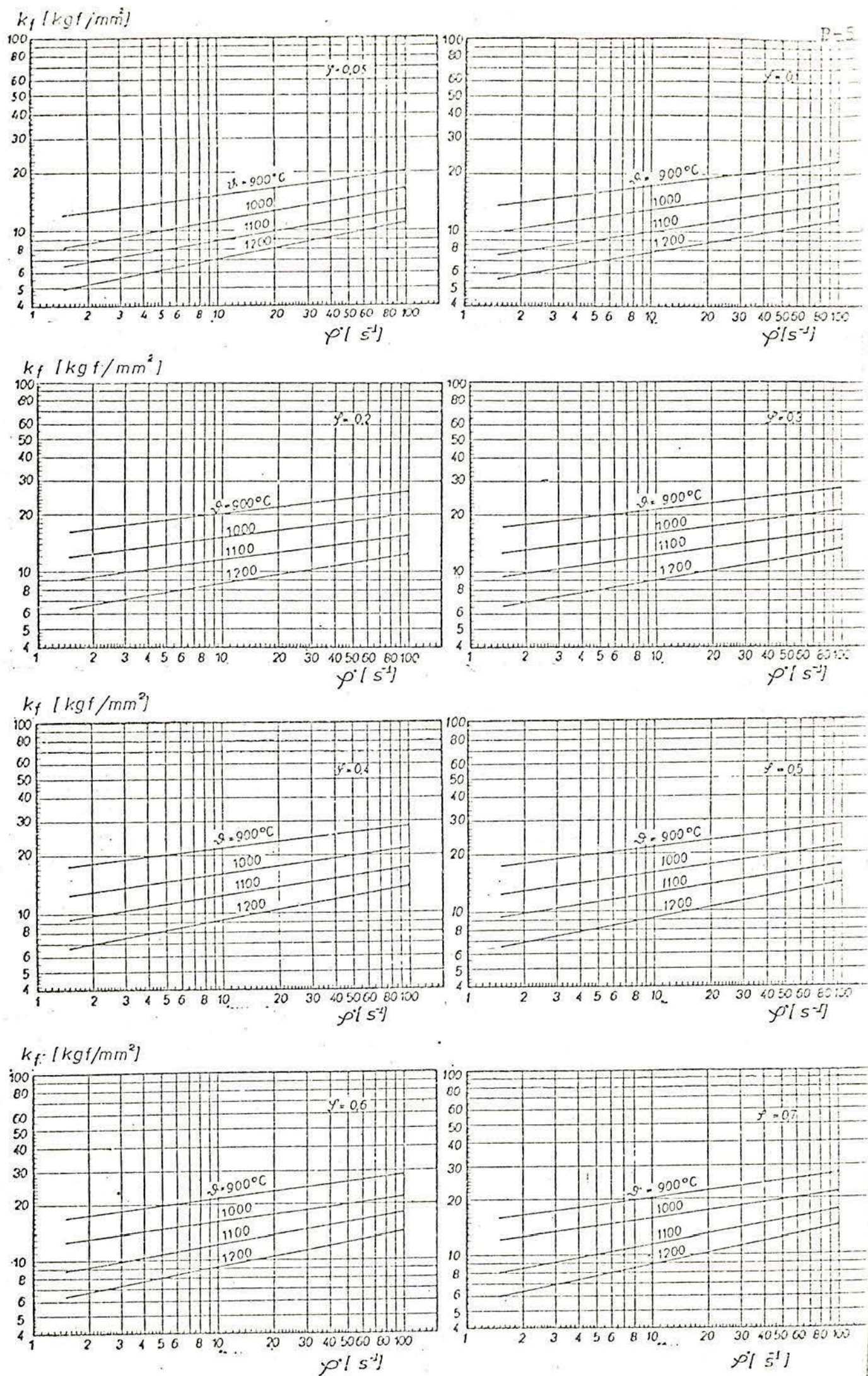
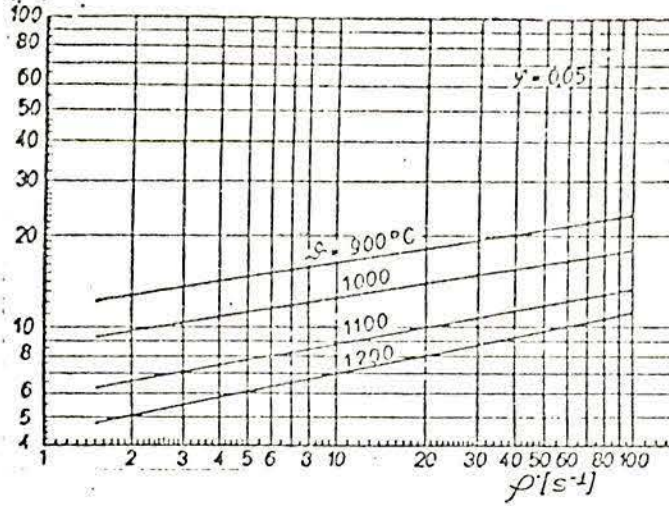
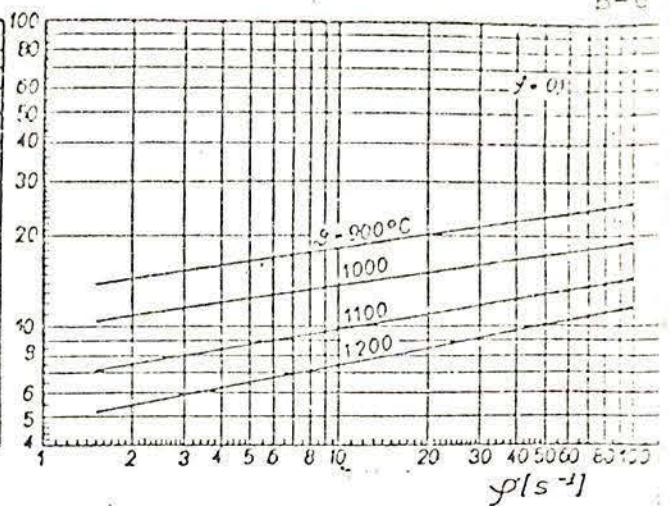


Fig. B.3—Curvas de escoamento a quente de um aço com 0,56% C.

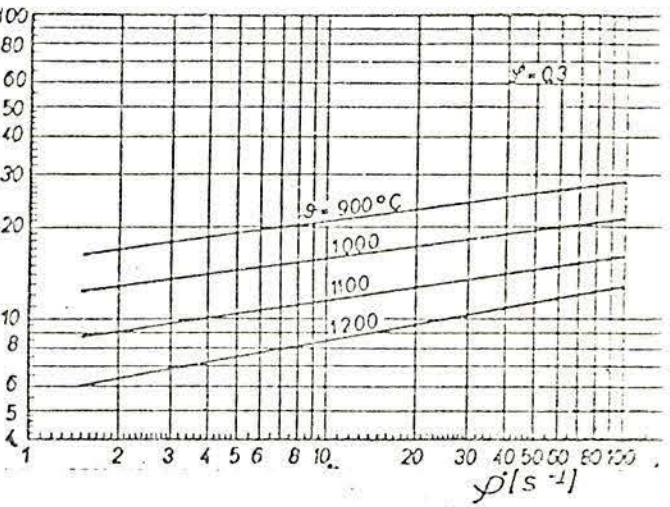
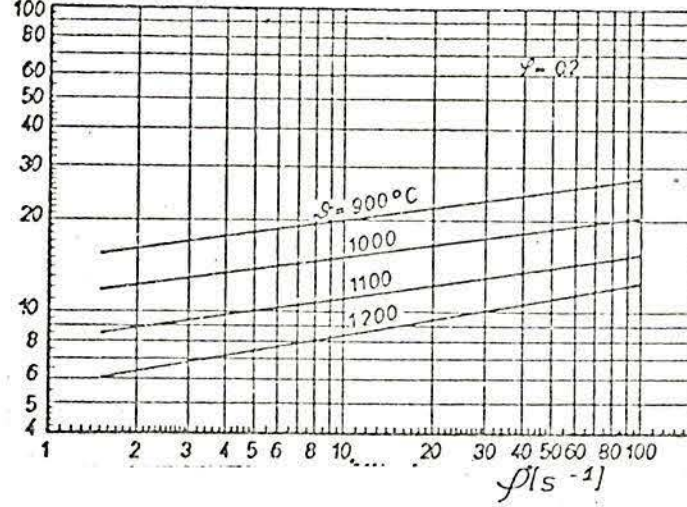
k_f [kgf/mm²]



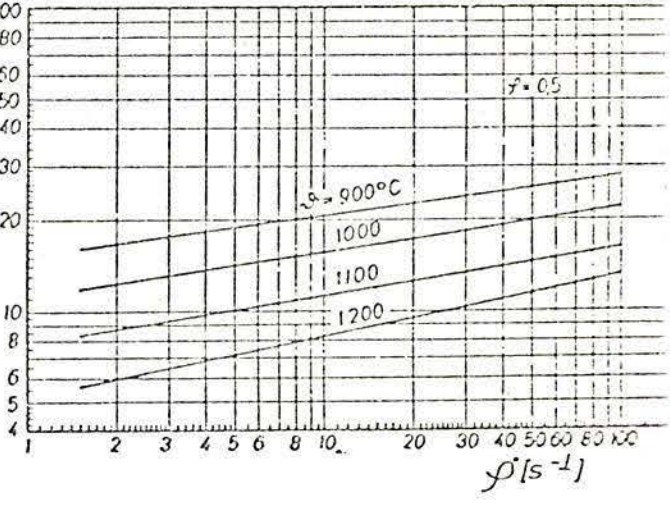
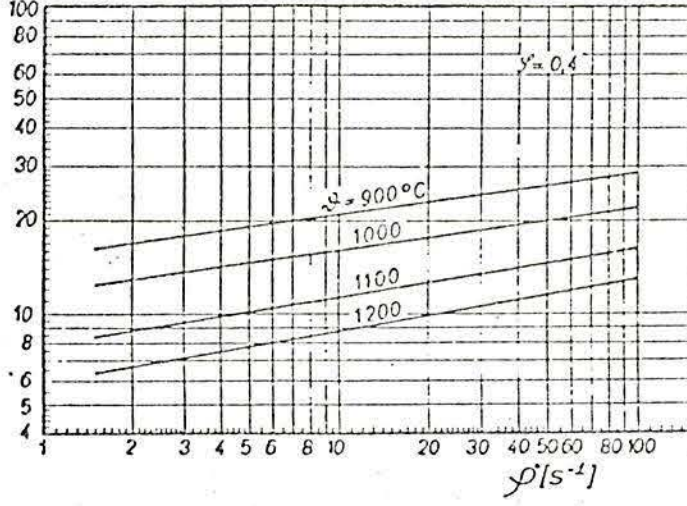
B-6



k_f [kgf/mm²]



k_f [kgf/mm²]



k_f [kgf/mm²]

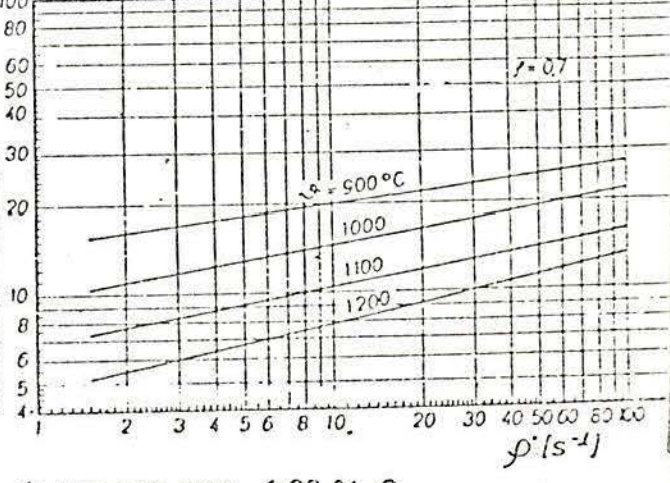
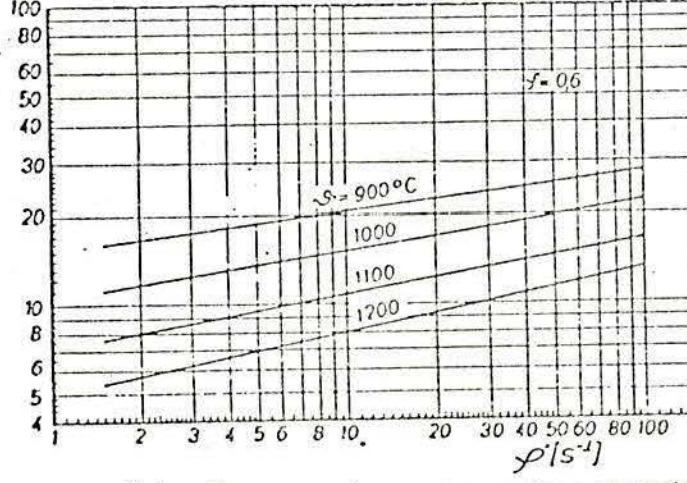


Fig B4 - Curvas de escoamento a quente de um aço com 1,00 % C.

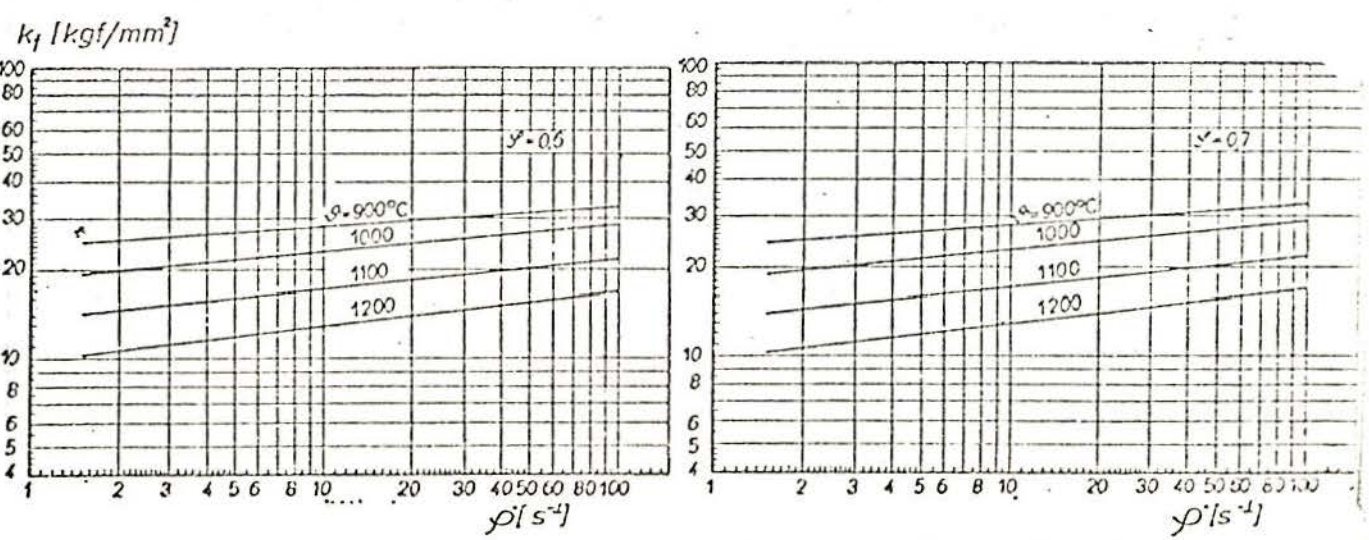
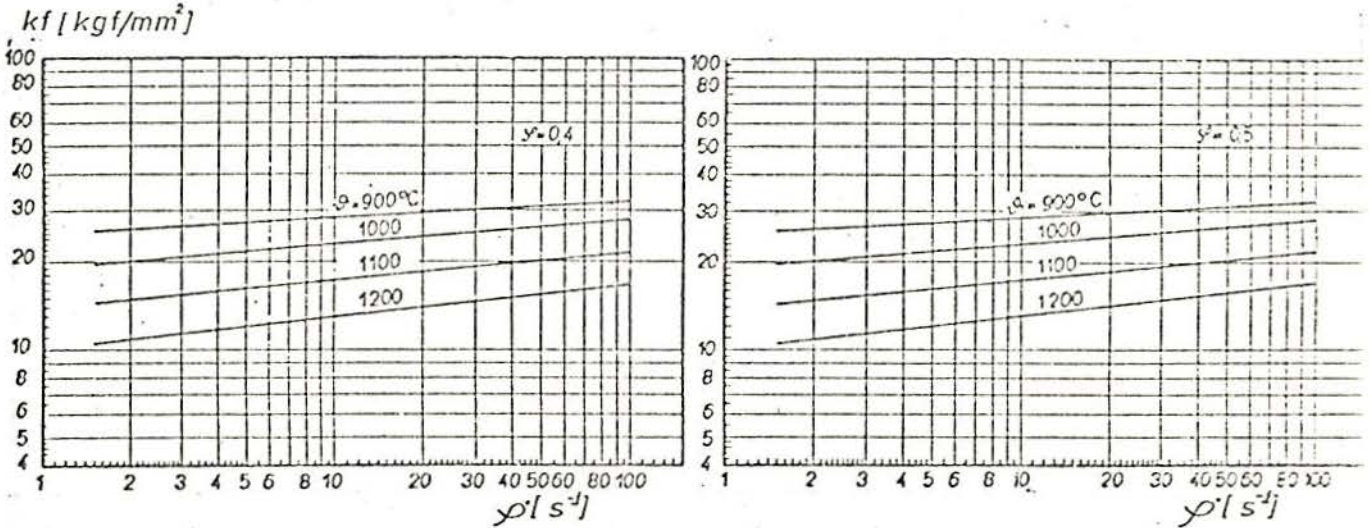
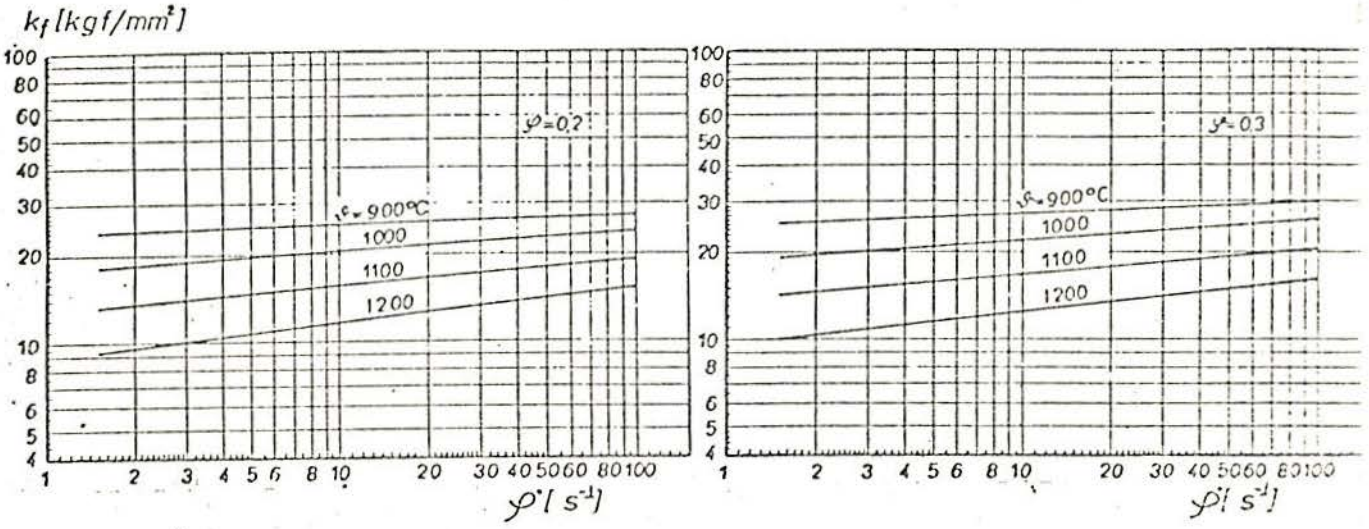
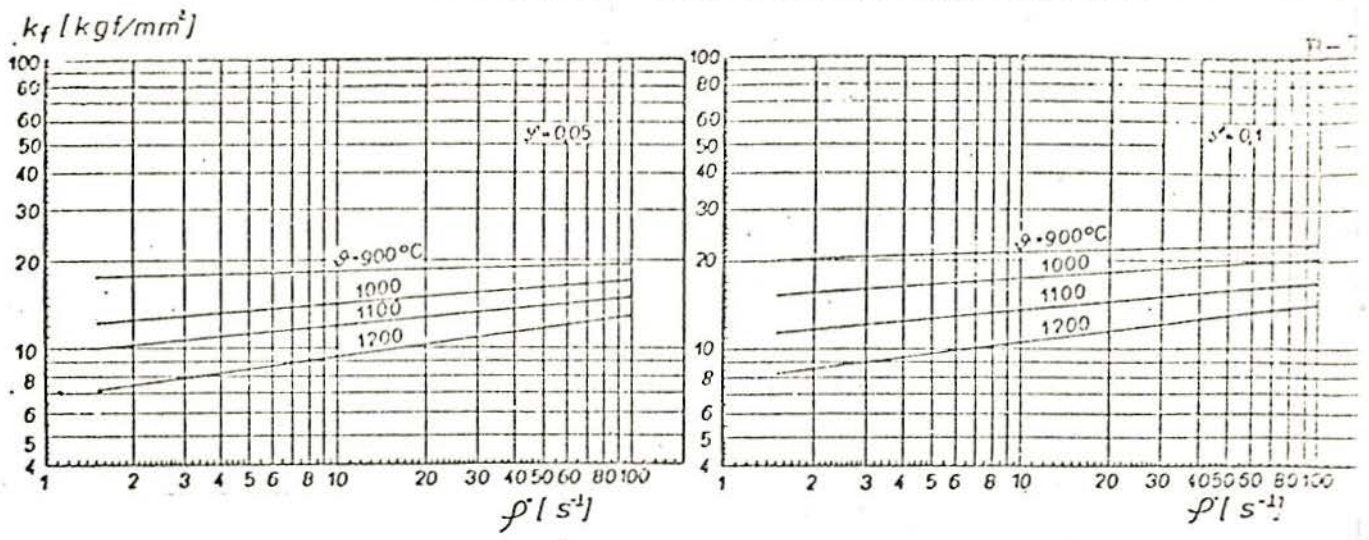


Fig. B.5. Curvas de escoamento a quente de um aço Grau Normal

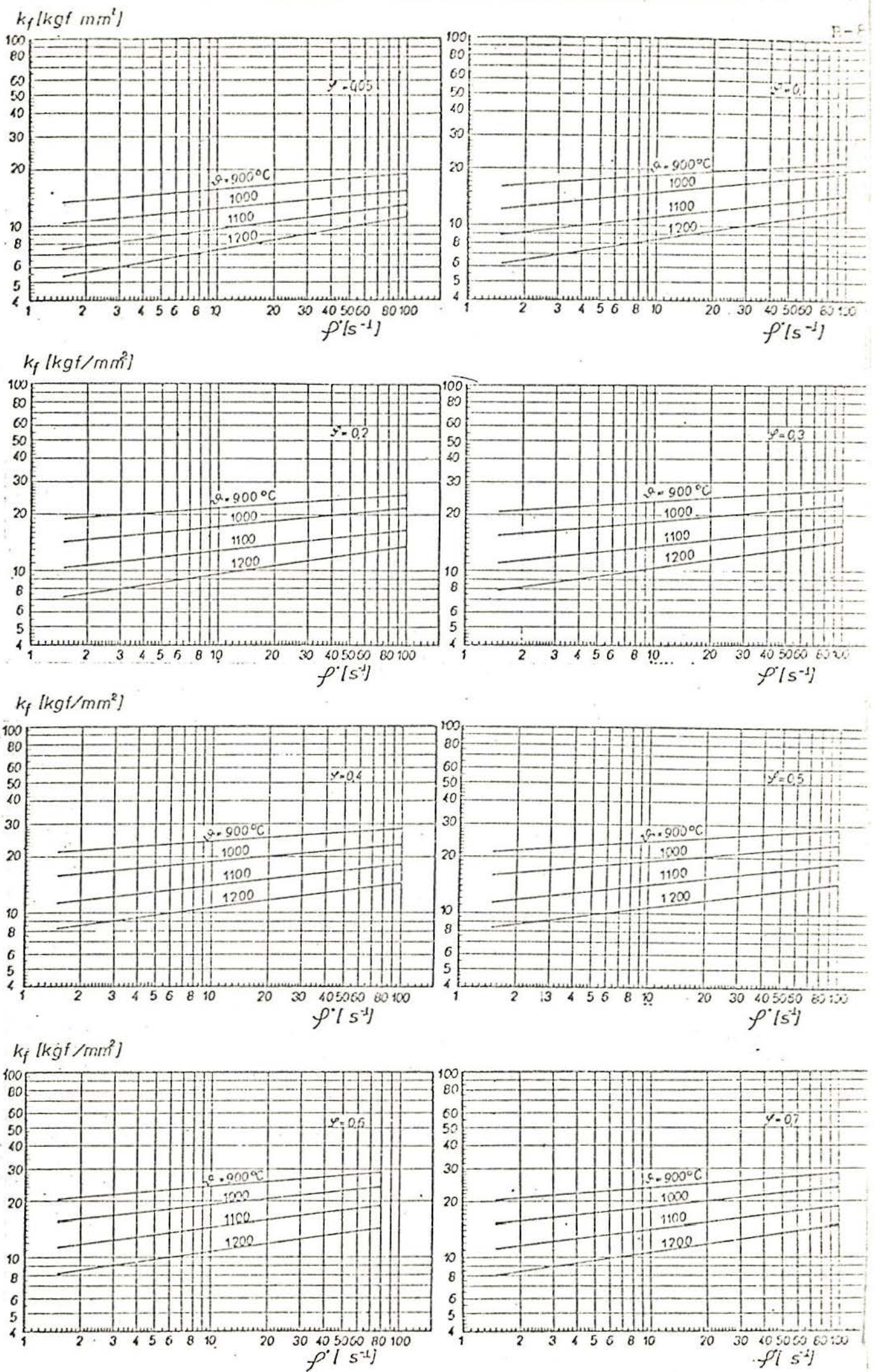


Fig. B.6 - Curvas de escoamento a quente de um aço Inconel 600-Molibdênio

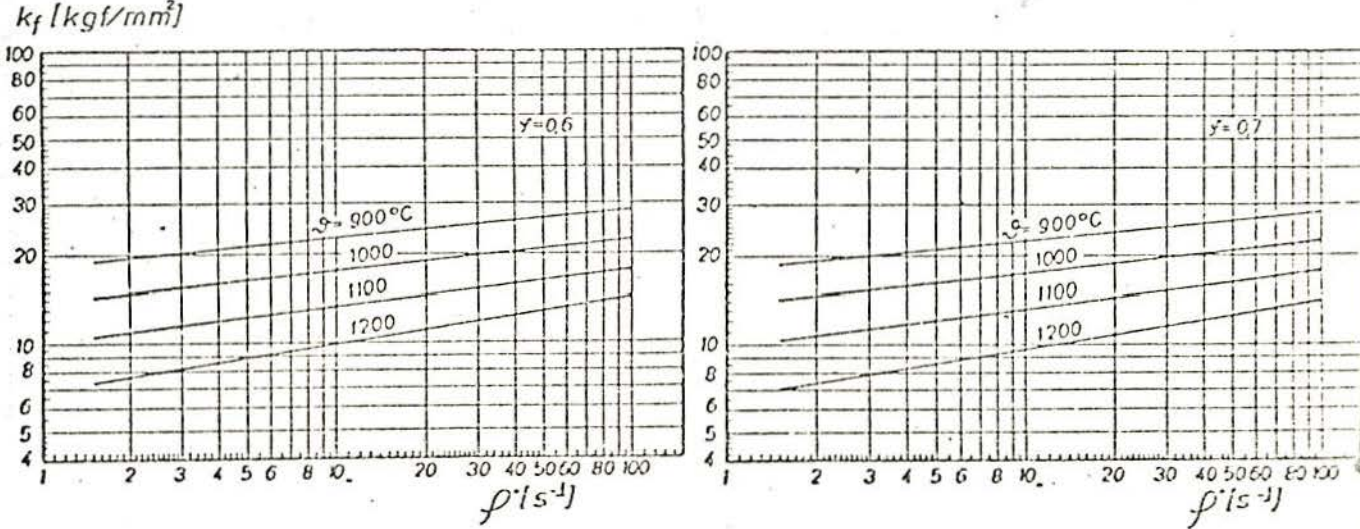
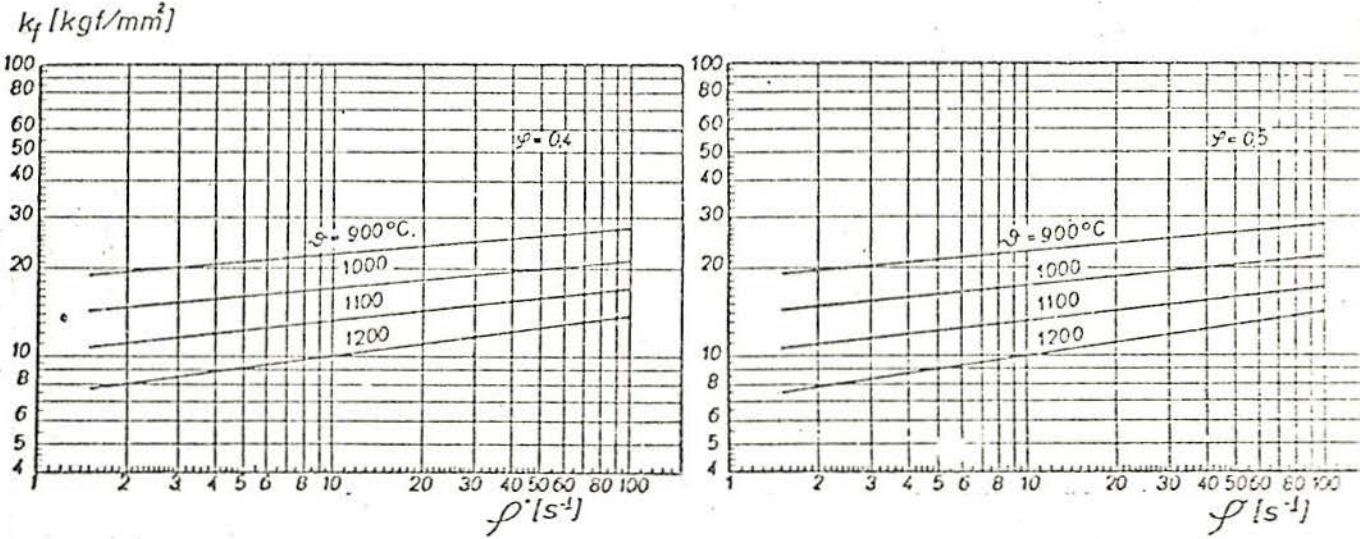
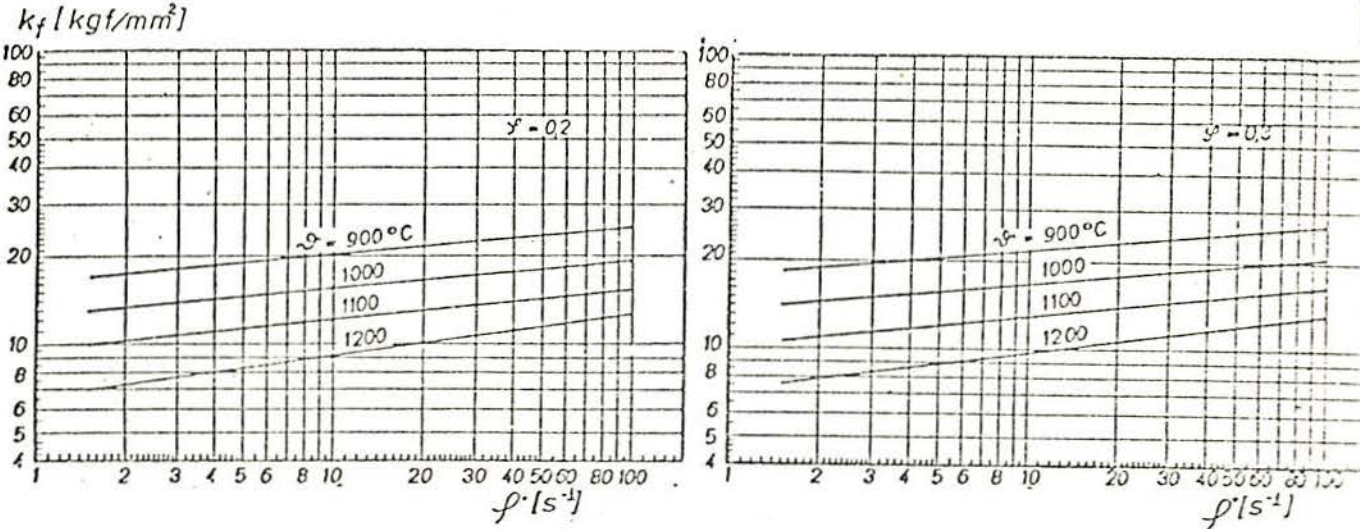
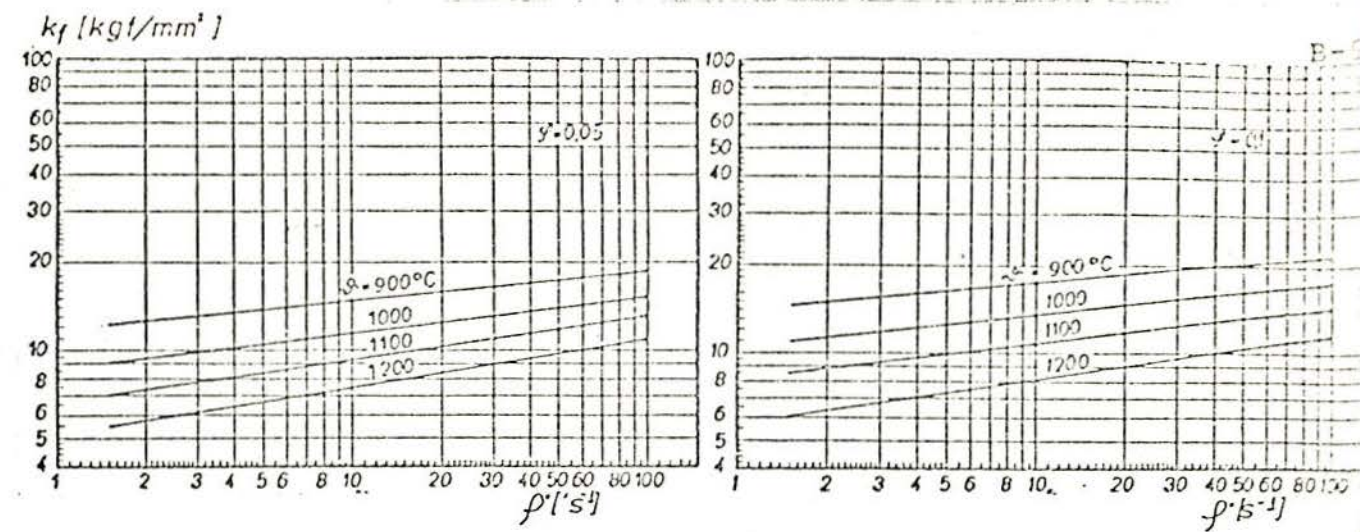


Fig. B.7 - Curvas de escoamento a quente de um aço. Magnésio Melibdonis

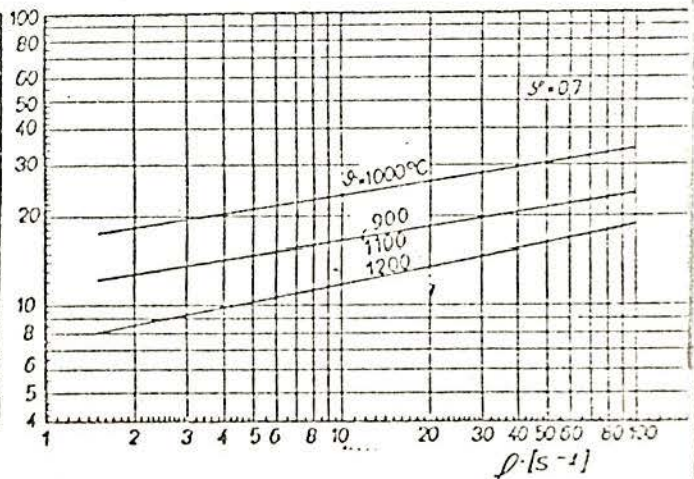
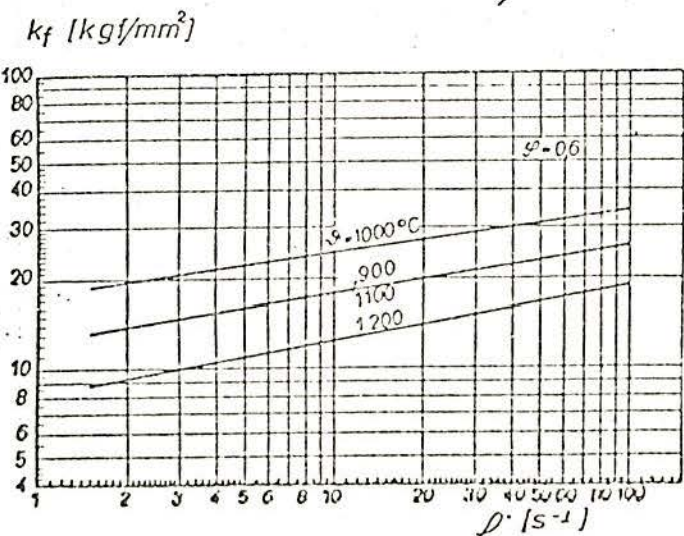
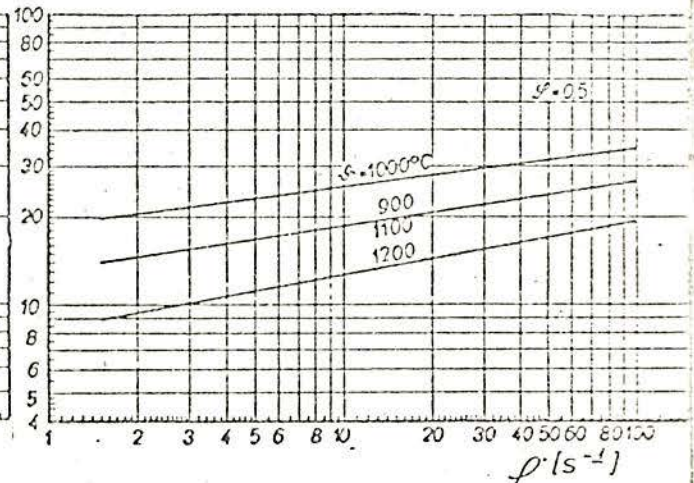
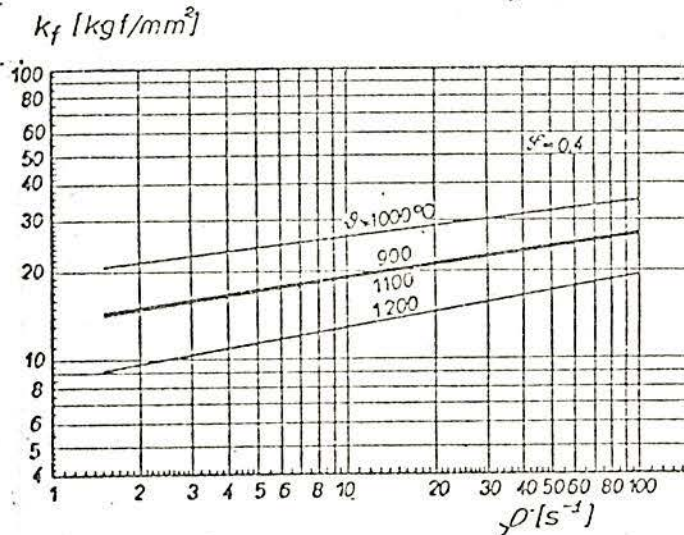
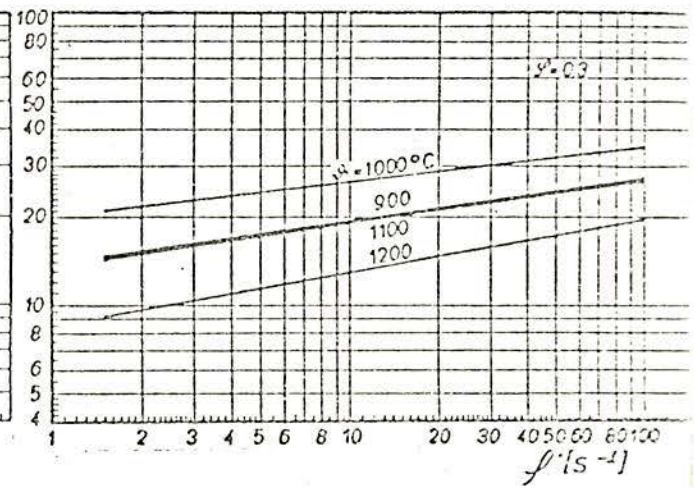
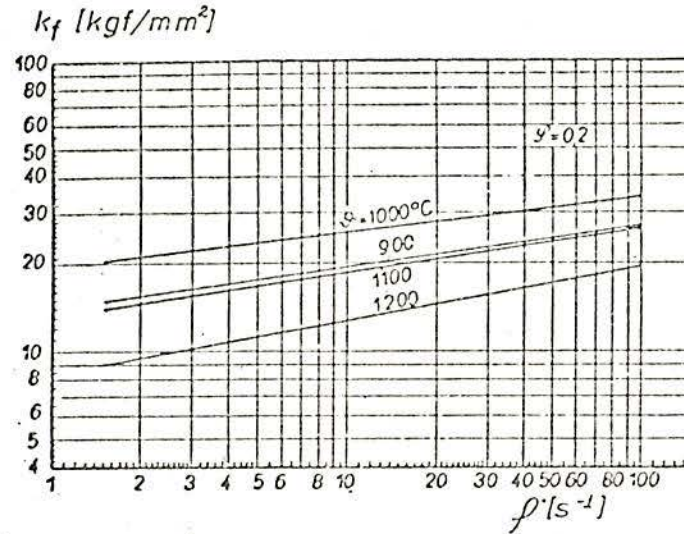
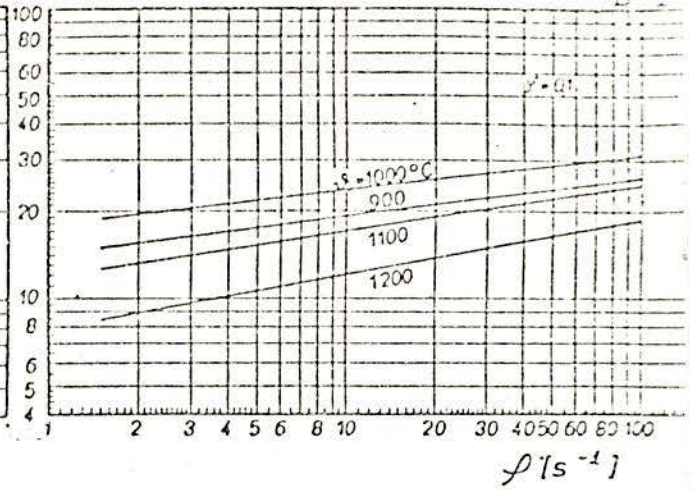
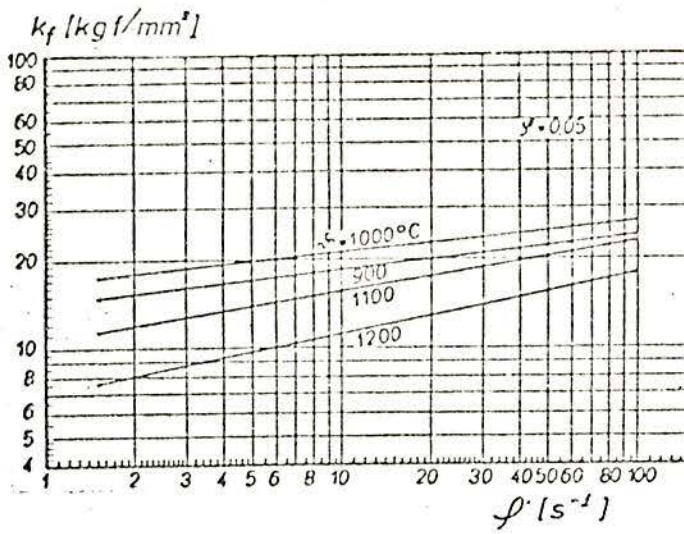


Fig. B 8 - Curvas de escoamento a quente de um aço Cromo-Silício

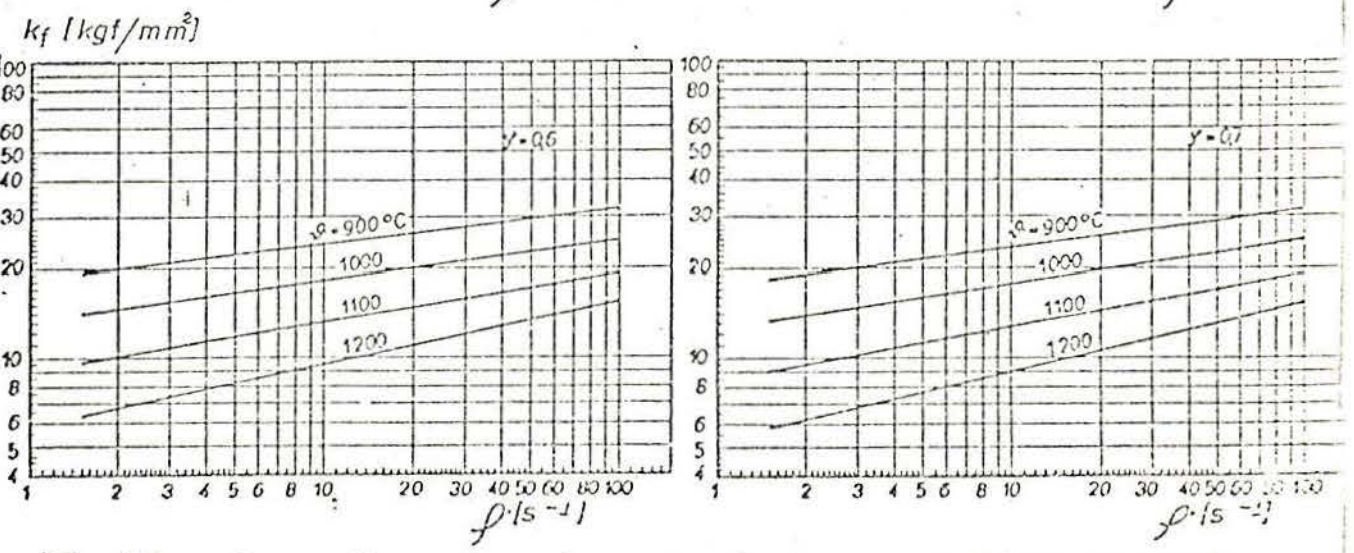
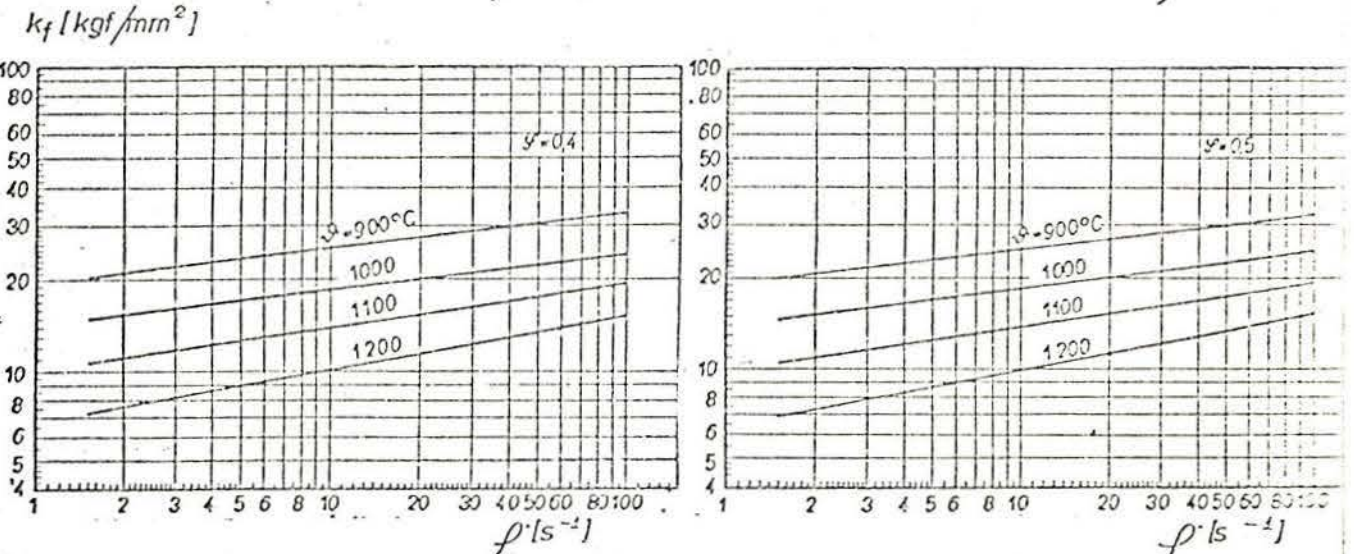
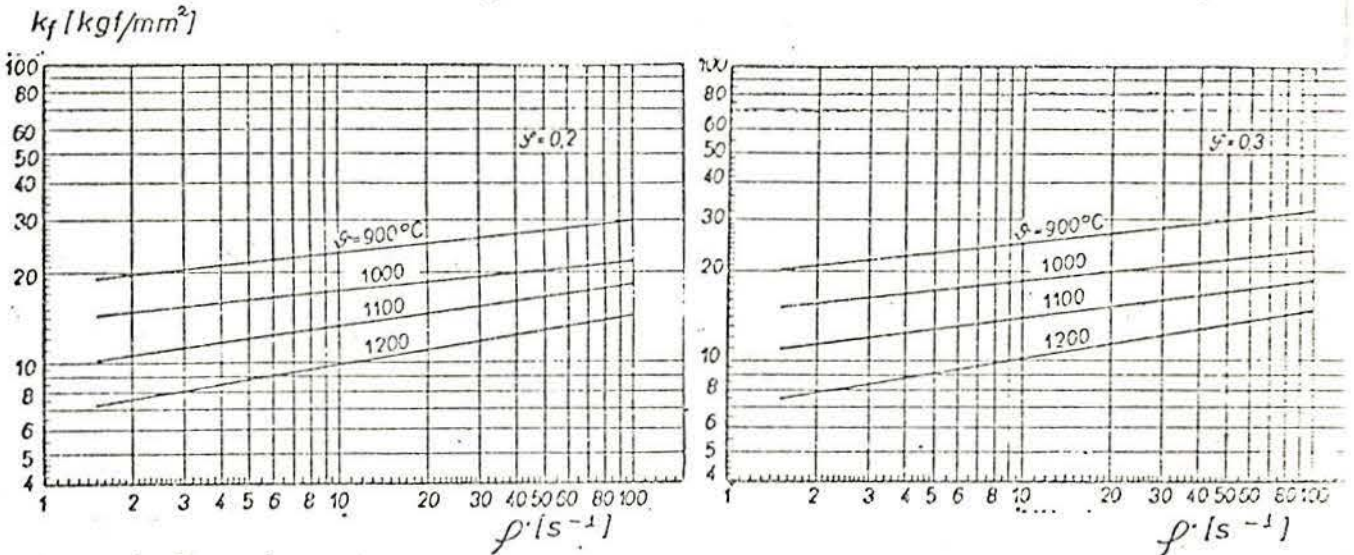
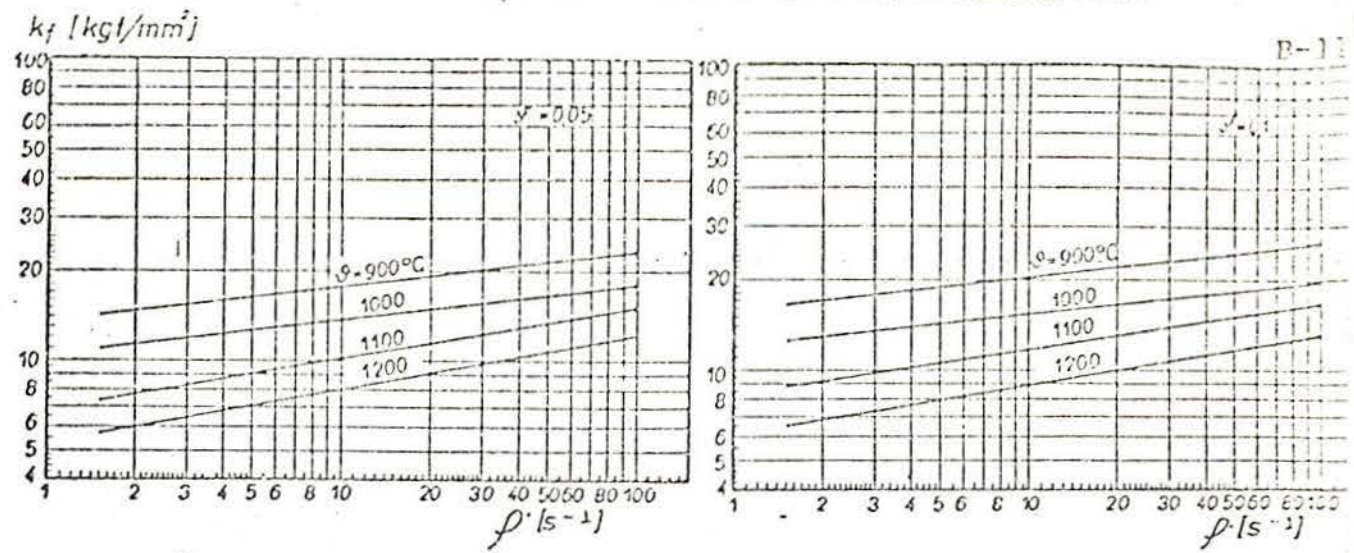


Fig B 9 — Curvas de escoamento a quente de um aço Silício-Manganês.

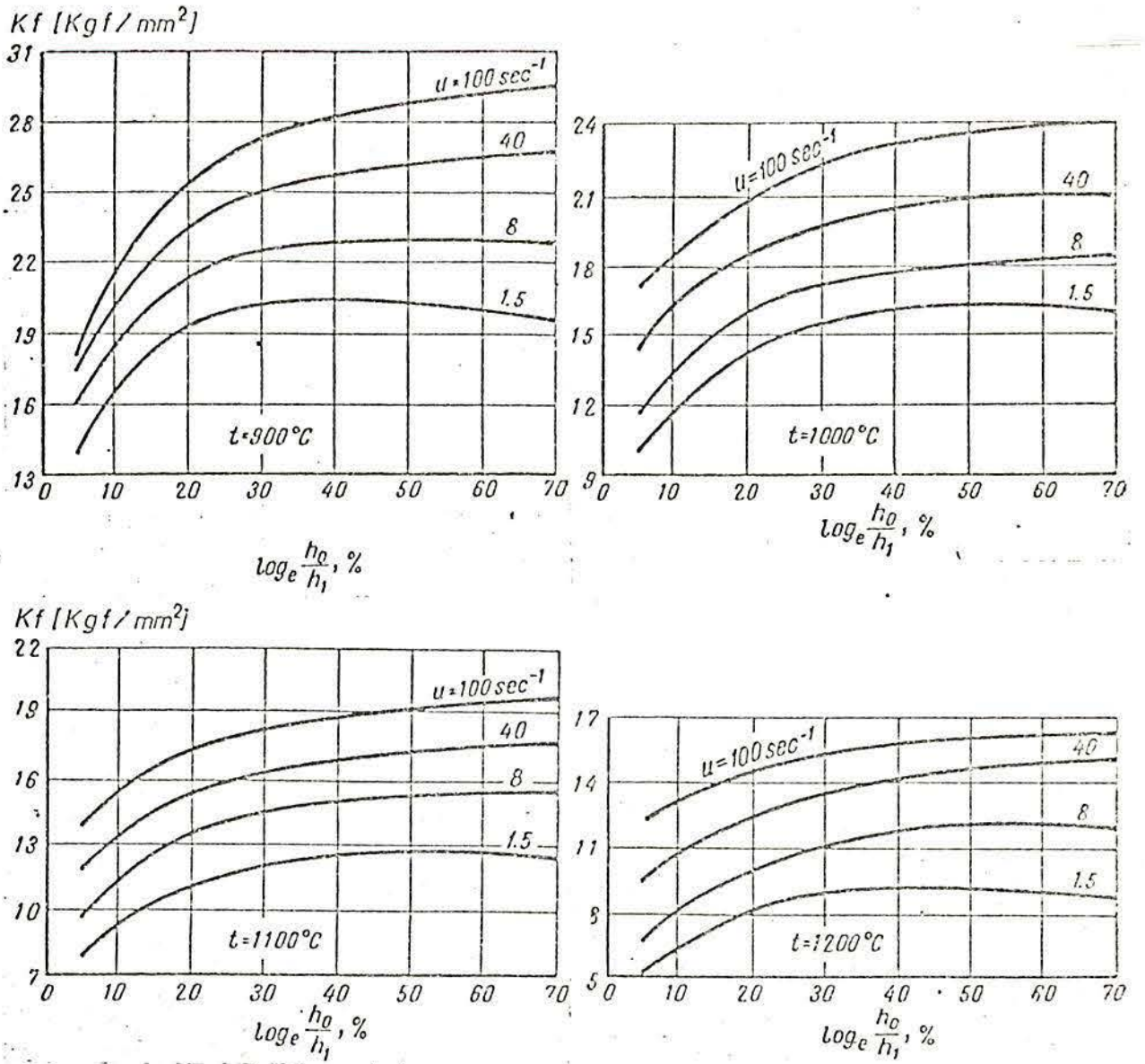


Fig. B 10 - Curvas de escoamento a quente de um aço cromo-molibdênio.

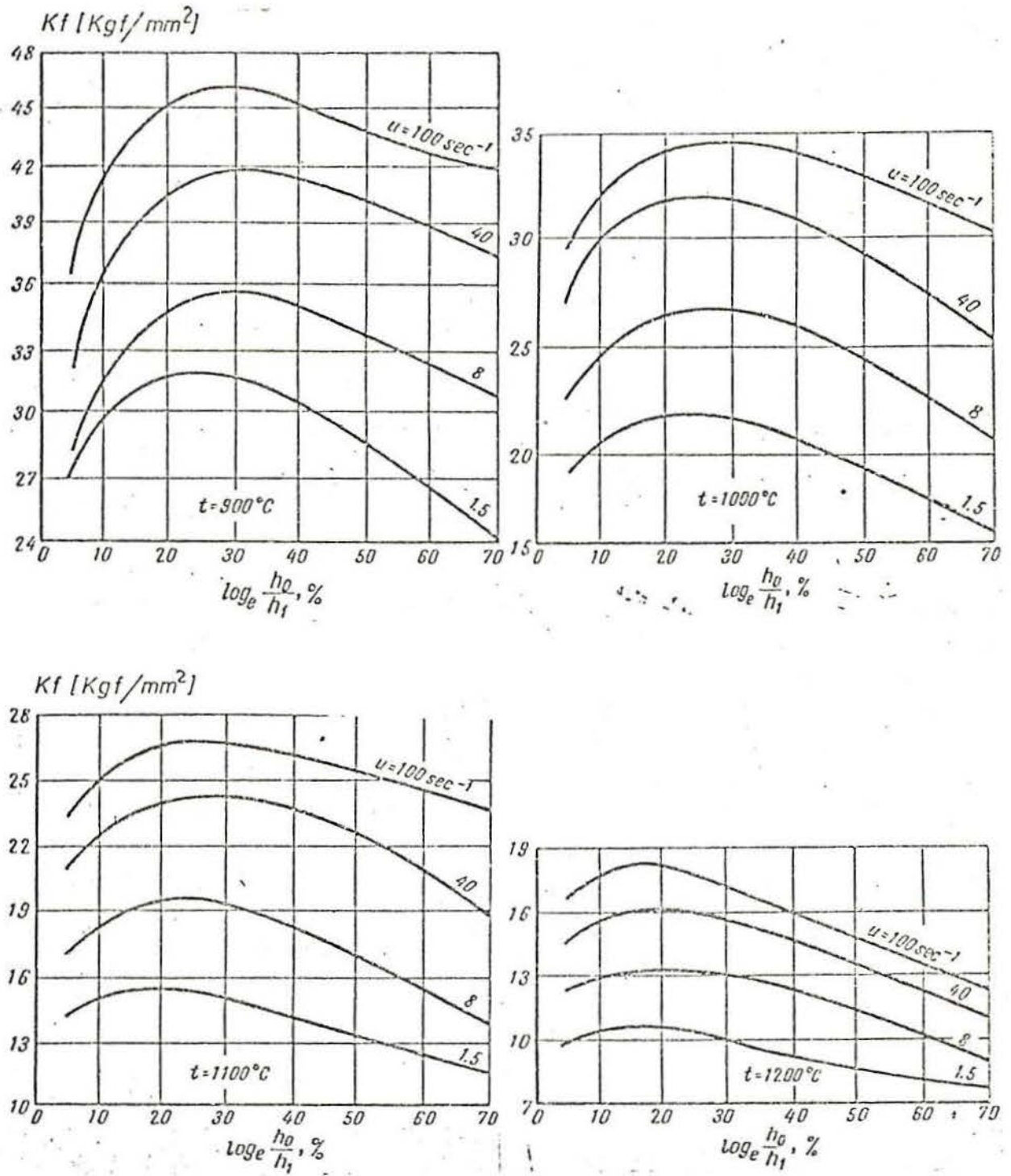


Fig. B 11 - Curvas de escoamento a quente de um aço com 13% de cromo.

APÊNDICE CCRITÉRIOS DE ESCOAMENTO [C.1]

Para transladar o conceito de Resistência ao Escoamento, definido para um estado uniaxial de tensões, para um sistema mais generalizado de tensões, é necessário encontrar uma tensão correspondente à Resistência ao Escoamento. O início do escoamento depende de uma combinação das três tensões principais e é descrita por dois critérios abaixo :

- a) Critério da máxima tensão de cisalhamento (Tresca , Mohr)
- b) Teoria da máxima energia armazenada num corpo (v.Mises, Hencky)

O critério da máxima tensão de cisalhamento pode ser analisado no círculo de Mohr : o escoamento inicia quando a maior tensão de cisalhamento τ atingir um valor crítico . A maior tensão de cisalhamento τ_{max} é a metade do diâmetro do círculo de Mohr (Fig. C.1):

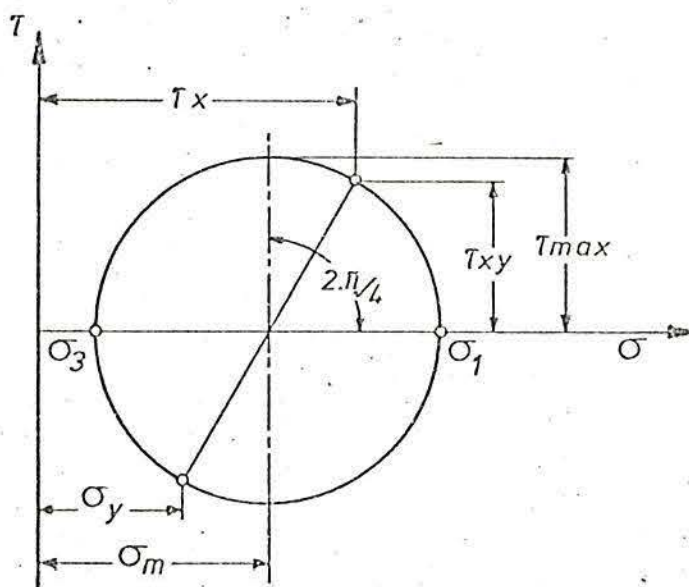


Fig. C.1 - Representação do estado de tensões através do círculo de Mohr .

$$\tau_{\max.} = \frac{\sigma_1 - \sigma_3}{2} \quad (C.1)$$

ou

$$2 \tau_{\max} = \sigma_1 - \sigma_3 = \sigma_v \quad (C.2)$$

quando ocorrer escoamento $\sigma_v = k_f$

As tensões normais principais $\sigma_1, \sigma_2, \sigma_3$ são ordenadas de tal maneira que

$\sigma < 0$ para tensão de compressão

$\sigma > 0$ para tensão de tração

e suas grandezas:

$$\sigma_1 < \sigma_2 < \sigma_3 \quad (C.3)$$

Assim, pela teoria da máxima tensão de cisalhamento, a tensão principal mediana σ_2 , não tem nenhum significado.

A teoria da máxima energia armazenada num corpo (v. Mises) considera todas as três tensões σ_1, σ_2 e σ_3 de modo que

$$\sigma_v = \sqrt{\frac{1}{2} (\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_1 - \sigma_3)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2} \quad (C.4)$$

ocorrendo o escoamento quando σ_v for igual ao valor de k_f obtido num estado uniaxial de tensões.

Comparando-se as teorias de Tresca e v. Mises tira-se que normalmente a teoria de Tresca dá valores de σ_r maiores que os valores obtidos da teoria de v. Mises. As duas teorias são iguais para o estado uniaxial de tensões e apresentam uma diferença máxima num estado plano de deformação ou seja para o caso em que

$$\sigma_2 = \sigma_m = \frac{1}{3} (\sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3) \quad (C.5)$$

ou

$$\sigma_2 = \frac{1}{2} (\sigma_1 + \sigma_3) \quad (C.6)$$

Assim, pelas equações (C.6), (C.4) e (C.1), vem ;

$$\frac{\sigma_v \text{ Tresca}}{\sigma_v \text{ Mises}} = \frac{2}{\sqrt{3}} \cong 1,15 \quad (C.7)$$

APÊNDICE DSISTEMA ELETRÔNICO PARA MEDICÕES DE GRANDEZAS FÍSICASa) - INTRODUÇÃO

Quando forças atuam sobre um corpo elástico, o mesmo modifica sua forma. Assim, a deformação, ou melhor a deformação longitudinal do corpo constitui um elemento de medida para as forças que atuam sobre o mesmo, quando se conhece as propriedades do material. As deformações são extremamente pequenas, da ordem de 10^{-6} até $10^{-3} \Delta l / \Delta l$.

Dessa forma, a medida da deformação do material constitui a base para a determinação das tensões mecânicas ocasionadas por carregamentos de tração, compressão, torção ou cisalhamento. Os carregamentos podem ser estáticos, estático-dinâmicos ou somente dinâmicos.

b) - OS EXTENSÔMETROSb.1 - Princípio de funcionamento

Uma tira ou um fio utilizados como resistência elétrica (normalmente constantan, aproximadamente 60 % Cu e 40 % Ni) com um comprimento l (m) e uma seção A (mm^2) tem como expressão de sua resistência elétrica :

$$R = \delta \cdot l / A \quad (\text{D.1})$$

onde δ é a resistência específica ($\Omega \text{mm}^2 / \text{m}$) .

Deformando-se o fio, devido a atuação de uma força de tração, aumenta-se a resistência elétrica porque l aumenta e A diminui. Além disso, modifica-se também a resistência específica. No constantan a influência de Δl em ΔR é relativamente pequena.

A fig. D.1 mostra como a deformação de uma barra traciona-

da provoca uma alteração ΔR na resistência de um fio colado sobre a mesma D.1 .

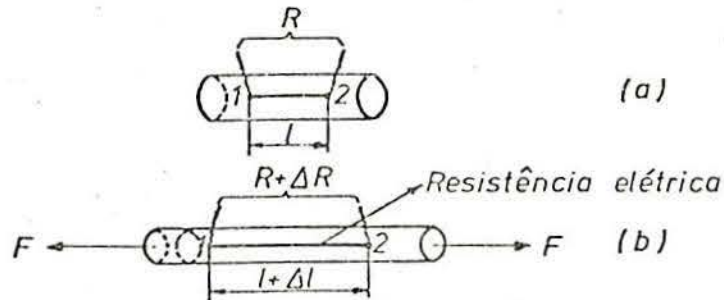


Fig. D.1 - Deformação de uma barra tracionada, onde se observa também a deformação de uma resistência elétrica colocada sobre a barra. (a - barra não tracionada, b - barra tracionada)

b.2 - Fator de sensibilidade K

Entre a deformação relativa e a variação relativa existe uma relação linear, dada pela constante de proporcionalidade que é denominada de fator de sensibilidade K.

$$\frac{\Delta R}{R} = K \cdot \frac{\Delta l}{l} = k \cdot \epsilon \quad (D.2)$$

O valor do fator K ou fator de sensibilidade será demonstrado como segue:

sendo V o volume, dado por

$$V = A \cdot l$$

a eq. D.1 fica :

$$R = \frac{\rho \cdot l^2}{V} \quad (D.3)$$

Bridgman [D.2] mostrou que uma alteração no volume implica numa alteração na resistência específica e para o constante a expressão é :

$$c = \frac{\frac{d\delta}{\delta}}{\frac{dV}{V}} = 1,13 \quad (D.4)$$

Diferenciando a eq. D.3 obtêm-se

$$\frac{dR}{R} = \frac{d\delta}{\delta} + \frac{2}{1} \frac{dl}{l} - \frac{dV}{V} = (c - 1) \frac{dV}{V} + \frac{2}{1} \frac{dl}{l} \quad (D.5)$$

A constante de Poisson ou coeficiente de contração μ nos dá a relação entre a variação do diâmetro com o comprimento

$$-\mu = \frac{\frac{dD}{D}}{\frac{dl}{l}} = 0,3 \quad (D.6)$$

Diferenciando o volume se tem

$$\frac{dV}{V} = 2 \frac{dD}{D} + \frac{dl}{l} \quad (D.7)$$

Substituindo-se a eq. D.6 na eq. D.7 obtêm-se

$$\frac{dV}{V} = (1 - 2\mu) \frac{dl}{l} \quad (D.8)$$

Substituindo a eq. D.8 na eq. D.5:

$$\frac{dR}{R} = \left[(c - 1) (1 - 2\mu) + 2 \right] \frac{dl}{l} \quad (D.9)$$

que comparado com a eq. D.2 se conclui que o fator de sensibilidade é :

$$K = (c-1)(1 - 2\mu) + 2$$

após substituindo os valores de $c = 1,13$ e $\mu = 0,3$ obtêm-se

$$K = 2,05$$

b.3 - Forma de apresentação dos extensômetros

Os extensômetros são geralmente apresentados em forma de fios (aproximadamente 0,02 mm de diâmetro) ou tiras (com a - aproximadamente 0,004 mm de espessura), São colados em várias formas (meândros, zigue-zague, etc. ...) sobre papel ou fo - lhas plásticas. A fig. D.2 mostra uma das formas encontradas no comércio.



Fig. D2- Forma esquemática de um tipo de extensômetro.

c) - MEDIDA DA VARIAÇÃO RELATIVA DA RESISTÊNCIA

A variação relativa da resistência dos extensômetros é pequena. Para a sua medida faz-se uso da Ponte de Wheatstone. Com esse sistema de ligação transforma-se a variação de resistência elétrica em variação de diferença de potencial.

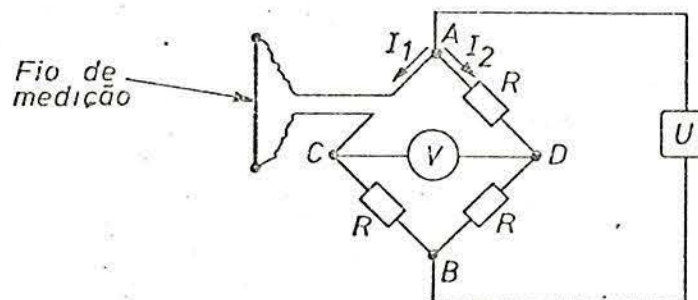


Fig. D3- Fio de medição de um extensômetro numa ponte WHEATSTONE.

A forma mais simples consiste em quatro resistências iguais e de valor R , em série. Uma destas resistências é o fio que sofrerá deformação (fig. D.3). Pelas quatro resistências passa corrente fornecida pela fonte U . Através da lei de Ohm podem ser conhecidas as relações entre corrente e tensão.

d) - COMPENSADOR DE TEMPERATURA

Como uma medida pode ser afetada pela variação de temperatura ambiente, é necessário que se elimine a influência desse efeito.

Os extensômetros que são deformados devido à atuação de esforços sobre o corpo onde os mesmos estão colados denominam-se de ativos. Aqueles extensômetros que não sofrem deformação nesta ocasião são chamados de passivos.

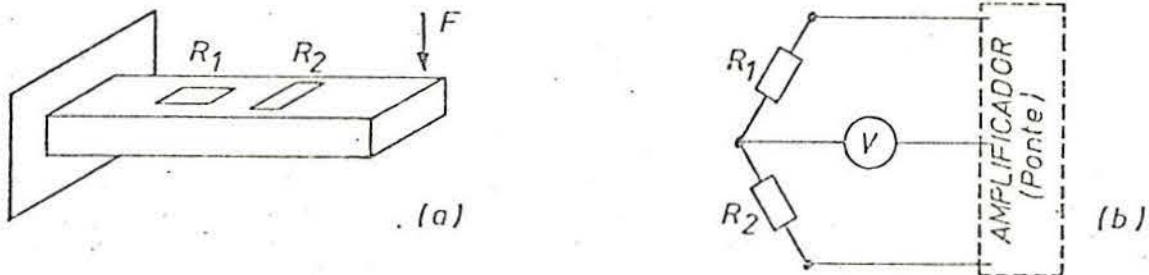


Fig. D4 - Posição da resistência passiva para compensar a influência da temperatura. b) Montagem do circuito elétrico.

A resistência elétrica R_2 colocada numa posição considerada neutra não se altera quando atua a força F . A montagem das resistências R_1 e R_2 não ocasiona desbalanço da ponte quando as mesmas forem afetadas pela variação de temperatura.

e) - POSSIBILIDADES DE ADAPTAÇÃO DOS EXTENSÔMETROS NOS OBJETOS DE MEDIDA PARA MEDIÇÃO DE CARREGAMENTOS SIMPLES

A maneira mais simples de se medir as solicitações em um corpo com auxílio de extensômetros é colar os mesmos na direção da maior deformação. A ponte de Wheatstone oferece então várias possibilidades de conexão para a adição ou subtração de va-

lores de medida (Fig. D.5) [D.3] .

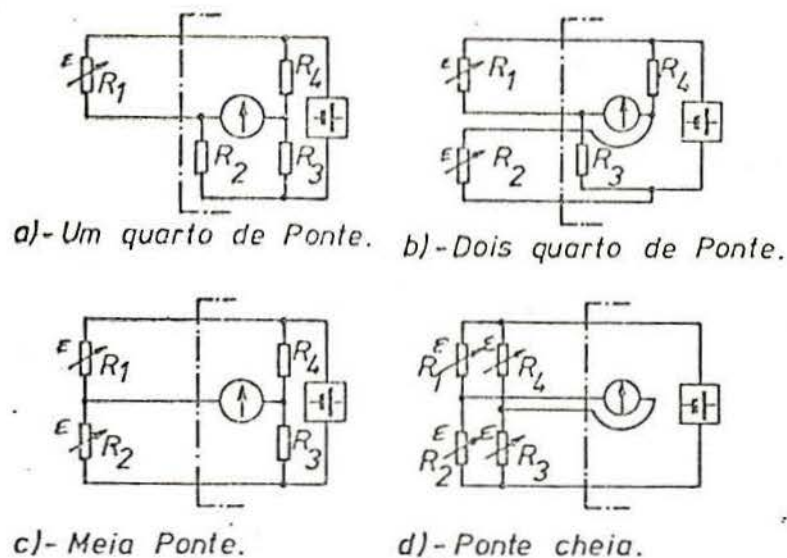


Fig. D.5- Formas diferentes de ligações dos extensômetros (Ponte de Wheatstone)

Na Fig. 5 as resistências R podem ser constituídas de um ou mais extensômetros. Na fig. D.5c, se a resistência R_1 for alterada por tração e o mesmo acontecendo com a R_2 , tendo a deformação o mesmo valor para as duas resistências, a ponte de Wheatstone não mostrará desequilíbrio.

Se na fig. D.5c a resistência R_1 for alterada por tração e a resistência R_2 por compressão, ocorrendo a mesma deformação, o sinal da ponte será a soma do sinal enviado por cada uma das resistências (exemplo : fig. D.6)

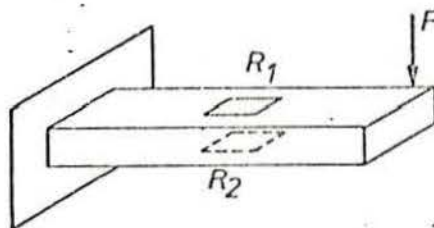


Fig.D.6- Resistência R_1 sofre tração enquanto que R_2 sofre compressão.

f) - TENSÕES NORMAIS

Forças que atuam sobre um corpo num sentido uniaxial provocam no corpo reações que podem ser tensões de tração quando a força aplicada for tração, e tensões de compressão quando a força aplicada for de compressão.

Para os corpos de prova (fig. D.7) submetidos a esforços de tração e compressão obtém-se como valor da deformação no sentido longitudinal :

$$\epsilon_1 = \frac{\sigma}{E} = \frac{F}{A \cdot E}$$

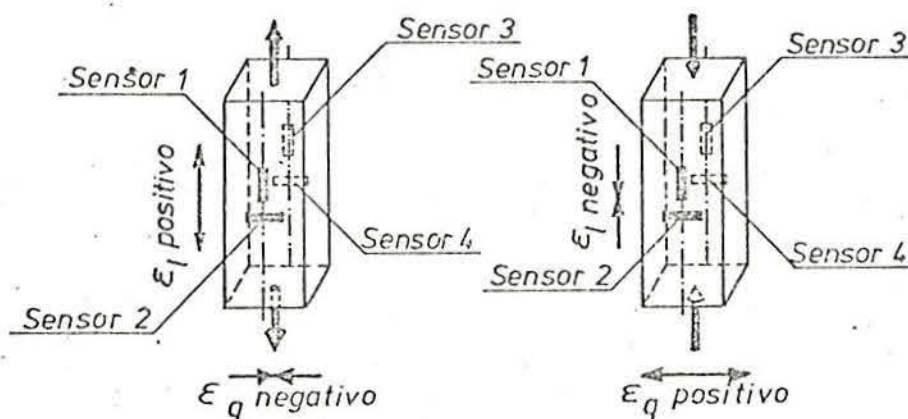


Fig. D.7- Posição dos extensômetros para medição de tensões normais.

a deformação relativa no sentido transversal é :

$$\epsilon_q = - \mu \epsilon_1 = - \mu \frac{F}{A \cdot E}$$

Sendo que a tensão normal é proveniente da relação

$$\sigma = F/A$$

respectivamente,

$$\sigma = \epsilon \cdot E \quad (\text{lei de Hooke})$$

Na fig. D.8 à esquerda se tem ϵ_1 e F positivos e ϵ_q negativo. No corpo de compressão à direita, ϵ_1 e F são negativos e ϵ_q é positivo. Para o caso mais empregado de meia-ponte (fig. D.5c), se tem como sinal de medida (sinal que o instrumento recebe) :

$$\epsilon^* = (1 + \mu) \epsilon_1 \cdot K \approx 1,3 \cdot \epsilon_1 \cdot K$$

o valor da tensão será a soma da tensão normal com a tensão de flexão que não é compensada :

$$\sigma = \sigma_N + \sigma_B = \frac{1}{1+\mu} \cdot \frac{\epsilon^*}{K} \cdot E \approx \frac{1}{1,3} \cdot \frac{\epsilon^*}{K} \cdot E$$

sendo K o fator de proporcionalidade.

BIBLIOGRAFIA

- [2.1] LIPMANN, H. e O. MAHREHOLTZ : Plastomechanik der Umforming metallischer Werkstoffe, Springer Verlag, Berlin, 1967, pg. 122.
- [2.2] TSELICOV, A. : Stress and Strain in metal Rolling, Mir Publishers, Moscow, 1967, pg. 57 .
- [2.3] GELEJI, A.: Bildsame Formgebung der Metalle, Akademie Verlag, Berlin, 1967, pg. 503 .
- [2.4] KÖSTER, F.: Walzwerke für Profil - und Stabstahl , Vol. II, Verlag Stahleisen, Düsseldorf, 1971, pg.136.
- [2.5] TRINKS, W. : Fundamentos de la laminacion, Gráficas Osca S.A., Madrid, 1964, pg. 114.
- [2.6] SUPPO, U. ; A. IZZO e P. DIANA : Applicazione dell' e laboratorio elettronico nei calcoli relativi alle calibrizioni, la metalurgia italiana nº 2, 1972, pg. 45.
- [2.7] IZZO, A.F.: Archiv für das Eisenhüttenwesen 47 (1976 Nr. 2, pg. 85 .
- [2.8] HELMS, R e S. LEDWORUSKI : Stahl und Eisen 96 (1976) Nr. 2, pg. 79 .
- [2.9] VOLLMER, J. : Messung der Formänderungsfestigkeit metallischer Werkstoffe. Tese de Doutorado, Universidade de Técnica de Hannover, 1969.
- [2.10] STRASSBURGER, C e G. ROBILLER : Aufnalime der Fliesskurve unlegierter Stähl im Kaltstauchversuch, Stahl und Eisen 93 (1973), Nr. 24, pg. 1164 .
- [2.11] FERRAZ, M.J.O.: Laminação dos aços. ABM - São Paulo , 1975, pg. I.47 .

- [2.12] DIETRICH, T. e W. LUEG : Betriebsuntersuchungen an kontinuierlichen Walzenstrassen, Stahleisen - sonderberichte , Heft 4, 1964, pg. 11.
- [3.1] WEBER, K.H. : Berechnung von Walzkraft und Drehmoment beim Warmwalzen von Flachquerschnitten, Deutscher Verlag für Grundstoffindustrie, Leipzig, 1969.
- [3.2] SCHWEONZFEIER, W. e O. PAWELKI : Untersuchung einer kontinuierlichen Feinstahl - und Drahtstrasse, Stahleisen - Sonderberichte, Heft 4, 1964, pg. 49.
- [3.3] DAHL, W. e E. WILDSCHÜTZ : Archiv für das Eisenhüttenwesen Nr. 9, Setembro, 1965, pg. 633 - Nr. 4, Abril , 1961, pg. 213.
- [3.4] LUEG, W. e H.G. MÜLLER : Stahl und Eisen 76 (1956) , Nr. 21, pg. 1343.
- [3.5] TRINKS, W.: Fundamentos de la laminacion, Graficas Osca S.A., Madrid, 1964, pg. 23.
- [3.6] AB AKERS STYCKEBRUCK : Walzen für Stahl - und Metallwalswerke, Suécia, 1966, pg. Kl.
- [3.7] SUPPO, U. ; A. IZZO e P. DIANA : Applicazione dell'elaboratore elettronico nei calcoli relativi alle calibrizioni, la metalurgia italiana, Nr. 2, 1972, pg. 41.
- [3.8] GELEJI, A.: Bildsame Formgebung der Metalle, Akademie Verlag, Berlin, 1967, pg. 619.
- [3.9] TSELIKOV, A.: Stress and Strain in Metal Rolling, Mir Publishers, Moscow, 1967, pg. 314.
- [4.1] HEY, A.M. e C.M. SELLARS : Influência de variáveis metalúrgicas sobre esforços de laminação controlada. VI Jornadas Metalúrgicas, Buenos Aires, outubro, 1974.

- [4.2] BILLIGMANN e FELDMANN : Stauchen und Pressen, Carl Hansen Verlag, Munique, 1973, pg. 38 .
- [4.3] HALLER, H.W. : Handbuch des schmiedens, Carl Hansen Verlag, Munique, 1971, pg. 56 .
- [4.4] ROWE G.W.: An introduction to the principles of metalworking, Eduard Arnold LTD, London, 1971, pg. 25
- [5.1] TIMOSHENKO, S.P.: Theory of Elasticity, McEraw-Hill Book Company, 1970, pg. 8.
- [5.2] BECKWITH, T.G. e N.L. BUCK: Mechanical Measurements, Addison - Wesley, 1961, pg 264.
- [7.1] SCHWENZFEIER W. e O. PAWELSKI: Untersuchung einer kontinuierlichen Feinstahl - und Drahtstrasse, Stahleisen - Sonderberichte, Heft 4, 1964, pg. 59.
- [7.2] DELGADILLO, L.F.L.: Evaluación de los principales parámetros en laminación de chapas e perfiles. Departamento de Metalurgia, Buenos Aires, Argentina, 1972, pg. 147.
- [A.1] TSELIKOV, A.: Stress and Strain in Metall Rolling, Mir Publishers, Moscou, 1967, pg. 276.
- [A.2] GELEJI, A.: Bilsame formgebung der Metalle, Akademi e Verlag Berlin, 1967, pg. 619.
- [A.3] NEUMANN, H.: Kalibrieren von Walzen, VEB, Leipzig, 1969 pg. 51.
- [A.4] AB AKERS STYCKEBRUCK: Walzen für Stahl-und Metallwalzwerke, Suécia, 1966, pg. Kl.
- [A.5] SUPPO, U.; A. IZZO e P. DIANA: Applicazione dell' elaboratore elettronico nei calcoli relativi alle calibrazioni della metalurgia italiana, Nr. 2, 1972, pg. 45.

- [A.6] GELEJI, A.: Bildsame Formgebung der Metalle, Akademie Verlag Berlin, 1967, pg. 637.
- [A.7] ROLL PASS DESIGN, The United Steel Companies Limited, Sheffield, England, pg. 27 .
- [B.1] WEBER, K.H.: Berechnung von Walzkraft und Drehmoment bei im Warmwalzen vom Flachquerschnitten, Deutscher Verlag für Grundstoffindustrie, Leipzig, 1969, pg. 41 .
- [B.2] TSELICOV, A.: Stress and Strain in Metal Rolling, Mir Publishers, Moscow, 1967, pg. 216 .
- [C.1] WIEGEL, H.: Entwicklung einer Methode zur Walzkraftbestimmung für das Kaltwalzen mit und ohne Längszug, These de Doutorado, Institut für Bildsame Formgebung-RWTH-Aachen, 1972, pg. 4 .
- [D.1] POTMA, T.: Dehnungsmessstreifen - Messtechnik, Philips-Fachbücher, Hamburg, 1968 .
- [D.2] NELTING, H. e G. THIELE: Elektronisches Messen nichtelektrischer Grössen, Philips Technische Bibliothek, 1966 .
- [D.3] HOFFMANN, K.: Grundlagen der Dehnungsmessstreifen-Technik Elektrisches Messen Mechanischer Grössen, HBM, VM 73002, 1973 .