

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

**ESTUDO DE ASPECTOS SOBRE A CALIBRAÇÃO NA
LAMINAÇÃO DE FIO-MÁQUINA**

POR

LUIZ FERNANDO MOLZ GUEDES

ENGENHEIRO MECÂNICO

Trabalho realizado no Departamento de Engenharia Metalúrgica da Escola de Engenharia da UFRGS, dentro do Programa de Pós-Graduação em Engenharia Metalúrgica e dos Materiais - PPGEMM.

PORTO ALEGRE

1 9 8 8

ESTUDO DE ASPECTOS SOBRE A CALIBRAÇÃO NA
LAMINAÇÃO DE FIO-MÁQUINA

D I S S E R T A Ç Ã O

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 Engenharia

Área de concentração: Metalurgia de Transformação

p o r

Luiz Fernando Molz Guedes — Engenheiro Mecânico

1 9 8 8

Esta DISSERTAÇÃO foi julgada adequada para a obtenção do título de Mestre em Engenharia, Área de concentração: Metalurgia de Transformação e aprovada em sua forma final, pelo Orientador e pela Banca Examinadora do Curso de Pós-Graduação.

Orientador: Lirio Schaeffer
Doutor em Engenharia
UFRGS

Banca Examinadora:

Antônio Cezar Faria Vilela
Doutor em Engenharia, Univ. de Aachen - RFA
Professor do DEMET-UFRGS

Gilberto Ceratti
Engenheiro Metalúrgico, UFRGS
Aços Finos Piratini S.A.

Ildon Guilherme Borchardt
Doutor em Ciências, ITA-SP
Professor do DEMET-UFRGS

Lirio Schaeffer
Doutor em Engenharia, Univ. de Aachen - RFA
Professor do DEMET-UFRGS

Coordenador do PPGEMM:
Adão Mautone
Doutor por livre docência, UFRGS.

RESUMO

Neste trabalho, são estudados aspectos de relevância na calibração para a laminação do fio-máquina. É apresentado inicialmente um modelo que determina as áreas das secções e os tipos de calibres na seqüência de redução, sendo que o mesmo mostra-se adequado em avaliação por comparação com resultados da literatura. Descrevem-se também três modelos matemáticos de alargamento — Ekelund, Köster e Wusatowski — os quais, ao serem avaliados para chatos (experimentalmente) e canais (literatura), exibem resultados satisfatórios, especialmente para o caso dos chatos. Apresentam-se, adicionalmente, expressões para o dimensionamento de canais (cálculo de parâmetros geométricos), com as mesmas mostrando resultados bastante bons na avaliação (comparação com a literatura) a qual são submetidas. Analisa-se ainda uma expressão para cálculo do tamanho de grão durante a laminação; os resultados experimentais sugerem ser adequada essa expressão: a avaliação em pauta é realizada numa laminação piloto de chatos, abrindo-se caminho para estudos futuros referentes a calibres. Finalmente, é apresentado o modelo de Ekelund para o cálculo da força de laminação.

Mediante a utilização de microcomputador, são realizados cálculos e desenhos de canais e calibres, sendo que os softwares desenvolvidos baseiam-se nas expressões analisadas.

ABSTRACT

Important aspects on the calibration in the wire rods rolling have been studied. It is initially presented a model which determines the section areas and the caliper types in the reduction sequence. Results obtained using this model showed a good agreement with literature data. Three mathematical models to calculate the spread — Ekelund, Köster and Wusatowski — are evaluated. Experimental results (flat rolling) and literature data (calipers rolling) were compared with these three models. Again, it was found a good agreement, especially in the flat case. In addition, expressions to calculate the geometrical parameters of channels exhibit good results in a comparison with literature data. It was also analyzed an expression to calculate the grain size during the rolling process. The experimental results suggest that this expression is adequate. This evaluation was made upon a pilot rolling of flat, and intends to be an initial point to future studies concerning to calipers. Finally it is present the Ekelund model to calculate the rolling force.

Calculations and designs of channels and calipers were made employing a microcomputer. The softwares developed are based on the expressions analyzed.

AGRADECIMENTOS

Ao Prof. Dr. Lirio Schaeffer, pela orientação e incentivo recebidos ao longo do desenvolvimento do trabalho.

Ao corpo docente do PPGEMM, pelo auxílio na minha formação, tanto em sala de aula como em trocas de idéias informais fora da mesma.

À Coordenação de Aperfeiçoamento de Pessoal de Nível Superior, pelo suporte financeiro.

À Siderúrgica Riograndense S.A., pela doação do material, e ao Eng^o Teltz G. Correa, pelo auxílio na execução dos testes.

Aos estagiários do Laboratório de Conformação Mecânica (LACON), pelo apoio à execução dos testes.

À Sr^a Helena Gomes, pela datilografia do trabalho.

Ao estagiário Fábio Ferigolo, pelo auxílio prestado na parte computacional.

À Srt^a Susi Mari Pereira Marques, pela execução das fotografias.

Ao Sr. Jaime Marques, pela execução de desenhos.

Aos colegas do LACON e do PPGEMM, pelo auxílio muitas vezes prestado, pelo incentivo e pela amizade demonstrados.

Aos funcionários do Departamento de Engenharia Metalúrgica e do PPGEMM, pelo apoio em inúmeras ocasiões.

Aos meus queridos familiares e amigos, pelo incentivo, carinho, compreensão e paciência sempre demonstrados.

A todos aqueles que, de uma forma ou de outra, contribuíram para a concretização deste trabalho.

*Aos meus familiares e à Aninha,
com muito amor e carinho, dedi-
co este trabalho.*

SUMÁRIO

	Página
RESUMO	IV
ABSTRACT	V
1 — INTRODUÇÃO	1
2 — CONSIDERAÇÕES GERAIS	3
2.1 — Definição de calibração e principais tópicos a serem observados no projeto de canais	6
2.2 — Aspectos sobre a evolução da técnica da laminação controlada	7
3 — ASPECTOS BÁSICOS DE UM MODELO DE CALIBRAÇÃO	11
3.1 — Projeto dos calibres definidos	12
3.2 — Características geométricas dos calibres definidos ..	13
3.3 — Determinação dos tipos dos calibres intermediários ..	15
3.4 — Sequência quadrado-oval-quadrado	17
3.5 — Sequência quadrado-loosango-quadrado	18
4 — AVALIAÇÃO DO MODELO DE CALIBRAÇÃO	20
4.1 — Resultados do modelo para a calibração 1	23
4.2 — Comparação entre os dados do modelo e os dados da calibração 1	24
4.3 — Resultados do modelo para a calibração 2	27

	Página
4.4 — Comparação entre os resultados do modelo e os dados da calibração 2	28
4.5 — Discussão dos resultados	31
5 — MODELOS MATEMÁTICOS PARA CÁLCULO DO ALARGAMENTO	32
5.1 — Principais fatores que influem no alargamento	32
5.2 — Modelo de Ekelund	33
5.3 — Modelo de Köster	36
5.4 — Modelo de Wusatowski	37
6 — AVALIAÇÃO DOS MODELOS MATEMÁTICOS DE ALARGAMENTO	41
6.1 — Metodologia	41
6.2 — Dados e resultados dos experimentos em laboratório ..	42
6.3 — Comparação dos resultados obtidos com os modelos teó- ricos	43
6.4 — Dados referentes a cilindros com canais	49
6.5 — Comparação entre os dados de literatura e os resulta- dos dos modelos	51
6.6 — Discussão dos resultados	53
7 — PARÂMETROS GEOMÉTRICOS DE CANAIS	55
7.1 — Losangos	55
7.2 — Ovais	58
7.3 — Redondos (acabadores)	60
8 — AVALIAÇÃO DE PARÂMETROS GEOMÉTRICOS DE CANAIS	62
8.1 — Canais utilizados na verificação	62
8.2 — Comparação entre os dados de literatura e os valores calculados	63
8.3 — Discussão dos resultados	66
9 — CÁLCULO DO TAMANHO DE GRÃO DURANTE A LAMINAÇÃO A QUENTE	68
9.1 — A deformação e os mecanismos de restauração	68
9.1.1 — Recuperação estática	69

	Página
9.1.2 — Recristalização estática	70
9.1.3 — Recuperação dinâmica	71
9.1.4 — Recriticalização dinâmica	72
9.2 — Variações estáticas e dinâmicas de estrutura durante a laminação a quente	74
9.2.1 — Crescimento de grão	75
9.2.2 — Transformação para ferrita	76
9.3 — Cálculo do tamanho de grão	76
10 — AVALIAÇÃO DA EXPRESSÃO PARA CÁLCULO DO TAMANHO DE GRÃO	80
10.1 — Metodologia	80
10.2 — Dados e descrição dos experimentos realizados	80
10.3 — Resultados obtidos	85
10.4 — Discussão dos resultados	88
11 — CONCLUSÕES	90
12 — SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS	93
13 — APÊNDICE A — MODELO MATEMÁTICO PROPOSTO PARA O CÁLCULO DE FORÇA	94
A.1 — Área de contato	94
A.2 — Modelo de Ekelund	95
14 — APÊNDICE B — TROCAS TÉRMICAS NA LAMINAÇÃO	99
B.1 — Cálculo da variação de temperatura	100
15 — APÊNDICE C — FLUXOGRAMA REFERENTE AO MODELO DE CALIBRAÇÃO ..	102
16 — APÊNDICE D — AJUSTE DE CURVAS A DADOS EXPERIMENTAIS	104
17 — BIBLIOGRAFIA	107
18 — ÍNDICE DE FIGURAS E TABELAS	112

1 — INTRODUÇÃO

Dentro do processo de laminação, uma calibração apresenta uma quantidade extremamente grande de parâmetros que devem ser avaliados antes da mesma ser posta em operação. A melhor combinação (temperatura, alongamento, alargamento, velocidade de deformação, calibres intermediários, etc...) pode levar a uma produção mais econômica e de melhor qualidade. Desta forma, o objetivo que norteou este trabalho foi o de estudar aspectos de relevância referentes a seqüências de calibração para a laminação de fio-máquina.

Em função da importância fundamental da evolução do alongamento ao longo do processo, estudou-se inicialmente um modelo que, através do cálculo de vários coeficientes de alongamento, permite determinarem-se as áreas das secções e os tipos de calibres na seqüência de redução. Esse modelo foi implementado em microcomputador existente na UFRGS.

Foi dada especial atenção, também, ao fenômeno do alargamento, principalmente, e a expressões para o dimensionamento de determinados canais. Deve-se ressaltar que o alargamento constitui-se no fator mais complexo e importante a ser considerado em projetos de canais⁴. A partir dos modelos de alargamento e das expressões para dimensionamento de canais, desenvolveu

-se software que permite desenhar, no vídeo e numa impressora gráfica (plotter), canais e calibres com suas respectivas dimensões, visando auxiliar o projetista na avaliação de diferentes parâmetros, sendo que desenhos executados no plotter podem inclusive vir a ser utilizados para usinagem de canais.

Em função da grande importância da evolução microestrutural ao longo do processo de laminação, pois através da mesma é possível estabelecer-se um controle das propriedades mecânicas do produto (técnica da laminação controlada), estudou-se também uma expressão para cálculo do tamanho de grão.

Salienta-se que é descrito, ainda, um modelo para o cálculo da força de laminação, em função da importância do conhecimento da mesma, pois este conhecimento conduz ao aprimoramento de planos de passes e à estimativa das causas para quebra de cilindros, constituindo-se em rota para a otimização de processos que já estejam em andamento no que concerne a produtividade, produção, qualidade de produto, etc...²⁹ O modelo proposto (fórmula de Ekelund) também se encontra implementado em microcomputador.

2 — CONSIDERAÇÕES GERAIS

Determinados tipos de secções, como é o caso do fio-máquina, são obtidos após a passagem de um tarugo por um determinado número de cadeiras de laminação, através das quais o material pode assumir diferentes calibres: quadrado, oval, losango, redondo, etc.^{30,31}.

Uma seqüência de redução pode compreender várias combinações entre calibres, ou seja, há diversos caminhos possíveis de serem seguidos. As reduções podem ser grandes ou pequenas, as secções intermediárias podem ser várias, os cilindros podem ser grandes ou pequenos, e assim por diante. Com tal variedade de possibilidades, fica difícil afirmar-se que uma ou outra seqüência de canais seja a melhor³⁵. Como regra geral, o projeto que conduz à laminação da barra com o menor número de canais é considerado o melhor. Por outro lado, assim procedendo, pode-se estar promovendo um excessivo desgaste de canais. Uma redução demasiada pode, ainda, prejudicar o material em virtude das tensões produzidas. De qualquer forma, grandes reduções — isto é, poucos passes de laminação — são interessantes, haja visto que os passes são custosos, consomem tempo e requerem potência³⁵. Deve-se ter em mente que o produto laminado não pode deixar de exibir acuracidade dimensional e qualidade superficial.

Com efeito, entre os fatores que determinam a redução máxima, podem ser citados os seguintes³⁵:

— Se a redução for demasiada, a barra não entrará, isto é, os cilindros não poderão agarrá-la;

— quanto maior for a redução, maior será a projeção da área de contato e, logo, maior será a tensão nos cilindros. Assim, uma baixa resistência dos cilindros limita a redução;

— as grandes reduções requerem muita potência, portanto a potência do motor limita a redução em muitos casos;

— o desgaste dos cilindros é um fator muito importante. Quanto maiores forem as reduções, maior será o desgaste;

— outro fator muito importante é a deformabilidade do material;

— a folga nos mancais limita a redução em alguns casos;

— alargamento excessivo. Sob certas condições, o alargamento cresce rapidamente no caso da redução superar determinado valor; e

— em certos perfis, grandes reduções originam grandes distorções nos extremos da barra, tais como "rabo de peixe", formação de curvaturas curtas na barra, etc... Estas distorções dificultam seriamente a entrada da barra na guia do próximo canal.

Num projeto de calibração, a consideração básica consiste em dar as maiores reduções nos canais desbastadores, as menores nas cadeiras acabadoras, e as reduções intermediárias

entre estes extremos³⁵.

É importante observar-se que há diversos tipos de coeficientes de alongamento, como poderá ser visto no capítulo 3. Em todas as situações, o coeficiente de alongamento é expresso pela relação entre a área da secção da barra antes de um determinado passe e a área da sua secção após o passe.

Suppo, U. et alii³² recomendam que os coeficientes de alongamento de quadrado para quadrado, à medida que mais e mais passes de laminação vão se processando, apresentem o comportamento evidenciado qualitativamente na figura 2.1. É importante observar-se que o tipo de aço influi na evolução quantitativa dos coeficientes de alongamento. Assim, comparando-se um aço ferramenta com um aço comum, p.ex., o primeiro apresenta menores coeficientes, os quais devem ainda decrescer mais suavemente ao longo do processo.

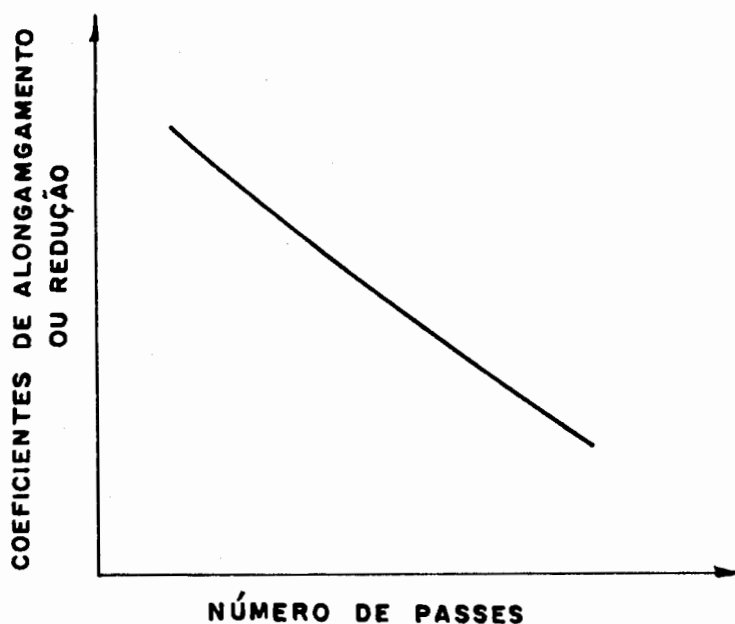


Figura 2.1 — Evolução dos coeficientes de alongamento de quadrado para quadrado com o número de passes³².

2.1 — Definição de calibração e principais tópicos a serem observados no projeto de canais

Pode-se entender calibração como o conjunto de conhecimentos teóricos e práticos necessários à definição das formas e dimensões dos canais dos cilindros de laminação — segundo uma seqüência lógica de redução — visando produtos finais de qualidade, produzidos de acordo com as características dos equipamentos, e observando-se níveis de segurança e custo compatíveis com os produtos²⁹.

Toda matéria prima para laminação de perfis consiste, de um modo geral, em blocos ou tarugos de secções quadradas ou retangulares³³. Deve-se escolher o bloco adequado, tanto em termos de área da secção como em termos de comprimento, a fim de estabelecer o sequenciamento dos passes²⁹.

Bueno, A.S.⁴ coloca os principais tópicos a serem abordados no projeto de canais. Os mesmos são, resumidamente, apresentados a seguir.

1º) Confirmação dos objetivos: definição clara dos objetivos e exame dos dados necessários para consegui-los.

2º) Condições do projeto: decisão a respeito da mistura de produtos (dimensões, tolerâncias, aços, etc...) e checagem das condições dos equipamentos.

3º) Verificação de restrições: máxima redução em altura (condições de mordida, resistência dos cilindros, capacidade do motor, qualidade, etc...), alargamento (consideração da tem-

peratura de laminação, tipo de aço, velocidade de laminação, etc...) e decisão sobre a luz ou abertura entre cilindros (consideração da rigidez do laminador, acuracidade da tolerância do produto, desgaste do canal, etc...).

49) Decisão da seqüência de passes e cálculo das dimensões dos canais, seguindo-se revisões e testes variados.

2.2 — Aspectos sobre a evolução da técnica da laminação controlada

Relações quantitativas entre propriedades e microestrutura de aços desenvolvidos no início da década de 60 mostraram que o tamanho de grão ferrítico fino é um dos fatores que produz alta resistência ao escoamento em aços com teor de carbono muito reduzido. Para alcançar a microestrutura desejada, tanto a composição do aço como o processamento por laminação controlada são importantes¹².

Um programa de laminação controlada largamente utilizado na produção de aços baixa liga de alta resistência até 1970 é mostrado esquematicamente na figura 2.2. Após uma laminação inicial, o aço é mantido isento de deformação até que se resfrie para uma temperatura situada entre 1000 e 800°C, sendo afinal laminado 50-70% na faixa da austenita. A consequência desse processo de tratamento termo-mecânico (TTM), quando acompanhado de retardantes de recristalização e crescimento de grão, é um tamanho de grão de ferrita extremamente fino³⁹.

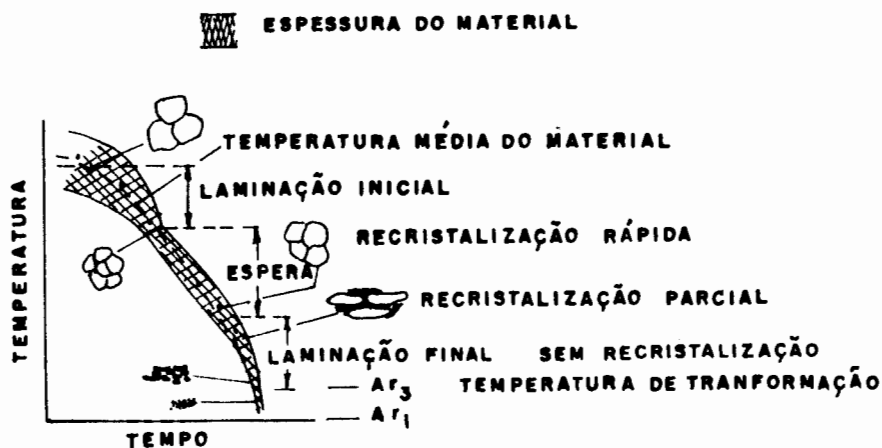


Figura 2.2 — Programa de laminação controlada largamente usado na produção de aços baixa liga de alta resistência até 1970³⁹.

Programas mais complexos de laminação controlada já eram empregados em 1976, podendo envolver deformação no campo da austenita, austenita + ferrita, ou ferrita ou numa combinação desses. Um TTM com "laminação contínua" foi desenvolvido, por exemplo, prevendo tratamento termo-mecânico contínuo em todos esses campos de fases. Os aspectos essenciais de alguns processos TTM são comparados no diagrama esquemático da figura 2.3.

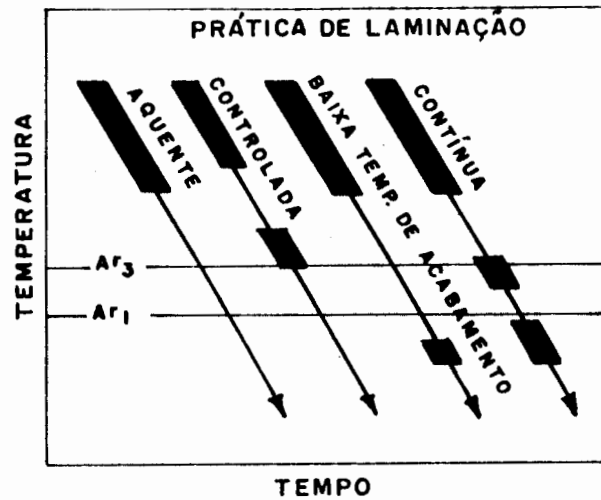


Figura 2.3 — Aspectos essenciais de alguns processos TTM ³⁹.

Nas indústrias "Sumitomo Metals", por exemplo, a técnica do TTM tem sido desenvolvida principalmente na produção de chapas grossas de aços baixa liga e alta resistência. Desde 1964, uma grande quantidade de aços para tubos de oleodutos tem sido produzida por esse processo de laminação controlada. Para atender a expansão da demanda por aços com características ótimas, o processo de laminação tem sofrido alterações para técnicas especiais. o TTM é adotado não apenas para a fabricação de chapas, mas também para outros produtos, como perfis H, cantoneiras, barras de aço, etc... ³⁴.

Na indústria japonesa, técnicas de TTM têm sido amplamente desenvolvidas em muitas áreas de produto. Há uma necessidade para reduzir custos de fabricação e satisfazer severos re-

quisitos de performance. É interessante ressaltar que a melhoria das técnicas de TTM para chapas de aço deve-se, fundamentalmente, ao progresso nas técnicas de fabricação do aço e à utilização de controle por computador, somando-se a isso a pesquisa de material³⁴.

Para atingir elevadas exigências referentes a entalhes em barras reforçadoras de concreto requisitadas por projetistas da construção, as indústrias "Sumitomo Metals" têm conduzido pesquisa orientada à produção. Com base nos resultados obtidos no estudo, Nakasato, F. et alii¹⁸ desenvolveram barras reforçadoras de concreto com resistência mínima ao escoamento de 410 N/mm², aliada a uma tenacidade não ultrapassada mesmo a temperaturas da ordem de -120°C ou mais baixas.

Segundo os autores¹⁸, o propósito de TTM em barras de aço e fio-máquina é dividido em duas categorias: abreviar tratamentos térmicos subsequentes e conferir propriedades adequadas ao produto final na condição de laminado, sendo que a última vem sendo largamente utilizada na tecnologia de fabricação de barras de aço reforçadoras para aplicação criogênica. As propriedades dessas barras a baixas temperaturas revestem-se de extrema importância dentre as diversas demandas dos materiais de construção.

3 — ASPECTOS BÁSICOS DE UM MODELO DE CALIBRAÇÃO

Uma calibração completa pode constar de três seqüências: desbaste, redução e acabamento. O modelo apresentado por Suppo, U. et alii³², fundamentalmente, ocupa-se com detalhes referentes à seqüência de redução, tecendo algumas considerações concernentes ao acabamento. A seguir, são apresentados os principais aspectos deste modelo.

O coeficiente de alongamento da seqüência de redução, λ_r , é dado pela seguinte expressão:

$$\lambda_r = \frac{\lambda_t}{\lambda_s \cdot \lambda_f} \quad (3.1)$$

onde λ_t é o coeficiente de alongamento total, λ_s é o coeficiente de alongamento da seqüência de desbaste, e λ_f é o coeficiente de alongamento da seqüência de acabamento, sendo este último obtido pela relação entre as áreas das secções do antepenúltimo e do último calibre.

A seqüência de redução prevê o emprego de quatro tipos de calibres — quadrado, oval, losango e falso-redondo — combinados de várias maneiras:

- a) quadrado-oval-quadrado;

- b) quadrado-losango-quadrado;
- c) quadrado-oval-falso-redondo; e
- d) falso-redondo-oval-falso-redondo.

É interessante observar que os calibres quadrado e falso-redondo estão sempre nos extremos da seqüência, sendo chamados de "calibres definidos". O oval e o losango são denominados "calibres intermediários".

3.1 — Projeto dos calibres definidos

Na seqüência de redução tem-se um número par $2n$ de passes, resultando portanto em n seqüências, p.ex., quadrado-quadrado.

A partir da determinação de λ_r , são calculados os coeficientes de alongamento de calibre definido para calibre definido (λ_{k_i}).

Inicialmente, é calculado o coeficiente parcial médio

λ_{k_m} :

$$\lambda_{k_m} = \sqrt[n]{\lambda_r} \quad (3.2)$$

Ao diminuir a secção, os valores de alongamento reduzem-se progressivamente. No caso dos coeficientes " λ_{k_i} ", essa progressão é expressa por meio da seguinte equação:

$$\lambda_{k_i} = Z^Y \cdot \lambda_{k_m} \quad (3.3)$$

onde $Z = \lambda_{k_i} / \lambda_{k_{(i+1)}}$ é um número > 1 fixado pelo projetista. O expoente Y é dado por:

$$Y = \frac{n + 1}{2} - i; \quad 1 \leq i \leq n \quad (3.4)$$

Segundo os autores³², considerações referentes à resistência de canais e exigência nos motores podem induzir o projetista a fixar um valor máximo de λ_k para alguns passes, repartindo oportunamente o excedente em reduções nos passes subsequentes, caso as primeiras seqüências apresentem reduções muito elevadas.

3.2 — Características geométricas dos calibres definidos

Das quatro seqüências de calibres citadas anteriormente, o modelo focaliza as duas primeiras: quadrado-oval-quadrado e quadrado-losango-quadrado. Dentro do modelo é extremamente importante o conhecimento das características geométricas dos quadrados.

A figura 3.1 mostra os seguintes três parâmetros dos quadrados: o lado l (considerado como o diâmetro do círculo inscrito), mm, o raio de concordância r (mm), e o ângulo do vértice α .

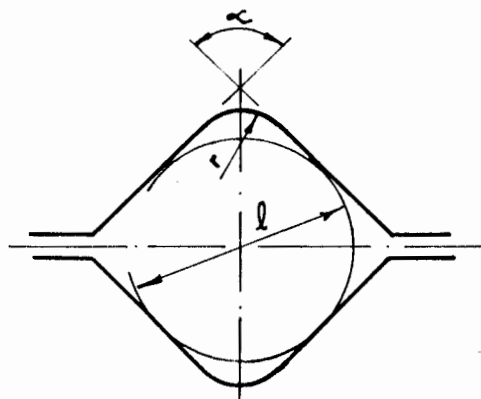


Figura 3.1 — Características geométricas dos quadrados

Quanto ao valor do ângulo do vértice, este situa-se entre 90° e 94° . A diagonal real do quadrado, d_r (mm), é dada por:

$$d_r = \frac{l}{\operatorname{sen} \frac{\alpha}{2}} + 2r \left(1 - \frac{1}{\operatorname{sen} \frac{\alpha}{2}} \right) \quad (3.5)$$

O modelo considera sempre as duas diagonais iguais, variando — caso se tenha $\alpha > 90^\circ$ — o raio de concordância na extremidade da diagonal maior; caso não seja indicado explicitamente, r é expresso por:

$$r = 0,2 l; \quad A \geq 4.000 \text{ mm}^2 \quad (3.6.a)$$

$$r = 0,25 l; \quad A < 4.000 \text{ mm}^2 \quad (3.6.b)$$

onde A (mm^2) é a área da secção do quadrado.

No cálculo de projeto, considera-se sempre $\alpha = 90^\circ$, exceto num cálculo sucessivo de verificação.

Para o lado e a diagonal real, tem-se:

$$A \geq 4.000 \quad \left\{ \begin{array}{l} l = 1,01762 \sqrt{A'} \\ d_r = 1,24853 l \end{array} \right. \quad \begin{array}{l} (3.7.a) \\ (3.8.a) \end{array}$$

$$A < 4.000 \quad \left\{ \begin{array}{l} l = 1,02796 \sqrt{A'} \\ d_r = 1,20711 l \end{array} \right. \quad \begin{array}{l} (3.7.b) \\ (3.8.b) \end{array}$$

3.3 — Determinação dos tipos dos calibres intermediários

Na decisão entre oval e losango para cada calibre intermediário, utiliza-se o respectivo coeficiente de alongamento quadrado-quadrado (λ_k), já tratado anteriormente, bem como um parâmetro (ϵ_{S_i}) que depende de dimensões do quadrado de entrada relacionadas ao diâmetro nominal do cilindro utilizado no passe.

Assim:

$$\epsilon_{S_i} = \frac{A_i}{l_i \cdot D_N} \quad (3.9)$$

sendo A_i (mm^2) e l_i (mm) a área da secção e o lado, respectivamente, do quadrado de entrada, e D_N (mm) o diâmetro nominal do cilindro.

Com efeito, na determinação em pauta, é utilizado o gráfico da figura 3.2.

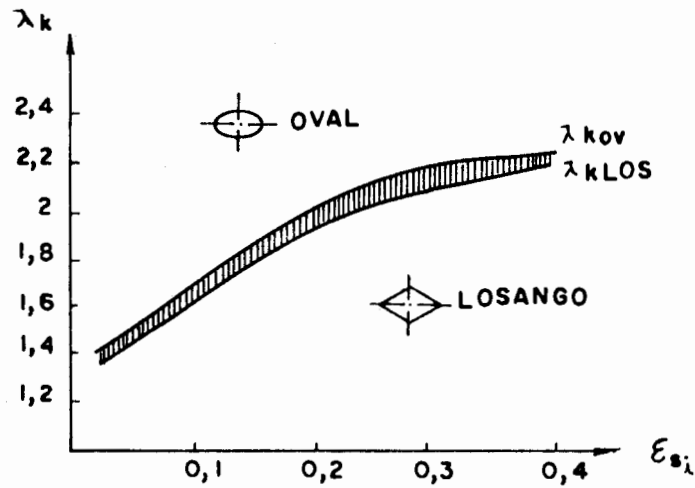


Figura 3.2 — Gráfico para determinação do tipo de calibre intermediário.

As curvas limites da figura 3.2 são representadas analiticamente por duas hipérbolas, cuja equação geral é a seguinte:

$$a_{11}\epsilon_{s_i}^2 + 2a_{12}\epsilon_{s_i}\lambda_k + a_{22}\lambda_k^2 + 2a_{13}\epsilon_{s_i} + 2a_{23}\lambda_k + 1 = 0 \quad (3.10)$$

onde:

curva superior	curva inferior
$a_{11} = 0,3667487$	$a_{11} = 1,4083637$
$a_{12} = -0,6898364$	$a_{12} = -0,9270074$
$a_{22} = 0,3492841$	$a_{22} = 0,4335947$
$a_{13} = 1,4364312$	$a_{13} = 1,5536668$
$a_{23} = -0,6086274$	$a_{23} = -0,6677768$

Deste modo, para o valor de ϵ_{s_i} do qual se dispõe, compara-se o valor de λ_k com aqueles situados sobre as curvas da figura 3.2. Então, se $\lambda_k > \lambda_{k_{OV}}$, resulta um calibre oval; caso $\lambda_k < \lambda_{k_{LOS}}$ resulta um calibre losango.

No caso de $\lambda_{k_{LOS}} \leq \lambda_k \leq \lambda_{k_{OV}}$, λ_k deve ser variado em direção ao limite mais próximo, multiplicando-o ou dividindo-o por um coeficiente corretivo X. Em consequência, todos os outros λ_k devem ser variados, multiplicando-os ou dividindo-os por $\sqrt[n-1]{X}$. Segundo os autores³², com base na figura 3.2, X não supera 1,025. Assim, as variações dos demais coeficientes são extremamente pequenas; entretanto, somente depois desse controle podem ser consideradas definitivas as dimensões dos calibres quadrados.

3.4 — Seqüência quadrado-oval-quadrado

A área da secção do oval (mm^2) é obtida através da relação entre a área da secção do quadrado anterior (mm^2) e o coeficiente de alongamento parcial quadrado-oval (λ_1). A questão que se coloca é justamente a repartição dos coeficientes λ_k em λ_1 e λ_2 , sendo este último o coeficiente de alongamento parcial oval-quadrado.

Como a maior redução verifica-se na primeira passagem, deve-se ter $\lambda_1 > \lambda_2$ ³².

Através da interpolação de uma série de dados experimentais é possível fixar λ_1 em função de λ_k , havendo um ponto

característico, correspondente a $\lambda_k = 1,9$, à esquerda do qual ($1 \leq \lambda_k \leq 1,9$) a função consiste num arco de hipérbole, ao passo que a direita do ponto ($\lambda_k > 1,9$) a função vem a ser a reta tangente à hipérbole referida no ponto característico.

Com efeito, resulta a equação abaixo:

$$a_{11}\lambda_k^2 + 2a_{12}\lambda_k\lambda_1 + a_{22}\lambda_1^2 + 2a_{13}\lambda_k + 2a_{23}\lambda_1 + 1 = 0 \quad (3.11)$$

cujos coeficientes são os seguintes:

$$a_{11} = + 1,0512259$$

$$a_{12} = - 2,1133264$$

$$a_{22} = + 4,3483718$$

$$a_{13} = + 0,9566443$$

$$a_{23} = - 2,0431167$$

A equação da reta tangente à hipérbole é a seguinte:

$$\lambda_1 = 0,44202 \lambda_k + 0,60335 \quad (3.12)$$

Evidentemente, o valor do coeficiente λ_2 é obtido através da relação entre λ_k e λ_1 .

3.5 — Sequência quadrado-losango-quadrado

Naturalmente, a área da secção de um calibre losango (mm^2) é obtida pela relação entre a área da secção do quadrado

de entrada (mm^2) e o coeficiente de alongamento parcial quadrado-losango (λ_1). Analogamente ao caso anterior, também na passagem losango-quadrado tem-se um coeficiente λ_2 . Assim, no caso da seqüência em estudo, igualmente o problema consiste em determinar-se os coeficientes λ_1 e λ_2 . Como a deformação com losango é diferente daquela com oval, logicamente é de se esperar algumas diferenças.

Mediante interpolação de dados experimentais, é possível então a representação de λ_1 em função de λ_k , resultando o ponto característico para $\lambda_k = 1,4$; à sua esquerda, a função é um arco de hipérbole, enquanto à sua direita, tem-se a reta tangente à hipérbole no ponto característico.

Continua sendo válida a equação (3.11), cujos coeficientes aqui são os seguintes:

$$a_{11} = + 1,1071544$$

$$a_{12} = - 2,1486092$$

$$a_{22} = + 4,1463490$$

$$a_{13} = + 1,0675089$$

$$a_{23} = - 2,0456513$$

Para a equação da reta, tem-se:

$$\lambda_1 = 0,4921 \lambda_k + 0,5182 \quad (3.13)$$

Obviamente, para a determinação do coeficiente λ_2 vale a mesma observação feita no caso da deformação com oval.

4 — AVALIAÇÃO DO MODELO DE CALIBRAÇÃO

Uma análise parcial da viabilidade de aplicação do modelo de calibração apresentado consiste na verificação das áreas das secções resultantes dos diversos passes de calibrações conhecidas. Partindo-se do conhecimento das áreas das secções inicial e final, do número de cadeiras disponíveis, e dos diâmetros dos cilindros, calculam-se as demais secções através do modelo. Então, os resultados que o mesmo fornece são comparados com duas calibrações apresentadas na literatura. A tabela 4.1 refere-se a um programa de passes fornecido por Faria, M.J. et alii⁸ e Kosak, D.¹³, sendo que em todos os passes tem-se $D_N = 345\text{mm}$. Já a tabela 4.2 mostra programa de passes fornecido por Kosak, D.¹³, com $D_N = 360\text{ mm}$ para todos os passes. Kosak, D.¹³ deixa claro que essas calibrações são utilizadas em indústrias.

Tabela 4.1 — Calibração 1.

Passe	Calibre	Secção (mm ²)
-	Quadrado	812,1
1	Oval	557,2
2	Quadrado	418,9
3	Oval	300,7
4	Quadrado	232,8
5	Oval	172,1
6	Quadrado	133,9
7	Oval	101,5
8	Quadrado	80,5

Tabela 4.2 — Calibração 2.

Passe	Calibre	Secção (mm ²)
-	Quadrado	1199
1	Oval	835,1
2	Quadrado	627,8
3	Oval	458,4
4	Quadrado	354,9
5	Oval	264,8
6	Quadrado	208,5

Ao empregar o modelo, o projetista deve definir o parâmetro Z , o qual influencia os coeficientes de alongamento que se verificam ao longo da seqüência de passes: desse parâmetro dependem diretamente os λ_{k_i} e, indiretamente, os λ_1 e λ_2 (que são função dos λ_{k_i}).

A partir de programa desenvolvido com base no modelo

— cujo fluxograma é apresentado no apêndice C — foram obtidos resultados para três valores de Z: 1,04, 1,05 e 1,06. É conveniente esclarecer que, nos resultados fornecidos pelo computador, L1 e L2 correspondem a λ_1 e λ_2 respectivamente, e LK(I) a λ_{k_1} , sendo esses resultados ilustrados para Z = 1,05.

4.1 — Resultados do modelo para a calibração 1

SEQUENCIA DE REDUÇAO - CALIBRACAO VISANDO REDONDO FINAL.
 ***** ** ***** ***** ***** *****

NUMERO DE PASSOS DE LAMINACAO: 8

ROCMMP): 312,1

AKCMMP): 80,5

Z= 1,05

DIAMETRO NOMINAL DO CILINDRO 1 (MM): 345

DIAMETRO NOMINAL DO CILINDRO 2 (MM): 345

DIAMETRO NOMINAL DO CILINDRO 3 (MM): 345

DIAMETRO NOMINAL DO CILINDRO 4 (MM): 345

DIAMETRO NOMINAL DO CILINDRO 5 (MM): 345

DIAMETRO NOMINAL DO CILINDRO 6 (MM): 345

DIAMETRO NOMINAL DO CILINDRO 7 (MM): 345

DIAMETRO NOMINAL DO CILINDRO 8 (MM): 345

CALIBRE DE ORDEM 1= 1

OVAL

AREA DA SECCAO(MMP): 559,711051

L1= 1,45092722

L2= 1,32157474

CALIBRE DE ORDEM 1= 2

QUADRADO

AREA DA SECCAO(MMP): 423,518274

LK(1)= 1,91750876

CALIBRE DE ORDEM 1= 3

OVAL

AREA DA SECCAO(MMP): 300,328573

L1= 1,41018309

L2= 1,29508831

CALIBRE DE ORDEM 1= 4

QUADRADO

AREA DA SECCAO(MMP): 231,912468

LK(1)= 1,82619882

CALIBRE DE ORDEM 1= 5

OVAL

AREA DA SECCAO(MMP): 169,229062

L1= 1,37040568

L2= 1,26914022

CALIBRE DE ORDEM 1= 6

QUADRADO

AREA DA SECCAO(MMP): 133,341501

LK(1)= 1,73923697

CALIBRE DE ORDEM 1= 7

OVAL

AREA DA SECCAO(MMP): 100,125758

L1= 1,33174029

L2= 1,24373824

CALIBRE DE ORDEM 1= 8

QUADRADO

AREA DA SECCAO(MMP): 80,5

LK(1)= 1,65641616

4.2 — Comparação entre os resultados do modelo e os dados da calibração 1

Observe-se a tabela 4.3.

Tabela 4.3 — Comparação entre as áreas das secções fornecidas pela literatura^{8,13} e pelo modelo para três valores de Z.

Áreas das secções dos calibres (mm ²)							
Passe	Literatura	M o d e l o					
		Z=1,04	Diferença(%)	Z=1,05	Diferença(%)	Z=1,06	Diferença(%)
-	812,1	812,1	-	812,1	-	812,1	-
1	557,2	564,4	+ 1,3	559,7	+ 0,5	555,1	- 0,4
2	418,9	429,6	+ 2,6	423,5	+ 1,1	417,5	- 0,3
3	300,7	305,5	+ 1,6	300,3	- 0,1	295,3	- 1,8
4	232,8	236,4	+ 1,6	231,9	- 0,4	227,6	- 2,2
5	172,1	172,0	- 0,1	169,2	- 1,7	166,5	- 3,3
6	133,9	135,3	+ 1,1	133,3	- 0,5	131,5	- 1,8
7	101,5	100,7	- 0,8	100,1	- 1,4	99,5	- 2,0
8	80,5	80,5	-	80,5	-	80,5	-
Médias dos módulos das diferenças			1,27		0,80		1,68

A figura 4.1 ilustra a comparação para $Z = 1,05$, que foi o valor de Z em que houve, em média, maior aproximação entre os dados da literatura e os resultados do modelo. O gráfico da figura 4.2 foi construído a partir dos coeficientes de alongamento obtidos para $Z = 1,05$, e mostra a evolução de λ_{k_i} — com suas repartições em λ_1 e λ_2 — ao longo do processo.

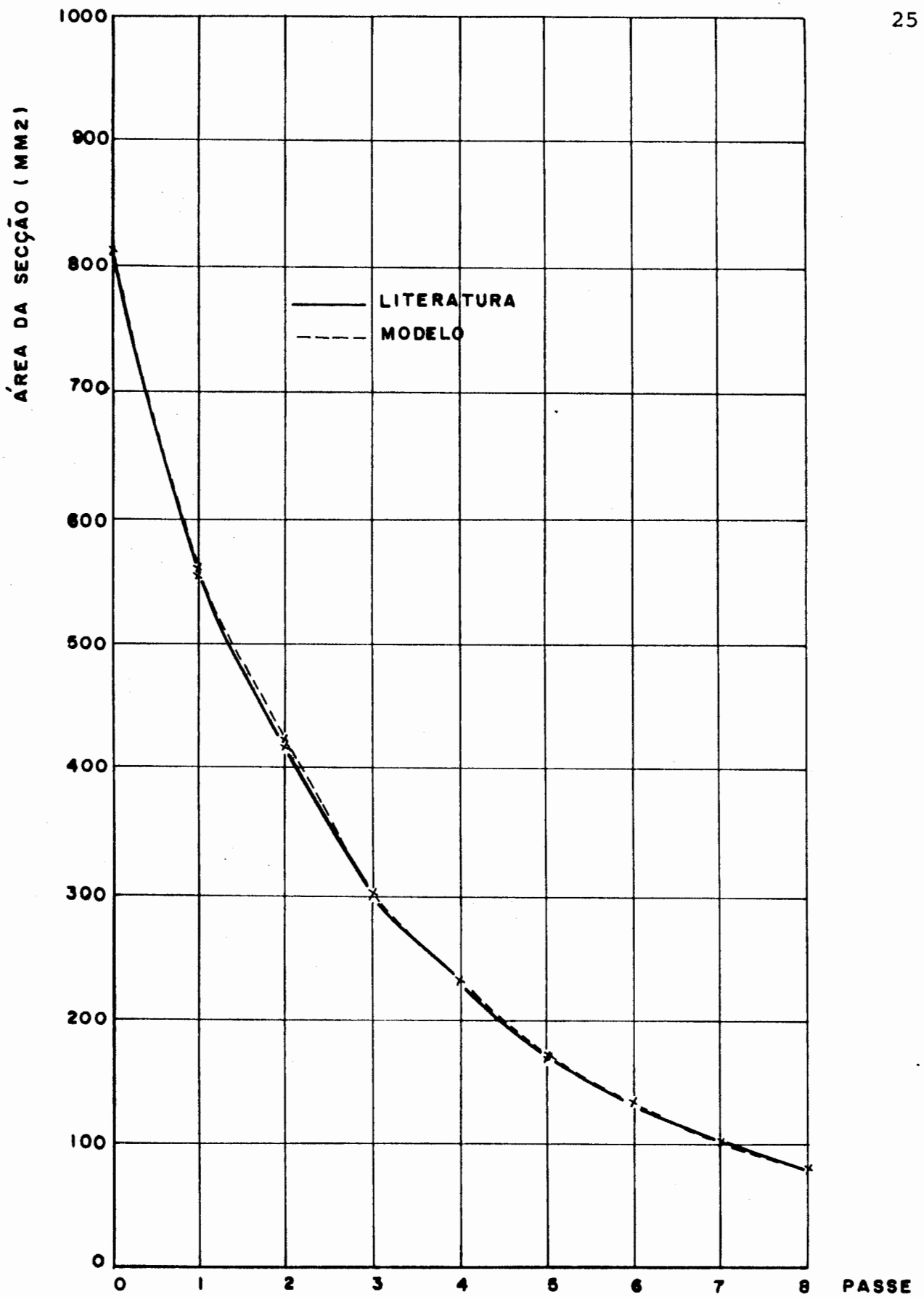


Figura 4.1 — Comparação entre as áreas das seções calculadas e fornecidas para $Z = 1,05$ (calibração 1).

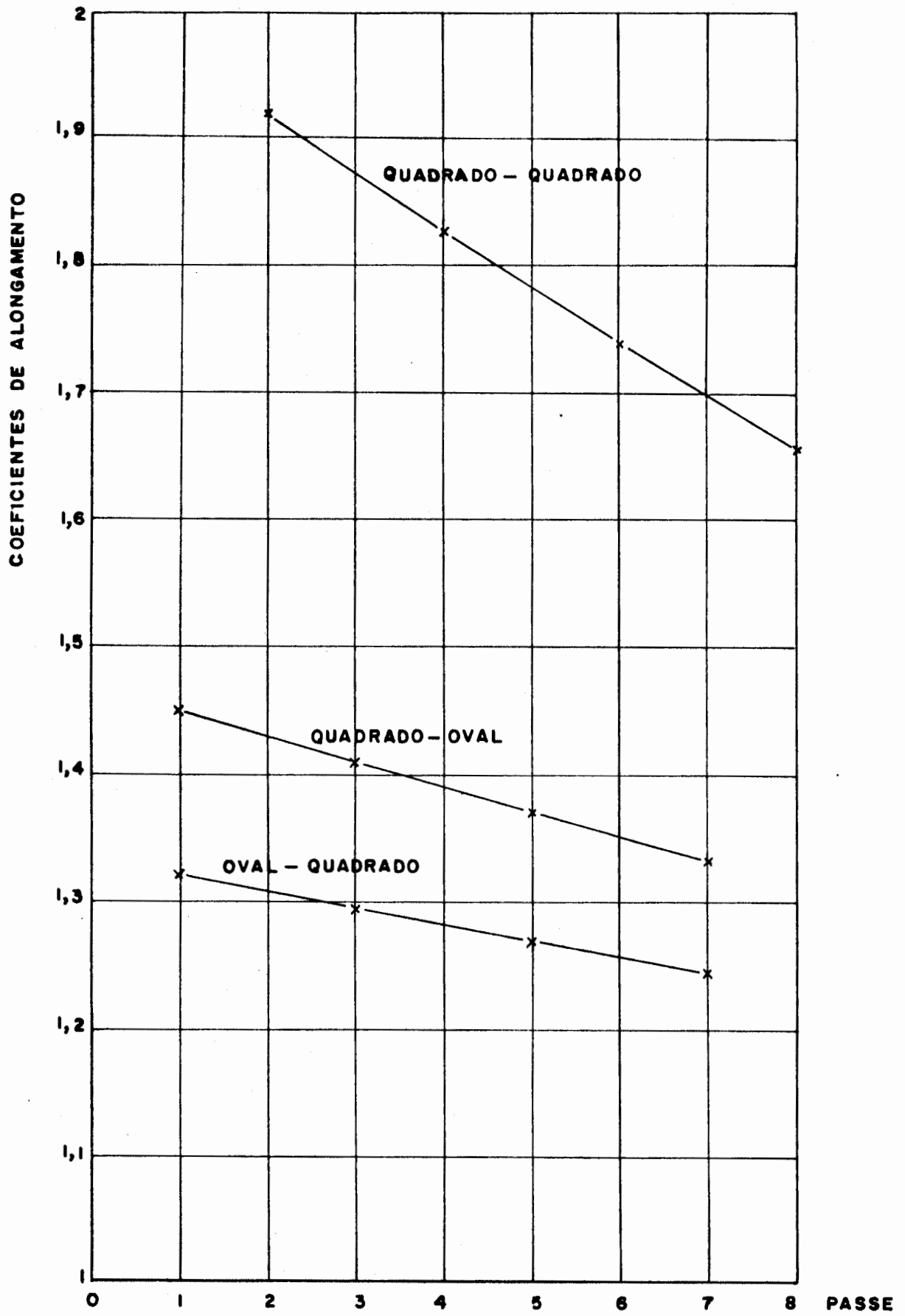


Figura 4.2 — Coeficientes λ_{k_1} , λ_1 e λ_2 para $Z = 1,05$ (calibração 1).

4.3 — Resultados do modelo para a calibração 2

SEQUENCIA DE PEDUNCAO - CALIBRACAO VISANDO PEDUNCO FINAL.
 ***** ** ***** ***** ***** *****

NUMERO DE PASSES DE LAMINACAO: 6
 ANOMIA: 1199
 ANOMIA: 208.5
 S = 1.05
 DIAMETRO NOMINAL DO CILINDRO 1 (MM): 360
 DIAMETRO NOMINAL DO CILINDRO 2 (MM): 360
 DIAMETRO NOMINAL DO CILINDRO 3 (MM): 360
 DIAMETRO NOMINAL DO CILINDRO 4 (MM): 360
 DIAMETRO NOMINAL DO CILINDRO 5 (MM): 360
 DIAMETRO NOMINAL DO CILINDRO 6 (MM): 360

CALIBRE DE ORDEM I = 1
 OVAL
 AREA DA SECCAO(MM²): 835.63436
 L1 = 1.4348308
 L2 = 1.31106467

CALIBRE DE ORDEM I = 2
 QUADRADO
 AREA DA SECCAO(MM²): 637.370819
 LK(I) = 1.88116551

CALIBRE DE ORDEM I = 3
 OVAL
 AREA DA SECCAO(MM²): 457.074209
 L1 = 1.39445807
 L2 = 1.2847903

CALIBRE DE ORDEM I = 4
 QUADRADO
 AREA DA SECCAO(MM²): 355.757831
 LK(I) = 1.7915862

CALIBRE DE ORDEM I = 5
 OVAL
 AREA DA SECCAO(MM²): 262.531956
 L1 = 1.35510296
 L2 = 1.25914607

CALIBRE DE ORDEM I = 6
 QUADRADO
 AREA DA SECCAO(MM²): 208.5
 LK(I) = 1.70627257

4.4 — Comparação entre os resultados do modelo e os dados da calibração 2

Observe-se a tabela 4.4

Tabela 4.4 — Comparação entre as áreas das secções fornecidas pela literatura¹³ e pelo modelo para três valores de Z.

Áreas das secções dos calibres (mm ²)							
Passe	Literatura	M o d e l o					
		Z=1,04	Diferença(%)	Z=1,05	Diferença(%)	Z=1,06	Diferença(%)
-	1199,0	1199,0	-	1199,0	-	1199,0	-
1	835,1	840,3	+ 0,6	835,6	+ 0,1	831,0	- 0,5
2	627,8	643,5	+ 2,5	637,4	+ 1,5	631,4	+ 0,6
3	458,4	461,5	+ 0,7	457,1	- 0,3	452,8	- 1,2
4	354,9	395,2	+ 1,2	355,8	+ 0,3	352,4	- 0,7
5	264,8	263,6	- 0,5	262,5	- 0,9	261,5	- 1,3
6	208,5	208,5	-	208,5	-	208,5	-
Médias dos módulos das diferenças			1,09		0,60		0,85

A figura 4.3 ilustra a comparação em questão para o Z que forneceu os melhores resultados (Z = 1,05). A figura 4.4 exhibe a evolução dos coeficientes de alongamento para Z = 1,05.

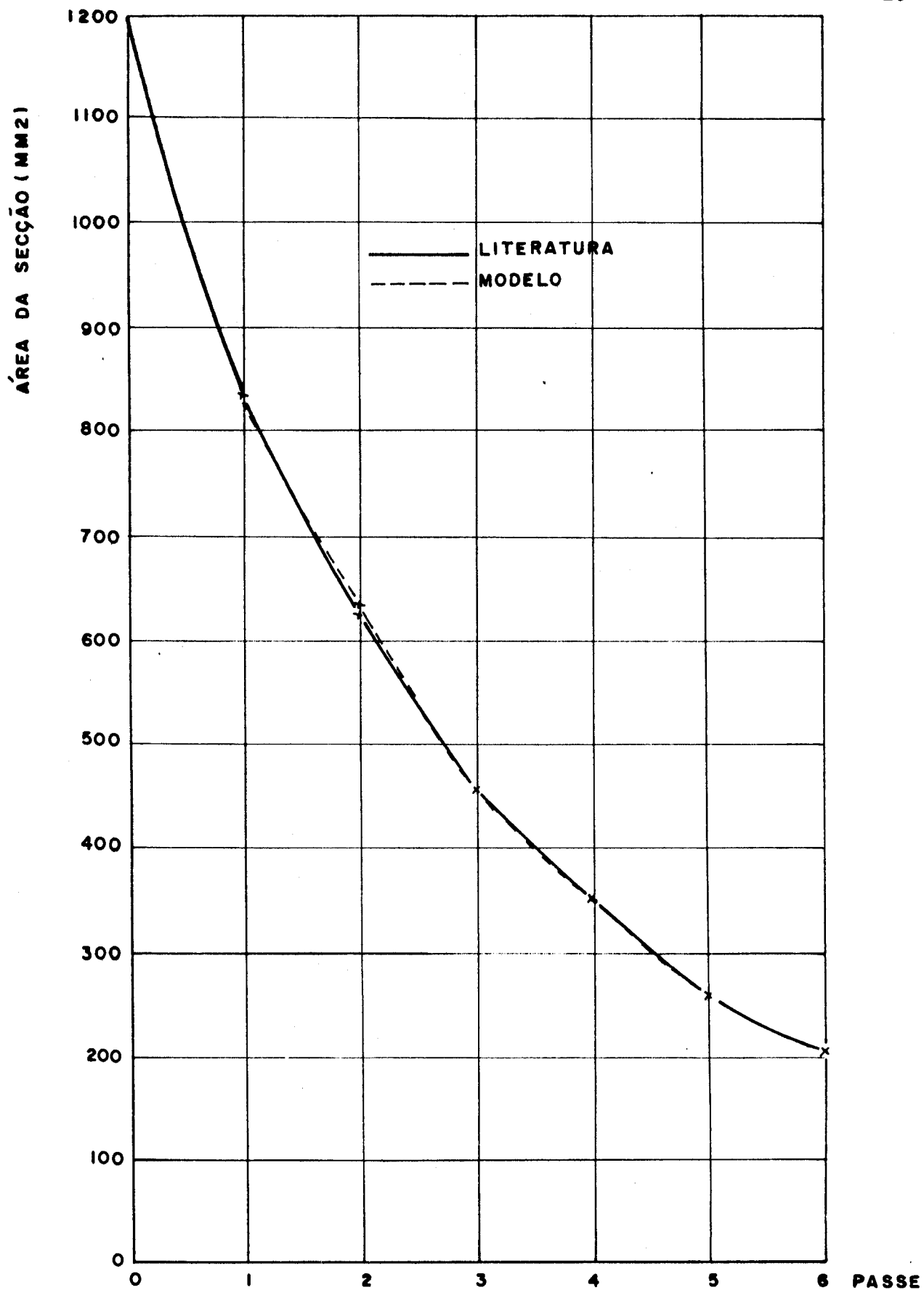


Figura 4.3 — Comparação entre as áreas das seções fornecidas e calculadas para $Z = 1,05$ (calibração 2).

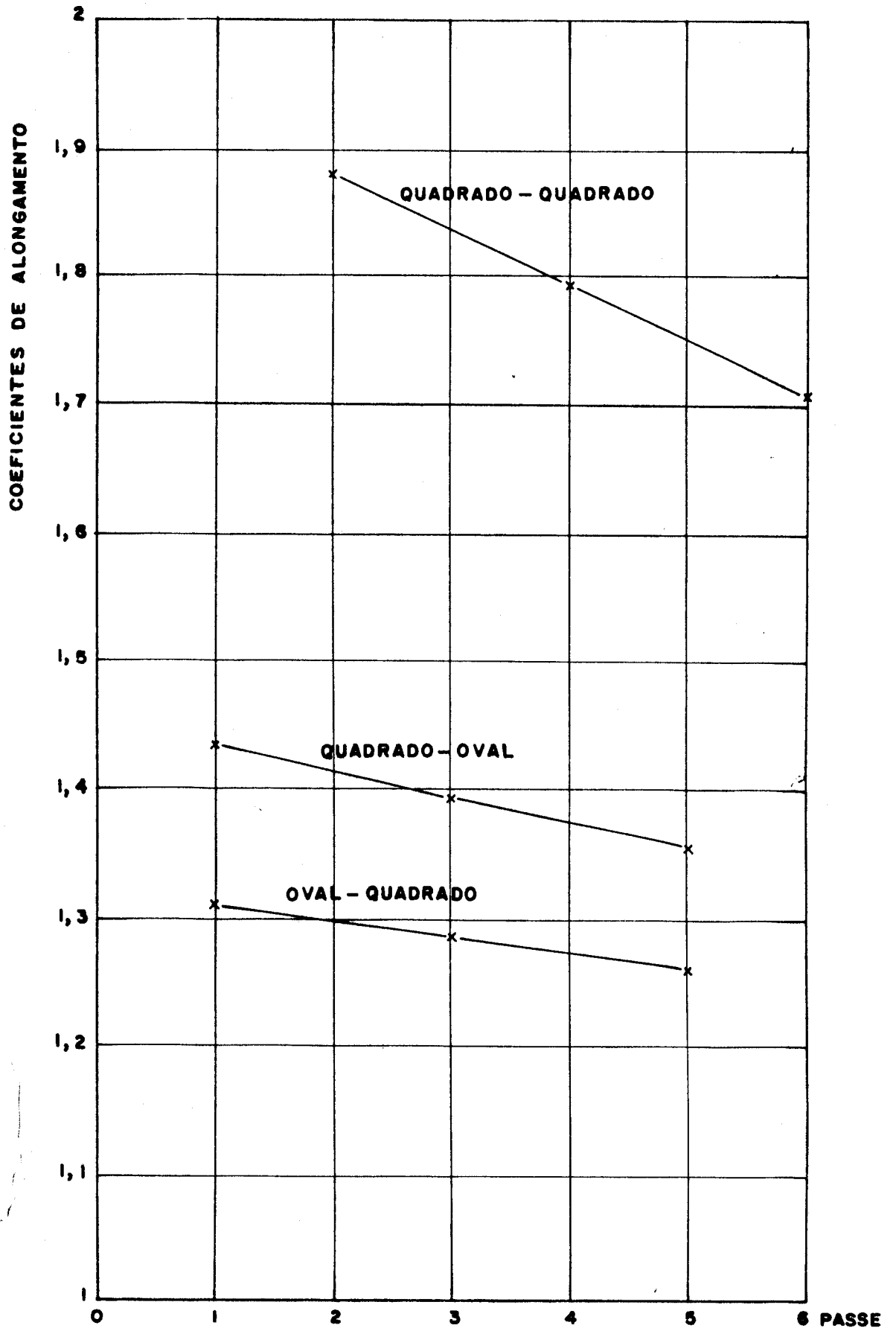


Figura 4.4 — Coeficientes λ_{k_i} , λ_1 e λ_2 para $Z = 1,05$ (calibração 2).

4.5 — Discussão dos resultados

Nas duas calibrações, a comparação dos resultados fornecidos pelo modelo com dados da literatura mostrou excelente aproximação entre os mesmos, especialmente para $Z = 1,05$, sendo ainda os tipos determinados para os calibres sempre coincidentes com a literatura. Os resultados obtidos sugerem a existência de um valor ótimo de Z para cada caso específico, exigindo do projetista sensibilidade e experiência a fim de determiná-lo.

Os gráficos das figuras 4.2 e 4.4, construídos para o Z que melhores resultados forneceu, ilustram o fato das reduções irem decrescendo à medida que o processo desenrola-se, mostrando a repartição dos coeficientes λ_{k_i} em λ_1 e λ_2 ($\lambda_1 > \lambda_2$). As figuras registram também um decréscimo mais acentuado para os λ_k do que para os coeficientes λ_1 e λ_2 , sendo que, no que concerne a esses últimos, o distanciamento entre eles foi, gradativamente, tornando-se ligeiramente menos expressivo. No que concerne à calibração 1 (figura 4.2), é interessante reparar-se que, apenas na primeira seqüência quadrado-oval-quadrado, resultou $\lambda_{k_i} > 1,9$, ou seja, foi utilizada a equação da reta tangente à hipérbole na determinação de λ_1 (que afeta também λ_2). Como λ_{k_i} é decrescente com o decorrer do processo, não surpreende que seja comum esse tipo de situação. Já para a primeira seqüência quadrado-oval-quadrado da calibração 2 (Figura 4.4) resultou $\lambda_{k_i} = 1,88$ — ligeiramente inferior a 1,9.

5 — MODELOS MATEMÁTICOS PARA CÁLCULO DO ALARGAMENTO

5.1 — Principais fatores que influem no alargamento

Quando uma barra é laminada, naturalmente buscará movimentar-se nas direções de menor resistência, de modo que normalmente, além do fluxo longitudinal, ocorra fluxo lateral de material também: esse fluxo lateral é o que se chama de alargamento^{4,29}. Conforme a largura do produto que se deseja obter seja maior ou menor que a do bloco original, o alargamento é um fenômeno desejado ou não desejado⁴.

O alargamento é o fator mais complexo e importante a ser considerado pelo projetista de canais. O alargamento é livre quando são laminadas secções retangulares em cilindros lisos. Já quando são utilizados canais, suas paredes laterais limitam o alargamento, que então é dito restringido⁵. Neste caso, objetiva-se uma grande redução de secção com um maior alongamento possível.

Na laminação em canais, tem-se uma pressão lateral de corrente do alargamento quando a barra apresentar a mesma largura que o canal ou o alargamento superar a diferença entre a largura do canal e a largura da barra. Deve-se evitar uma pressão

lateral excessiva, pois isto pode acarretar perdas por atrito e formação de rebarbas. Entretanto, uma moderada pressão lateral é útil no sentido de se obter produtos laminados isentos de defeitos; no caso da laminação de perfis retangulares, por exemplo, a denominada "marcha em vazio" da barra pode ocasionar trincas nas bordas⁴.

O tipo de aço influi no alargamento, fato que às vezes ocorre de modo significativo. Um exemplo disso é o aço inoxidável austenítico, que alarga cerca de 20% mais em relação ao aço comum. Segundo Bueno, A.S.⁴, o alargamento é diretamente proporcional aos teores de carbono e manganês, sendo que, à exceção dos aços alto carbono com manganês, o aço ferrítico ao cromo é o que exhibe a maior tendência ao alargamento.

O comprimento do arco de contato aumenta com o diâmetro dos cilindros. Aumentando o arco de contato, aumenta também o somatório das forças de atrito atuantes longitudinalmente, fazendo com que diminua o alongamento. Deste modo, o alargamento cresce. Logo, o alargamento aumenta com o atrito^{4,5}. Assim, como o atrito é influenciado pelo material da barra e pelo material e acabamento superficial dos cilindros, o alargamento também o é. Com efeito, cilindros rugosos originam maior alargamento que cilindros polidos²⁹.

Segundo Trinks, W.²⁹, o alargamento é maior a temperaturas inferiores a 1010°C. Com efeito, é provável que o atrito entre o aço e o material dos cilindros aumente quando a temperatura cai abaixo dos 1010°C. Como o alargamento aumenta com o crescimento do atrito, é adequada a utilização dessa hipótese.

Dentro de limites razoáveis, baixas velocidades favo-

recem o alargamento, ao passo que altas velocidades contribuem para um maior alongamento. Há duas razões para isso, ambas relacionadas com as condições de temperatura. A primeira é que, a velocidades baixas, a ação de resfriamento devida ao contato com os cilindros penetra mais profundamente na barra que está sendo deformada, resultando uma camada bastante espessa mais fria que o coração da barra. A maiores velocidades, não há tempo para que a camada fria alcance suficiente espessura, em comparação com o coração da barra, para originar esse efeito. A segunda é que, no caso de usar-se água sobre os cilindros, em velocidades baixas a película de água sobre a superfície dos cilindros tem mais tempo para evaporar e ser expulsa da região entre o aço quente e os cilindros; conseqüentemente, o contato direto (livre de líquido) entre as superfícies da barra e dos cilindros é maior, havendo então maior atrito. Já em velocidades altas, as condições naturalmente favorecem mais o alongamento do que o alargamento. Como regra geral, a laminação deve ser efetuada tanto mais rapidamente quanto for permitido pelas condições existentes²⁹.

O alargamento é função das dimensões geométricas da barra. As forças de atrito lateral variam com a largura da barra, causando variações no alargamento⁴. Quanto mais material tende a alargar, isto é, quanto maior a largura da barra, maior o atrito que se opõe a essa tendência²⁹. Desta forma, para barras mais largas, o alargamento decresce. Segundo Bueno, A.S.⁴ a não dependência do alargamento com a largura é verificada quando a largura de entrada é superior a seis vezes a altura de entrada (estado plano de deformação).

Quanto à influência da redução em altura, tem-se que

o alargamento aumenta com a redução em altura. Assim, quando uma barra é laminada em vários passes sucessivos, o alargamento total é inferior ao que seria obtido caso a mesma laminação se realizasse em menos passes com a mesma redução total⁵.

Resumindo, pode-se afirmar que o alargamento é influenciado por diversos fatores, como por exemplo^{4,29}:

- comprimento do arco de contato;
- atrito;
- velocidade de deformação;
- forma do canal;
- temperatura da barra;
- redução em altura; e
- condições superficiais dos cilindros, etc...

Na figura 5.1 são mostradas esquematicamente as passagens quadrado-oval e quadrado-losango.

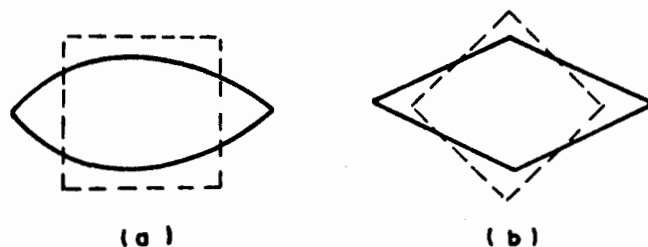


Figura 5.1 — Passagens: (a) quadrado-oval;
(b) quadrado-losango.

5.2 — Modelo de Ekelund

Tem-se a seguinte expressão:

$$b_1^2 - b_0^2 = 8m \sqrt{R \cdot \Delta h} \cdot \Delta h - 4m(h_0 + h_1) \sqrt{R \cdot \Delta h} \cdot \ln \left(\frac{b_1}{b_0} \right) \quad (5.1)$$

sendo o fator de atrito dado por:

$$m = \frac{1,6\mu \sqrt{R \cdot \Delta h} - 1,2 \Delta h}{h_0 + h_1} \quad (5.2)$$

e o coeficiente de atrito por⁸:

$$\mu = 1,05 - 0,0005t(^{\circ}\text{C}); \text{ cilindros de ferro fundido} \quad (5.3.a)$$

$$\mu = 0,8 (1,05 - 0,0005t); \text{ cilindros lisos de aço} \quad (5.3.b)$$

$$\mu = 0,55 (1,05 - 0,0005t); \text{ cilindros polidos de aço} \quad (5.3.c)$$

onde b_1 (mm) e b_0 (mm) são as larguras do material após e antes do passe respectivamente, R (mm) o raio dos cilindros, e Δh (mm) a diferença entre as alturas da barra antes do passe (h_0 em mm) e após (h_1 em mm).

5.3 — Modelo de Köster²⁵

Tem-se a seguinte expressão:

$$\frac{\phi_b}{\phi_h} = - \exp \left[- C_{b\mu} \cdot \frac{b_0}{\sqrt{R \cdot \Delta h}} \right] \quad (5.4)$$

onde:

$$C_{b\mu} = \frac{1000K}{T_{\text{laminação}} \text{ (K)}} \quad (5.5)$$

$$\phi_b = \ln \frac{b_1}{b_0} \quad (5.6)$$

$$\phi_h = \ln \frac{h_1}{h_0} \quad (5.7)$$

Para b_1 , b_0 , h_1 , h_0 , R e Δh valem as mesmas observações feitas na apresentação do modelo de Ekelund, sendo que ϕ_b é a deformação logarítmica em largura, e ϕ_h é a deformação logarítmica em altura.

5.4 — Modelo de Wusatowski

Tem-se a seguinte expressão

$$\beta = \gamma^{-W} \quad (5.8)$$

onde²⁹:

$$-W = -10^{-1,269 \cdot \epsilon_w^{0,56} \cdot \delta_w} \quad (5.9)$$

e^{29,32}:

$$\beta = \frac{b_1}{b_0} \quad (5.10)$$

$$\gamma = \frac{h_1}{h_0} \quad (5.11)$$

e ainda²⁹:

$$\epsilon_w = \frac{h_0}{2R} \quad (5.12)$$

$$\delta_w = \frac{b_0}{h_0} \quad (5.13)$$

Para b_1 , b_0 , h_1 , h_0 e R valem as mesmas observações feitas na apresentação dos modelos anteriores, sendo que β é o coeficiente de alargamento, γ é um coeficiente de redução em altura, ϵ_w é o fator de cilindros ou razão de espessura, e δ_w é o fator de forma.

Suppo, U. et alii³² adaptaram a fórmula de Wusatowski para os casos específicos dos passes quadrado-oval e quadrado-losango. Tem-se uma expressão para o caso quadrado-oval, e outra — semelhante — para quadrado-losango. As principais dimensões de interesse para o modelo de Wusatowski adaptado podem ser vistas na figura 5.2.

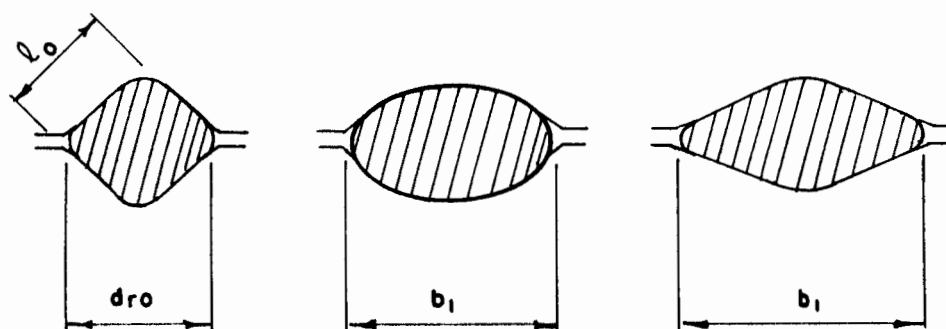


Figura 5.2 — Principais dimensões de interesse para o modelo de Wusatowski adaptado.

Quando se trata de um oval, vem que:

$$b_1 = \beta_{s_i} \cdot l_o \quad (5.14)$$

onde b_1 (mm) é a largura real do oval, l_o (mm) o lado do quadrado de entrada, e β_{s_i} o coeficiente de alargamento, que é ex-

presso por:

$$\beta_{s_i} = K \left[1 + e^{-(m+n\epsilon_{s_i})} \right] \quad (5.15)$$

O parâmetro ϵ_{s_i} é o mesmo já expresso pela equação (3.9). K é uma função de ϵ_{s_i} , expressa por:

$$K = 1 \quad ; \quad \epsilon_{s_i} \geq 0,1 \quad (5.16.a)$$

$$K = 1 + 40(0,1 - \epsilon_{s_i})^2; \quad \epsilon_{s_i} < 0,1 \quad (5.16.b)$$

Os valores de m e n são determinados em função do coeficiente λ_1 , expresso pela equação (3.11), com os coeficientes apropriados, ou pela equação (3.12). Assim:

$$m = \ln \lambda_1 \quad (5.17)$$

$$n = 14,22^{-0,4417\lambda_1} \quad (5.18)$$

No caso do losango tem-se:

$$b_1 = d_{r_0} \cdot \beta'_{s_i} \quad (5.19)$$

Sendo b_1 (mm) a largura real do losango, d_{r_0} (mm) a diagonal real do quadrado de entrada — expressa por (3.8.a) ou (3.8.b) — e β'_{s_i} o coeficiente de alargamento quadrado-losango, determinado por:

$$\beta'_{s_i} = 1 + e^{-(m+n\epsilon_{s_i})} \quad (5.20)$$

onde m e ϵ_{s_i} são dados pelas mesmas expressões anteriores. Sen-

do λ_1 definido pela equação (3.11), com os coeficientes apropriados, ou pela equação (3.13), tem-se:

$$n = 8,85 \ln \frac{\lambda_1^{-1}}{0,315\lambda_1^{-0,314}} \quad (5.21)$$

A rigor, segundo Suppo, U. et alii³², o cálculo do alargamento pelo modelo de Wusatowski deve considerar correções levando em conta a influência de determinados fatores, entre os quais podem incluir-se: tipo de material laminado, material dos cilindros, temperatura e velocidade de laminação.

6 — AVALIAÇÃO DOS MODELOS MATEMÁTICOS DE ALARGAMENTO

6.1 — Metodologia

Foram laminados entre cilindros lisos de aço, em laminador piloto da UFRGS, corpos de prova de aço AISI 1019, cuja composição química é mostrada na tabela 6.1, com secção quadrada de lado 15,88 mm. Os mesmos foram submetidos a três diferentes reduções (para alturas finais em torno de 10,12 e 14 mm) e três temperaturas distintas (acima de 800, 900 e 1000°C), configurando nove condições de laminação, sendo que foram utilizadas duas amostras em cada situação.

Tabela 6.1 — Composição química do aço ensaiado.

Elementos	Teores (%)
C	0,15
S	0,046
Mn	0,97
Si	0,020
Cu	0,12
Cr	0,08
Ni	0,05

Após a análise inicial dos modelos na laminação entre cilindros lisos, é feita a avaliação para a laminação em canais, utilizando-se dados fornecidos pela literatura^{32,8,26}. São utilizados quatro passes quadrado-losango e cinco passes quadrado-oval.

Chama-se atenção para o fato de que o modelo de Wusatowski teve, no caso da laminação entre cilindros lisos em laboratório, testada a equação (5.8). Já para os dados de literatura referentes à laminação em canais, foram avaliadas as equações (5.14) e (5.19) — fórmula de Wusatowski adaptada.

6.2 — Dados e resultados dos experimentos em laboratório

Devido à repetibilidade observada para o alargamento, comparando-se os resultados obtidos para os dois corpos de prova de cada condição, apresentam-se os dados e os resultados referentes à uma amostra de cada situação (ver tabela 6.2).

Tabela 6.2 — Dados e resultados experimentais de laboratório, tendo-se para todos os corpos de prova: $h_0 = b_0 = 15,88$ mm, e $R = 87,5$ mm.

CP	t(°C)	h_1 (mm)	$\Delta h/h_0$ (%)	b_1 (mm)	b/b_0 (%)
1	830	10,1	36,4	19,9	25,3
2	835	12,2	23,2	18,0	13,4
3	835	14,0	11,8	16,4	3,3
4	930	10,0	37,0	20,2	27,2
5	925	12,0	24,4	18,0	13,4
6	945	14,0	11,8	16,5	3,9
7	1015	9,9	37,7	20,2	27,2
8	1015	12,0	24,4	18,1	14,0
9	1015	13,9	12,5	16,5	3,9

Os equipamentos utilizados foram os seguintes:

— laminador piloto, marca DEMAG, com potência de 49 kW, rotação de 27 rpm e cilindros com diâmetro de 175 mm e comprimento da mesa de 200 mm;

— forno elétrico de mufla, marca HEVI DUTY, tipo 0771-A, com potência de 2500 W; e

— multímetro digital PHILIPS PM 2421, ao qual era ligado um termopar Chromel-Alumel para o controle de temperatura.

6.3 — Comparação dos resultados obtidos com os modelos teóricos

A comparação em questão é apresentada na tabela 6.3.

Tabela 6.3 — Comparação dos resultados fornecidos pelos modelos com os experimentais

CP	t(°C)	Experi- mental	b_1 (mm)					
			M o d e l o s					
			Ekelund	Diferen- ça (%)	Köster	Diferen- ça (%)	Wusa- towski	Diferen- ça (%)
1	830	19,9	20,8	+ 4,5	20,2	+ 1,5	19,6	- 1,5
2	835	18,0	18,4	+ 2,2	17,9	- 0,6	18,0	0
3	835	16,4	16,8	+ 4,9	16,5	+ 0,6	16,8	+ 2,4
4	930	20,2	20,6	+ 2,0	20,6	+ 2,0	19,7	- 2,5
5	925	18,0	18,4	+ 2,2	18,2	+ 1,1	18,1	+ 0,6
6	945	16,5	16,7	+ 1,2	16,6	+ 0,6	16,8	+ 1,8
7	1015	20,2	20,5	+ 1,2	20,9	+ 3,5	19,8	- 2,0
8	1015	18,1	18,3	+ 1,1	18,3	+ 1,1	18,1	0
9	1015	16,5	16,8	+ 1,5	16,7	+ 1,2	16,9	+ 2,4
Médias dos módulos das diferenças				2,31		1,35		1,46

Observe-se, também, a tabela 6.4.

Tabela 6.4 — Valores de $\Delta b/b_0$ referentes aos modelos e aos experimentos

CP	$\Delta b/b_0$ (%)			
	Experi- mental	M o d e l o s		
		Ekelund	Köster	Wusatowski
1	25,3	31,0	27,2	23,4
2	13,4	15,9	12,7	13,4
3	3,3	5,8	3,9	5,8
4	27,2	29,7	29,7	24,1
5	13,4	15,9	14,6	14,0
6	3,9	5,2	4,5	5,8
7	27,2	28,8	31,6	24,7
8	14,0	15,2	15,2	14,0
9	3,9	5,5	5,2	6,4

Os parâmetros variados nos experimentos, como já colocado, foram a redução em altura e a temperatura. Observando as tabelas 6.2 e 6.3, pode-se afirmar que a influência da temperatura sobre o alargamento não se fez notar de forma muito marcante, tendo sido utilizadas neste capítulo as temperaturas iniciais dos passes. Ressalta-se que, no capítulo 10, são apresentadas considerações mais detalhadas referentes à temperatura. Quanto à influência da redução em altura sobre o alargamento, essa mostrou-se mais marcante, como era de se esperar em função da lei da constância de volume que rege os processos de conformação mecânica. Ilustrando essa influência, bem como a comparação entre os modelos de cálculo e os experimentos, construíram-

-se os gráficos das figuras 6.1 a 6.3, as quais apresentam deformações relativas em largura ($\Delta b/b_0$) em função de deformações relativas em altura ($\Delta h/h_0$).

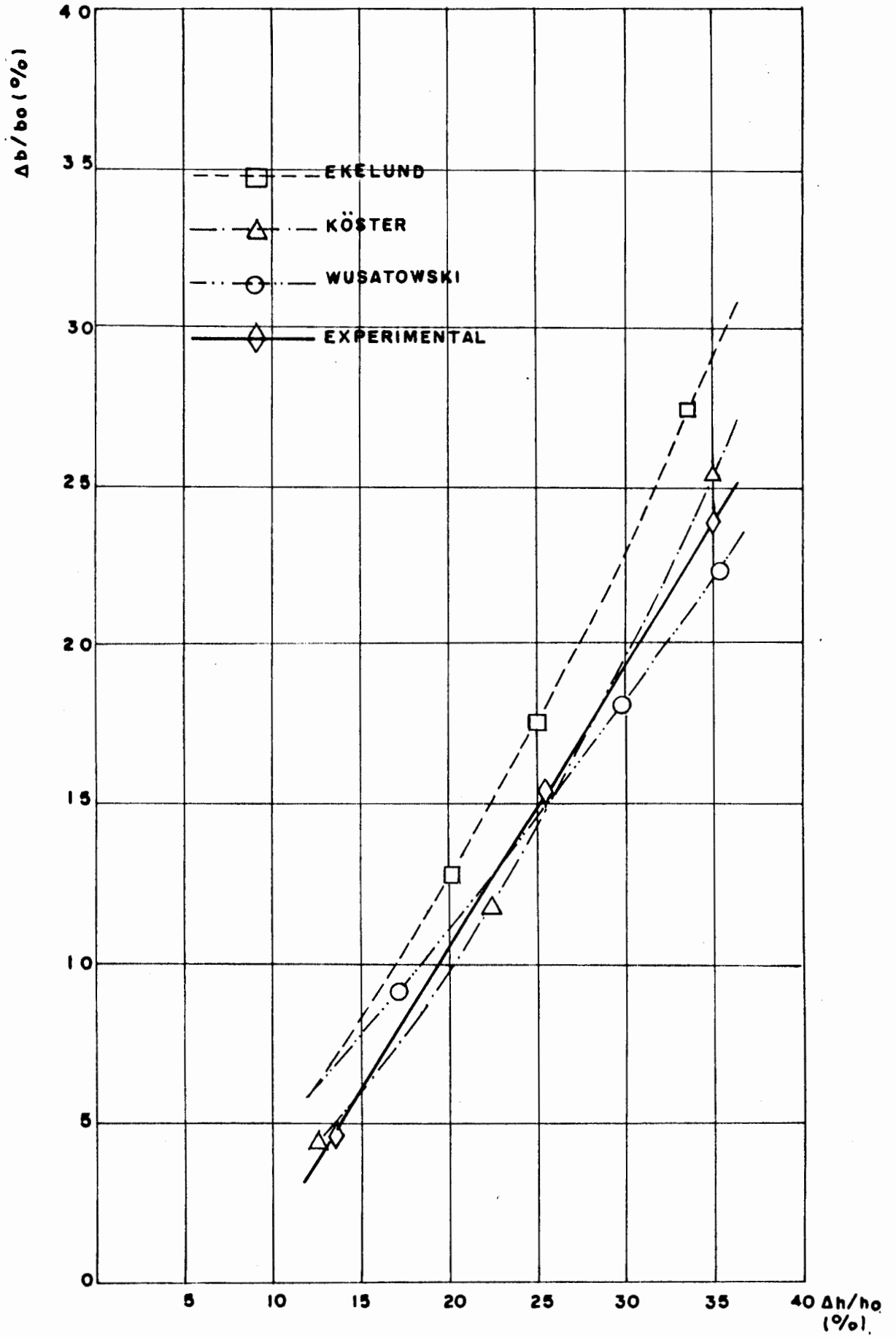


Figura 6.1 — Variação do alargamento em função da redução em altura para $t \approx 835^\circ\text{C}$.

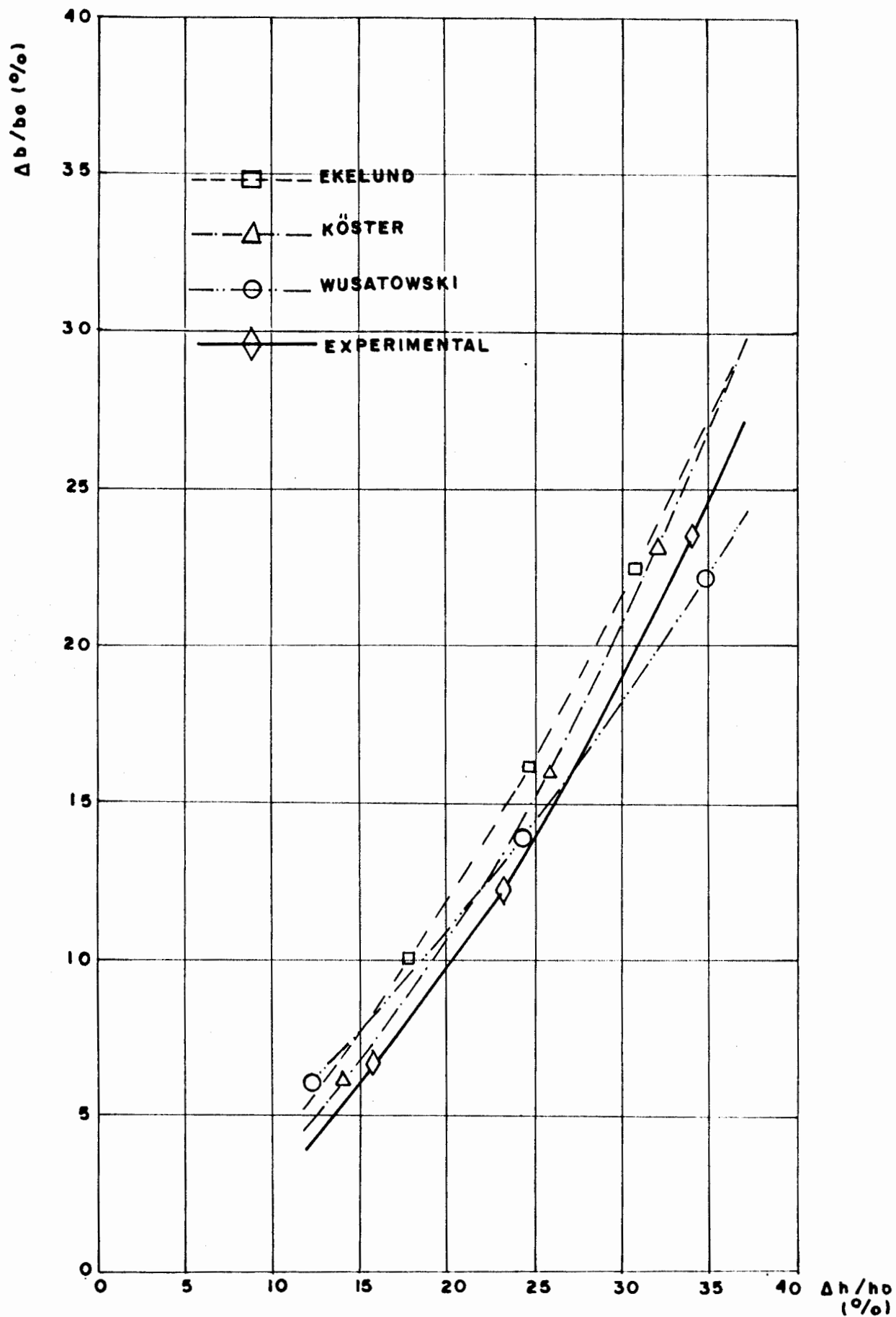


Figura 6.2 — Variação do alargamento em função da redução em altura para $t \approx 935^\circ\text{C}$.

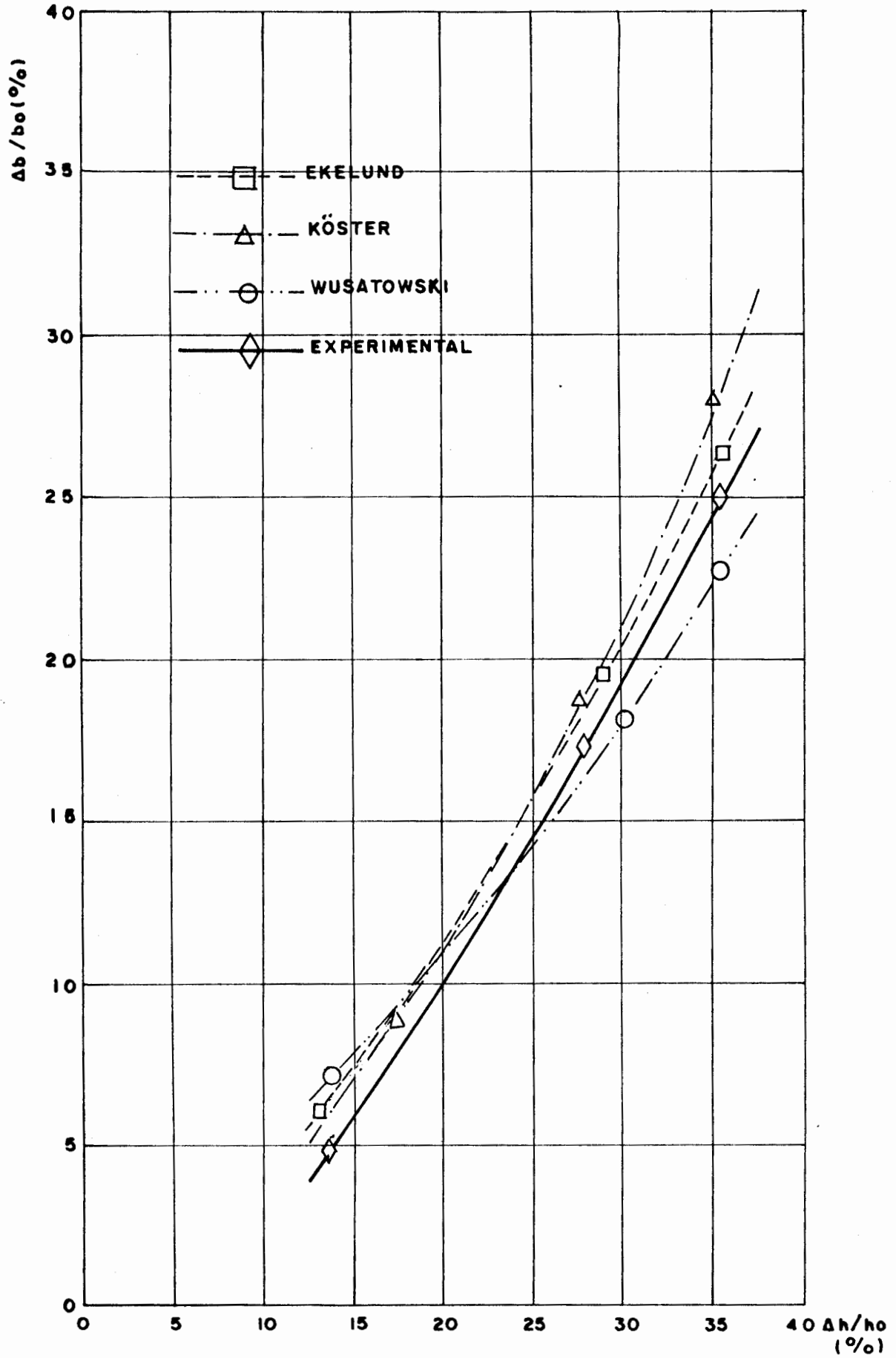


Figura 6.3 — Variação do alargamento em função da redução em altura para $t = 1015^\circ\text{C}$.

6.4 — Dados referentes a cilindros com canais

São utilizados dados esparsos da literatura, ou seja, esses dados não se referem a uma seqüência de calibração específica. Inicialmente, são mostrados dados de passes quadrado-losango (tabela 6.5), seguindo-se dados de passes quadrado-oval (tabela 6.6). Esses passes fazem parte de calibrações que são, seguramente, utilizadas em indústrias. Ressalta-se que são consideradas as larguras e alturas máximas dos calibres, bem como os raios nos fundos dos canais.

Tabela 6.5 — Dados referentes a passes quadrado-losango (ver também figura 6.4), sendo os números 1,2,3 e 4 empregados para identificar os diferentes losangos

Losango nº	l_o (mm)	A_o (mm ²)	D_N (mm)	C (mm)	D_C (mm)	t (°C)	h_1 (mm)	A_1 (mm ²)	b_1 (mm)	Referência
1	100	9945	480	9,1	489,1	1120	103	7760	140	8
2	80	6200	500	4	504	1000	63,8	4406,86	110,94	32
3	120	13903	550	4	554	1000	119,1	11288	155,9	32
4	100	9673	425	4	429	1000	101,2	8012	129	32

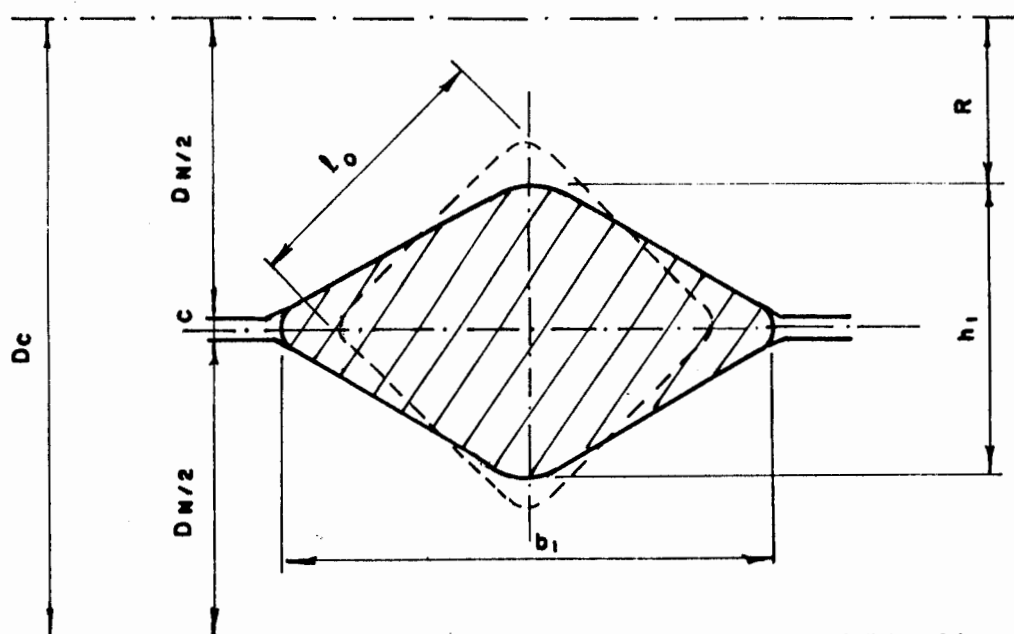


Figura 6.4 — Calibre quadrado entrando num canal losango (R é o raio considerado no cálculo do alargamento pelos modelos).

Tabela 6.6 — Dados referentes a passes quadrado-oval (ver também figura 6.5), sendo os números 1,2,3,4 e 5 empregados para identificar os diferentes ovais.

Oval nº	l_o (mm)	A_o (mm ²)	D_N (mm)	C (mm)	D_C (mm)	t (°C)	h_1 (mm)	A_1 (mm ²)	b_1 (mm)	Referência
1	40,3	1490	480	6	486	1200	22	870	54,5	26
2	61,2	3560,38	400	4	404	1000	40,7	2297,23	75,8	32
3	42,5	1717,44	400	4	404	1000	26,4	1137,17	56,33	32
4	30,1	806,16	300	4	304	1000	21,2	597	36,56	32
5	21,8	448,6	300	3	303	1000	14,9	316,79	27,73	32

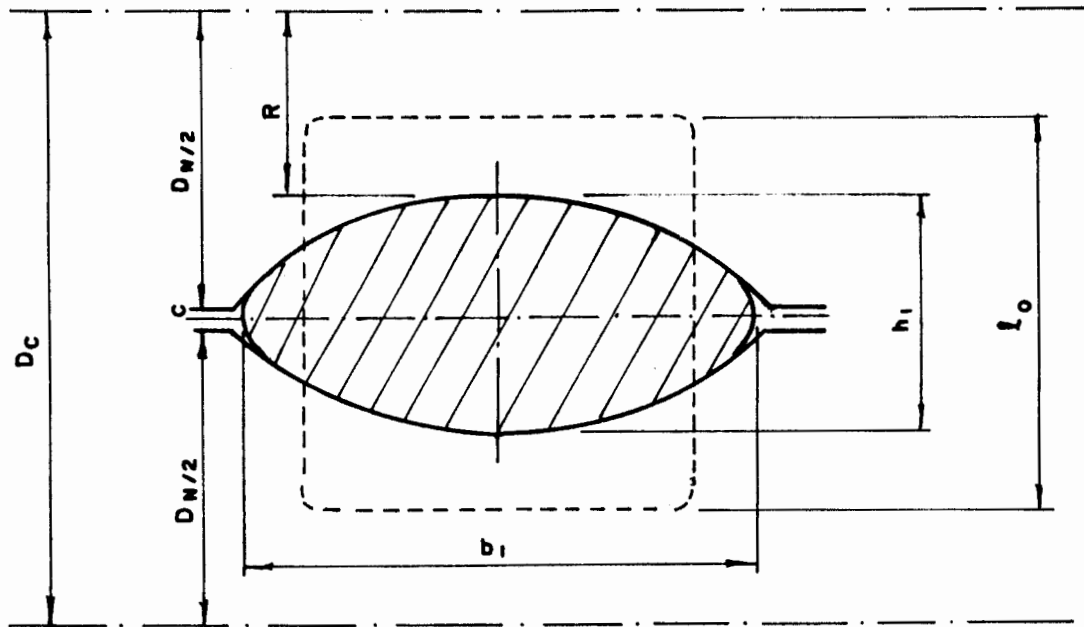


Figura 6.5 — Calibre quadrado entrando num canal oval (R é o raio considerado no cálculo do alargamento pelos modelos)

6.5 — Comparação entre os dados de literatura e os resultados dos modelos

Inicialmente, deve-se explicar que o modelo de Ekelund considera, geralmente, três cálculos (em função do coeficiente de atrito, equações 5.3.a, 5.3.b e 5.3.c): para cilindros de ferro fundido, cilindros lisos de aço e cilindros polidos de aço. Isso foi feito em virtude de não constar o tipo de cilindros na literatura^{32,12}. Para o oval 1, a literatura²⁶ informa que os cilindros são de aço fundido, considerando-se, para efeito do cálculo do coeficiente de atrito dentro do modelo de Ekelund, a expressão válida para cilindros de ferro fundido. Observe-se a tabela 6.7.

Tabela 6.7 — Comparação entre as larguras reais fornecidas pela literatura^{32,8,26} e as calculadas pelos três modelos.

		b_1 (mm)					
Calibre	Literatura	M o d e l o s					
		Ekelund	Diferença (%)	Köster	Diferença (%)	Wusatowski	Diferença (%)
Losango 1	140	128,9	- 7,9				
		127,4	- 9,0	131,0	- 6,4	140,9	+ 0,6
		125,2	-10,6				
Losango 2	110,94	116,5	+ 5,0				
		110,9	- 0,04	120,3	+ 8,4	120,0	+ 8,2
		99,8	-10,0				
Losango 3	155,9	156,7	+ 0,5				
		154,3	- 1,0	158,2	+ 1,5	168,3	+ 8,0
		150,5	- 3,5				
Losango 4	129	129,4	+ 0,3				
		127,7	- 1,0	130,4	+ 1,1	137,9	+ 6,9
		125,2	- 3,0				
Oval 1	54,5	56,6	+ 4,0	60,0	+10,1	55,4	+ 1,7
Oval 2	75,8	73,2	- 3,6				
		70,2	- 7,4	73,7	- 2,8	75,1	- 0,9
		64,6	-14,9				
Oval 3	56,33	55,5	- 1,3				
		53,3	- 5,4	55,1	- 2,2	56,0	- 0,6
		48,5	-13,9				
Oval 4	36,56	36,7	+ 0,4				
		35,7	- 2,6	36,0	- 1,5	40,3	+10,2
		33,6	- 8,1				
Oval 5	27,73	28,0	+ 1,0				
		27,2	- 1,9	27,2	- 1,9	32,2	+16,1
		25,8	- 7,3				
Média dos módulos das diferenças			2,67		3,99		5,91
			3,55				
			8,91				

Na avaliação do alargamento na laminação em canais, a exemplo dos experimentos em laboratório, verificou-se a influência da redução em altura sobre o alargamento. Essa análise é acompanhada pela verificação da influência de l_d/b_o , que constitui-se na relação entre duas grandezas geométricas que, pela importância que exercem com relação ao atrito, possibilitam a ocorrência de maior ou menor alargamento, conforme tratado no capítulo anterior. Observe-se a tabela 6.8.

Tabela 6.8 — Influência da redução em altura (em termos de $\Delta h/h_o$) e da relação l_d/b_o sobre o alargamento (em termos de $\Delta b/b_o$) na laminação em canais (para $t = 1000^\circ\text{C}$)

Calibre	l_d (mm)	b_o (mm)	l_d/b_o (%)	Δh (mm)	$\Delta h/h_o$ (%)	Δb (mm)	$\Delta b/b_o$ (%)
Losango 2	89,12	99,88	89,2	36,08	36,1	11,06	11,07
Losango 3	81,74	149,82	54,6	30,72	20,5	6,08	4,06
Losango 4	62,26	124,85	49,9	23,65	18,9	4,15	3,32
Oval 2	61,02	61,2	99,7	20,5	33,5	14,60	23,86
Oval 3	55,13	42,5	129,7	16,1	37,9	13,83	32,54
Oval 4	35,47	30,1	117,8	8,9	29,6	6,46	21,46
Oval 5	31,53	21,8	144,6	6,9	31,7	5,93	27,20

6.6 — Discussão dos resultados

Nas experiências realizadas em laboratório, os três modelos forneceram excelentes resultados (tabela 6.3), com as diferenças entre os valores calculados e os medidos não atingindo 5% em nenhuma situação: verificaram-se algumas diferenças bas

tante baixas, até mesmo nulas em certos casos. Houve um certo destaque, na média, para as expressões de Köster e Wusatowski, com discreta superioridade para o primeiro; isso pode ser observado nas figuras 6.1 a 6.3 ($\Delta b/b_0 \times \Delta h/h_0$), as quais ilustram o crescimento do alargamento com o aumento da redução em altura.

A análise do modelo de Ekelund na laminação em canais fica prejudicada em função da literatura só fornecer o tipo dos cilindros para o oval ²⁶. No entanto, caso os demais calibres tenham sido obtidos através de cilindros de ferro fundido ou lisos de aço, os resultados do modelo são, em média, superiores aos dos outros modelos, especialmente no caso dos cilindros serem de ferro fundido. Todavia, caso os mesmos sejam polidos de aço (condição de atrito menos severa), os resultados da fórmula de Ekelund são os menos satisfatórios entre os fornecidos pelos três modelos. Já no que concerne a Köster e Wusatowski, o primeiro foi o que, na média, forneceu os melhores resultados.

Verificando a influência da redução em altura sobre o alargamento (tabela 6.8) na laminação em canais, colheram-se observações interessantes, numa análise que incluiu a relação l_d/b_0 . Como pode ser facilmente deduzido através do capítulo 5, ao aumentar-se a relação l_d/b_0 , deve crescer também o alargamento. Com efeito, para os losangos, aumentos de $\Delta h/h_0$ foram acompanhados por aumentos de $\Delta b/b_0$, mesmo porque sempre houve o crescimento, também, de l_d/b_0 . Para os ovais, com o crescimento de $\Delta h/h_0$, a relação $\Delta b/b_0$ geralmente cresceu, sendo que, quando tal fato não se verificou, observou-se um decréscimo da relação l_d/b_0 , a qual, desta maneira, evidenciou sua importância (através do atrito) sobre o alargamento.

7 — PARÂMETROS GEOMÉTRICOS DE CANAIS

Este capítulo focaliza sua atenção sobre os principais parâmetros geométricos dos canais losangos e ovais, apresentando ainda o caso dos redondos acabadores. Os principais parâmetros dos quadrados já foram tratados no capítulo 3.

Chama-se atenção para o fato de que, em projetos de canais, é de extrema importância a verificação de restrições quanto à máxima redução em altura (da qual depende, naturalmente, a altura do canal que se esteja considerando), quanto à luz (ou abertura entre cilindros) mínima e quanto ao alargamento⁴, este já abordado. A máxima redução em altura depende de condições como mordida, resistência dos cilindros, capacidade do motor, qualidade do produto, etc... Já a luz mínima define-se mediante a consideração de rigidez do laminador, flexão dos cilindros, acuracidade da tolerância do produto, desgaste de canal, amplitude da regulagem vertical dos cilindros, etc...

7.1 — Losangos

Conhecida a área real do losango, determina-se a área teórica através da seguinte expressão³²:

$$A_{1t} = 1,04 A_1 \quad (7.1)$$

onde A_{1t} e A_1 (mm^2) são, respectivamente, as áreas teórica e real.

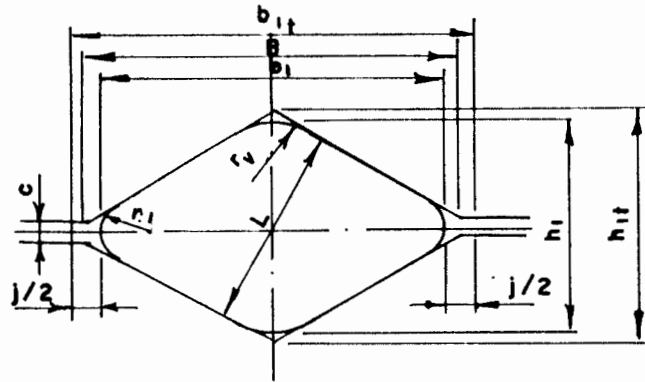


Figura 7.1 — Parâmetros geométricos dos losangos.

A largura real do losango (b_1) deve ser determinada por um dos modelos de alargamento (capítulo 5). A largura teórica, b_{1t} (mm), é obtida por meio da expressão abaixo:

$$b_{1t} = b_1 + j \quad (7.2)$$

sendo j (mm) um parâmetro dado por³²:

$$j = 0,333r_0^{0,6666} e^{1,546\lambda_1} \quad (7.3)$$

onde r_0 (mm) é o raio do quadrado de entrada.

A altura teórica, h_{1t} (mm), e o ângulo de abertura do calibre losango (α') podem ser facilmente determinados por:

$$h_{1t} = \frac{2A_{1t}}{b_{1t}} \quad (7.4)$$

$$\alpha' = 2 \arctg \frac{b_{1t}}{h_{1t}} \quad (7.5)$$

Para o raio de concordância do vértice, r_v (mm), Suppo,

U. et alii³² afirmam existir ótima concordância com os valores práticos mediante a aplicação da equação:

$$r_v = 0,1298 r_2 e^{2,04\lambda_2} \quad (7.6)$$

onde r_2 (mm) é o raio de concordância do quadrado posterior, e λ_2 já foi definido anteriormente.

Segundo Bueno, A.S.⁴, a altura real (mm) pode ser determinada por:

$$h_1 = \frac{h_{1t} \operatorname{sen}(\alpha'/2) - 2r_v}{\operatorname{sen}(\alpha'/2)} + 2r_v \quad (7.7)$$

A luz, c (mm), é definida⁴ assim que $b_1/B < 0,98$, sendo B (mm) a largura do canal, expressa por:

$$B = b_{1t} - c \operatorname{tg}(\alpha'/2) \quad (7.8)$$

O raio de concordância do losango, r_1 (mm), é dado por⁴:

$$r_1 = \frac{L - b_1 \cos(\alpha'/2)}{2[1 - \cos(\alpha'/2)]} \quad (7.9)$$

onde o parâmetro L (mm) é expresso por:

$$L = h_{1t} \operatorname{sen}(\alpha'/2) \quad (7.10)$$

7.2 — Ovais

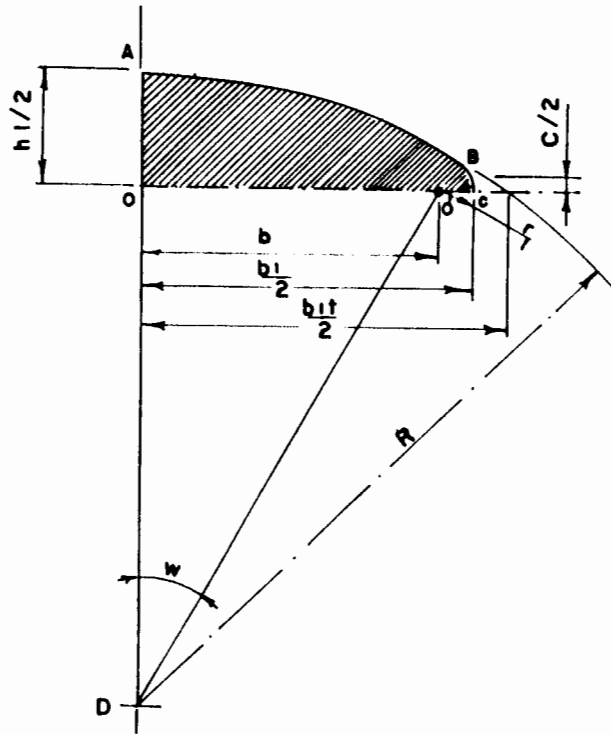


Figura 7.2 — Parâmetros geométricos dos ovais.

O cálculo do raio do oval, $R(\text{mm})$, é feito observando-se que: área $OABC = \text{área } ADB + \text{área } BO'C - \text{área } ODO'$, ou seja:

$$\frac{A_1}{4} = \frac{1}{2} \left[R^2 w - b(R - r_1) \cos w + r_1^2 \left(\frac{\pi}{2} - w \right) \right] \quad (7.11)$$

onde A_1 é a área da secção do oval (mm^2) e o raio de concordância $r_1(\text{mm})$ é igual a 90% do valor do raio de concordância do quadrado posterior. Quanto ao ângulo w , é facilmente observável que o mesmo é calculado por:

$$w = \text{arc sen} \frac{b}{R - r_1} \quad (7.12)$$

Reparando-se que $\overline{OD} = (R - r_1)\cos w$, o cálculo da altura do oval (mm) torna-se bastante simples:

$$h_1 = 2[R - (R - r_1)\cos w] \quad (7.13)$$

A largura teórica do oval (mm) é obtida através da seguinte expressão³²:

$$b_{1t} = 2\sqrt{\frac{h_1}{2} \left(2R - \frac{h_1}{2}\right)} \quad (7.14)$$

Quanto à largura real (b_1), analogamente ao caso do losango, deve-se utilizar um dos modelos de alargamento. A determinação da largura do canal, B (mm), é feita em função da razão de enchimento utilizada. Será adotado que⁴:

$$\frac{b_1}{B} = 0,90 \text{ a } 0,95 \quad (7.15)$$

A luz, c (mm), é calculada por⁴:

$$c = \frac{4R - 2h_1 - \sqrt{(2h_1 - 4R)^2 + 4(4Rh_1 - B^2 - h_1^2)}}{-2} \quad (7.16)$$

7.3 — Redondos (acabadores)⁴

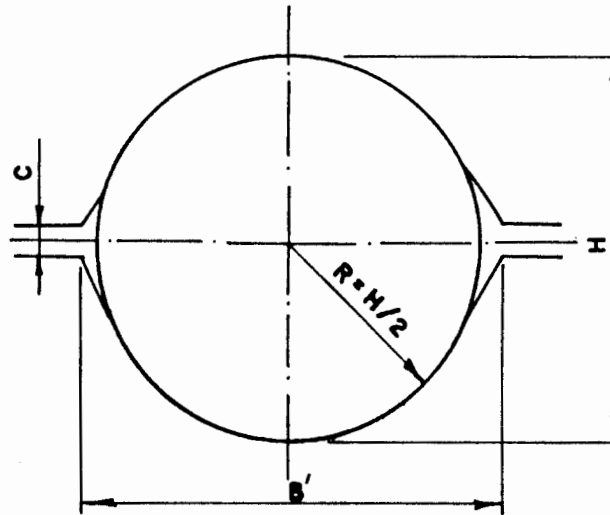


Figura 7.3 — Parâmetros geométricos dos redondos (acabadores)

Partindo-se do diâmetro (a frio) do fio-máquina, D (mm), e da temperatura no passe, t ($^{\circ}\text{C}$), calcula-se a altura do canal (mm):

$$H = D(1 + \beta t) \quad (7.17)$$

Sendo o coeficiente de expansão linear, β ($^{\circ}\text{C}^{-1}$), dado pela tabela abaixo:

Tabela 7.1 — Alguns valores de β

Material	β
aço comum	11×10^{-6}
aço inox contendo Ni	18×10^{-6}
aço rolamento	15×10^{-6}
aço alto Mn	20×10^{-6}

A largura do canal, B' (mm), é expressa por:

$$B' = (D + \rho)(1 + \beta t) + f \quad (7.18)$$

sendo ρ a metade da amplitude do intervalo de tolerância do produto, e f um fator que depende da rigidez da gaiola (entre 0,1 e 0,3 mm), tendo ainda a finalidade de evitar a formação de rebarba.

Quanto à luz (c), a tabela 7.2 mostra alguns valores.

Tabela 7.2 — Valores da luz para diversas dimensões de secções redondas.

Laminador	grande		médio			pequeno			
Bitola (mm)	150	100	80	70	60	50	40	30	20
c (mm)	8	5	3	3	3	2	2	1,5	1

8 — AVALIAÇÃO DE PARÂMETROS GEOMÉTRICOS DE CANAIS

8.1 — Canais utilizados na verificação

São utilizados os mesmos dados de literatura já empregados na avaliação dos modelos de alargamento. O losango 1 não será considerado por apresentar pouquíssimas dimensões passíveis de teste. Já o oval 1 carece de dados iniciais para teste. As tabelas 8.1 e 8.2 mostram os dados referentes aos canais, dados esses que são os necessários ao dimensionamento (cálculo de parâmetros geométricos) dos mesmos, sendo A_0 a área da secção do quadrado de entrada, A_1 a secção do calibre (losango ou oval) e A_2 a secção do quadrado posterior. Para b_1 (largura real do calibre), considerou-se sempre o valor calculado que forneceu o melhor resultado (capítulo 6).

Tabela 8.1 — Dados referentes aos losangos

Losango nº	A_0 (mm ²)	A_1 (mm ²)	A_2 (mm ²)	b_1 (mm)
2	6200	4406,86	3560,38	110,9
3	13903	11288	9673	156,7
4	9673	8012	6835,42	129,4

Tabela 8.2 — Dados referentes aos ovais

Oval nº	A_1 (mm ²)	A_2 (mm ²)	b_1 (mm)
2	2297,23	1717,44	75,1
3	1137,17	860,16	56,0
4	597	448,60	36,7
5	316,79	242,92	28,0

8.2 — Comparação entre os dados de literatura e os valores cal culados

Observem-se as tabelas 8.3 e 8.4

Tabela 8.3 — Comparação entre as dimensões fornecidas pela literatura (F) e as calculadas (C) para calibres losangos.

Losango nº	b_{1t} (mm)		r_v (mm)		h_1 (mm)		h_{1t} (mm)		c (mm)		α'	
	F	C	F	C	F	C	F	C	F	C	F	C
2	127,7	129,5	26	24,9	63,8	63,8	71,4	70,8	4	8,9	121°36'	122°42'
3	173,3	175,3	28	28,1	119,1	119,4	133,9	133,9	4	11,8	104°38'	105°14'
4	144,3	145,3	24	23,9	101,2	101,6	114,5	114,7	4	10,4	103°7'	103°24'

Tabela 8.4 — Comparação entre dimensões fornecidas (F) e calculadas (C) para ovais

Oval nº	b_{1t} (mm)		R(mm)		h_1 (mm)		C (mm)	
	F	C	F	C	F	C	F	C
2	81,7	81,7	51,18	51,08	40,7	40,8	4	3,40
3	64,3	63,4	45,81	44,19	26,4	26,8	4	4,23
4	41,1	39,1	25,22	22,95	21,2	21,8	4	0,71
5	31,2	30,6	20,09	19,30	14,9	15,1	3	1,41

Desenvolveu-se um programa que permite desenhar, na tela de um microcomputador COMMODORE 8096-SK, canais com os respectivos calibres (numa escala fixa), mostrando ainda as principais dimensões (cotas) referentes aos mesmos. As figuras 8.1 e 8.2 ilustram esses desenhos para o losango 2 e o oval 2. Paralelamente, o programa possibilita a execução dos mesmos desenhos (em escala 1:1), com suas principais dimensões, numa impressora gráfica (plotter) GRAPHTEC MP 1000. As figuras 8.3 e 8.4 ilustram esses desenhos igualmente para o losango 2 e para o oval 2.

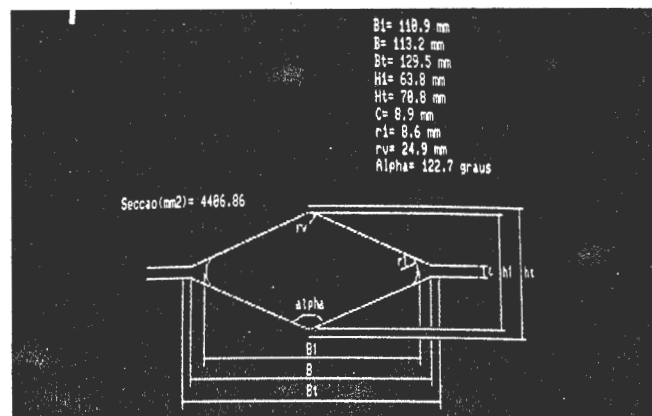


Figura 8.1 — Losango 2 (tela do microcomputador).

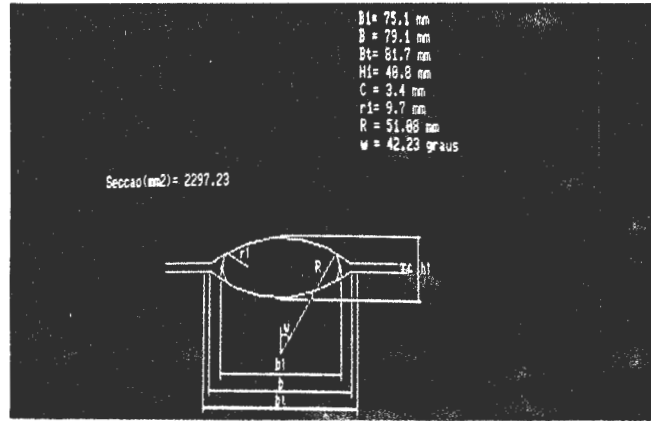
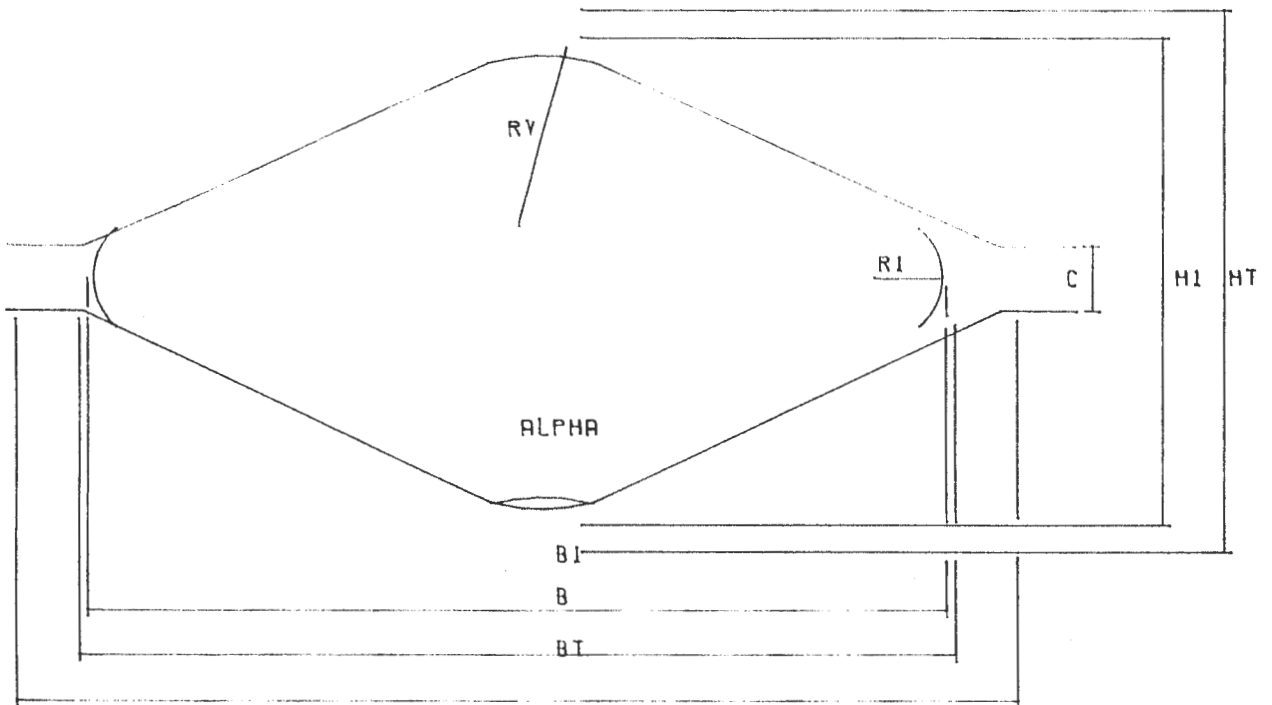


Figura 8.2 — Oval 2 (tela do microcomputador).



DADOS DO CALIBRE:
 SECCAO (MM2) = 4406.86
 $B1 = 110.9 \text{ MM}$
 $B = 113.2 \text{ MM}$
 $BT = 129.5 \text{ MM}$
 $H1 = 63.8 \text{ MM}$
 $HT = 70.8 \text{ MM}$
 $C = 6.9 \text{ MM}$
 $RI = 8.6 \text{ MM}$
 $RY = 24.9 \text{ MM}$
 $ALPHA = 122.7 \text{ GRAUS}$

Figura 8.3 — Losango 2 (plotter).

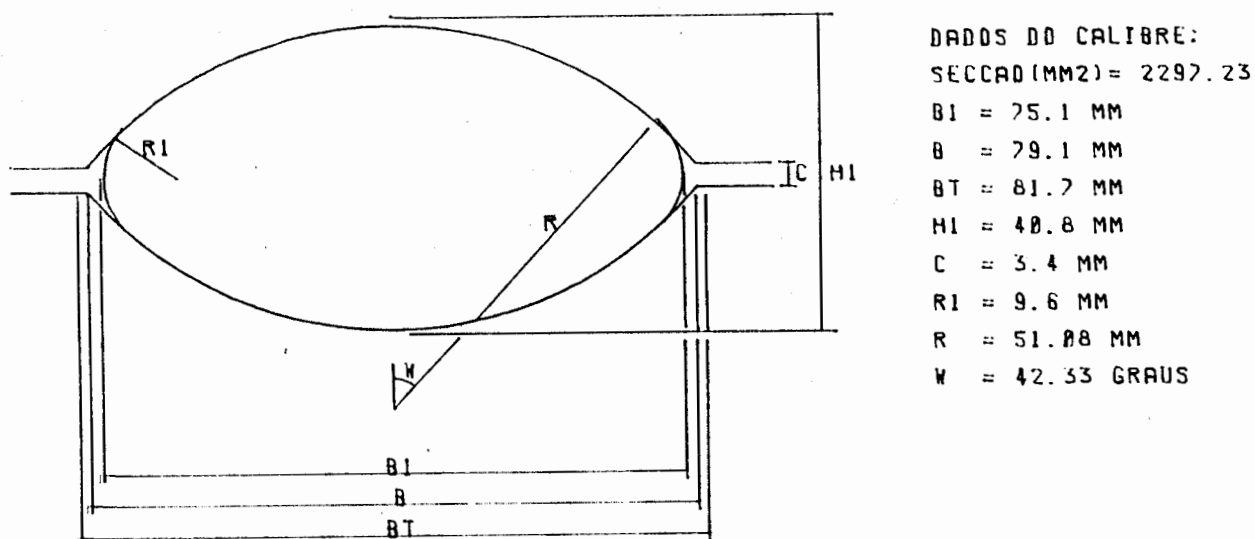


Figura 8.4 — Oval 2 (plotter).

8.3 — Discussão dos resultados

No caso dos losangos, b_{1t} , r_v , h_1 , h_{1t} e α' apresentaram ótima aproximação entre os valores fornecidos e os calculados pelas expressões; em certas situações, houve até uma coincidência total dos valores. Já a luz (c) exibiu discrepâncias bastante acentuadas na comparação em questão. Isto se deve ao fato de se haver utilizado $b_1/B = 0,98$, quando na realidade a literatura indica $b_1/B \leq 0,98$. Portanto, é provável que exista um valor ótimo da relação citada para cada caso específico, permitindo assim uma abertura adequada entre cilindros.

Quanto aos ovais, b_{1t} , R e h_1 mostraram muito boa aproximação (salvo o raio do oval 3, onde essa proximidade situou-se num nível um pouco inferior), especialmente no caso do oval 2, sendo que b_{1t} apresentou igualdade entre os valores for

necido e calculado. A luz exibiu bons resultados para os ovais 2 e 3 e grandes afastamentos para os ovais 4 e 5. Numa análise global para os 4 canais estudados, uma razão de enchimento de 0,95 foi a que conduziu a melhores resultados para a luz. Na razão de enchimento pode, novamente, residir a causa para discrepâncias no que concerne à luz.

9 — CÁLCULO DO TAMANHO DE GRÃO DURANTE A LAMINAÇÃO A QUENTE

As modernas técnicas de laminação devem considerar, além das alterações de forma desejadas, aspectos microestruturais. Quando estes são perfeitamente conhecidos, podem ser utilizados convenientemente para controlar as propriedades mecânicas, melhorando o produto². A possibilidade de minimizar-se o tamanho de grão ferrítico em laminação controlada está fortemente ligada à capacidade de se prever a evolução do tamanho de grão austenítico ao longo do processo^{2,22}.

9.1 — A deformação e os mecanismos de restauração

Durante a deformação em altas velocidades de deformação e temperaturas de interesse nas operações de trabalho a quente, todos os metais são submetidos a encruamento e recuperação dinâmica, e alguns podem sofrer também recristalização dinâmica. As microestruturas produzidas por esses processos são instáveis e, ao conservar-se o material na temperatura após o final da deformação, alterações estruturais adicionais ocorrem por recuperação estática, recristalização e crescimento de grão. Nas operações de laminação a quente, as alterações estruturais dinâmicas e estáticas que ocorrem durante e entre passes intera

gem, determinando a evolução global da microestrutura²⁸.

9.1.1 — Recuperação estática

Este processo de restauração altera a estrutura de um metal deformado devido à reordenação de discordâncias para formar uma distribuição de menor energia, mas de forma que o número total de discordâncias diminua apreciavelmente⁶.

Durante o abaixamento da densidade de discordâncias, aquelas de sinais opostos aniquilam-se umas às outras. As remanescentes rearranjam-se muito frequentemente, formando contornos de subgrão¹⁴. A recuperação provoca um arranjo energeticamente preferencial de discordâncias. Este processo de poligonização pode ser bem ilustrado por meio de cristais dobrados (figura 9.1)¹⁴. O processo somente é observável a temperaturas para as quais há uma mobilidade adequada de vacâncias e o número delas é suficiente¹⁰. Deve-se ressaltar que, durante um processo de conformação, vacâncias aparecem em concentrações altas, uma vez que são produzidas continuamente através das reações de discordância¹⁰.

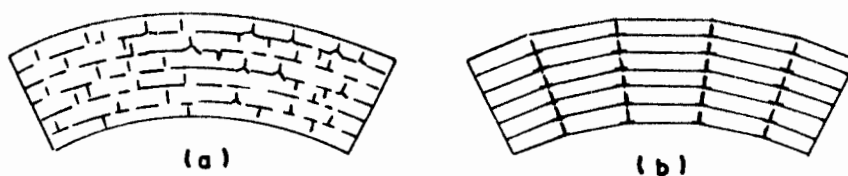


Figura 9.1 — Esquema da poligonização num cristal dobrado: (a) arranjo de discordâncias no cristal dobrado; (b) arranjo de discordâncias após poligonização¹⁴.

Evidentemente, a taxa de recuperação estática aumenta com a temperatura, bem como com a velocidade de deformação e de formação experimentada pelo material²⁰.

9.1.2 — Recristalização estática

A recristalização ocorre em temperaturas mais altas que a recuperação. Consiste de processos que conduzem ao aparecimento e deslocamento de contornos de grande ângulo, sendo que, no início, uma nova formação de grãos ocorre na estrutura deformada. Há uma dependência da nova formação de grãos e do crescimento de grão com a deformação, a temperatura e o tempo¹⁴.

A recristalização ocorre somente se existe uma determinada densidade mínima de discordâncias. Para atingí-la, um certo grau de deformação deve ser superado¹⁴, o que equivale a dizer que uma deformação crítica é necessária para iniciar a recristalização estática. Essa deformação crítica, contudo, é muito pequena em aços comuns²³.

Na recristalização tem-se uma ordenação dos átomos de sólido para formar cristais inteiramente novos. Estes cristais crescem a partir de núcleos muito pequenos até que se encontrem uns com os outros, reabsorvendo no crescimento todo o metal não recristalizado. O número de discordâncias dos novos cristais é bem inferior em relação ao material deformado.

9.1.3 — Recuperação dinâmica

O curso da recuperação dinâmica pode ser observado numa curva de escoamento como a da figura 9.2.

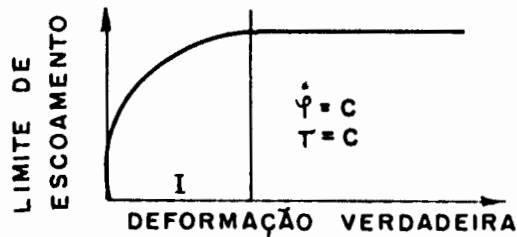


Figura 9.2 — Representação esquemática de curvas de escoamento a quente com recuperação dinâmica¹⁴.

Um acréscimo considerável na densidade de discordâncias ocorre durante a fase de endurecimento, fase I; as discordâncias são emaranhadas dentro dos grãos¹⁴.

Quando as curvas de escoamento atingem a fase estacionária formam-se subgrãos, cujos tamanhos, uniformidade e orientações dependem do metal, da velocidade de deformação e da temperatura. Os principais parâmetros dos subgrãos — relacionados com discordâncias — não mudam durante a fase estacionária das curvas. O limite de escoamento é, com boa aproximação, inversamente proporcional ao tamanho de subgrão. Mesmo com grandes deformações, os subgrãos permanecem não-distorcidos em comparação com os grãos que se distorcem proporcionalmente à deformação¹⁴.

Há um equilíbrio dinâmico entre a formação de discordâncias e a sua eliminação, o que leva a uma densidade constante de discordâncias e limite de escoamento constante.

9.1.4 — Recristalização dinâmica

A ocorrência da recristalização dinâmica altera a curva de escoamento de uma maneira característica (figura 9.3). Na maioria dos processos de conformação que têm velocidades de deformação relativamente altas, um decréscimo no limite de escoamento ocorre após a curva de escoamento a quente atingir um máximo. Isto é resultado de recristalização dinâmica rápida contínua. A velocidades de deformação mais baixas, frequentemente são observadas ondas nas curvas. Estas ondas devem-se à recristalização dinâmica repetida¹⁴.

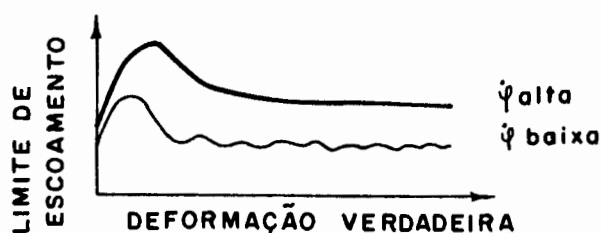


Figura 9.3 — Representação esquemática de curvas de escoamento a quente com recuperação e recristalização dinâmicas¹⁴.

Regiões de limite de escoamento aproximadamente constante são também obtidas durante a recristalização dinâmica (figura 9.3). Neste caso, há um equilíbrio dinâmico entre formação e eliminação de discordâncias. Isso também leva a um tamanho de grão constante para este estado de equilíbrio. No início da recristalização dinâmica há uma deformação crítica que é cerca de 20% mais baixa que a deformação na qual o máximo da curva é obtido. Os limites de escoamento associados com recristalização dinâmica são mais baixos (para a região estacionária) do que

quando ocorre apenas recuperação dinâmica¹⁴. Segundo Saito, Y. et alii²³, em aço comum, a deformação crítica requerida para o início da recristalização dinâmica é usualmente considerada cerca de 5/6 da deformação para a tensão de escoamento de pico.

Portanto, o primeiro pré-requisito para a recristalização dinâmica é que a deformação exceda a crítica. Porém, como regra, a recristalização dinâmica em metais e ligas ocorre principalmente se estes exibem pouca recuperação dinâmica.

Difícilmente tem-se a questão de se um processo ou outro ocorre, mas principalmente qual a parcela que cada processo desempenha no amolecimento (figura 9.4). A recuperação dinâmica ocorre, de forma exclusiva, a deformações abaixo do máximo na curva de escoamento (reduções pequenas de espessura na laminação, por exemplo). Em altas deformações predomina a recristalização dinâmica¹⁴.

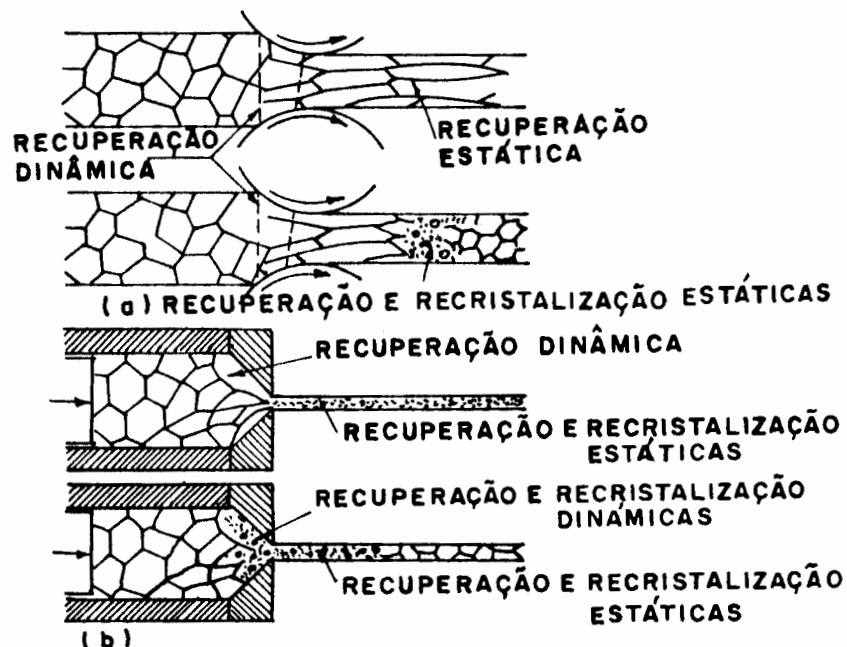


Figura 9.4 — Alterações estáticas e dinâmicas de estrutura durante a conformação a quente: (a) laminação a quente com pequena redução de espessura (p.ex. 50%); (b) extrusão com grande redução na secção transversal (p.ex. 99%)¹⁴.

Segundo Maki, T. et alii¹⁵, as adições de grandes quantidades de Cr, Mn ou Ni e micro-quantidades de Nb retardam a recristalização dinâmica, mas a adição de micro-quantidades de B, pequenas quantidades de Cr e a diferença no teor de C (entre 0,2 e 0,4%) dificilmente têm algum efeito retardante na recristalização dinâmica da austenita.

9.2 — Variações estáticas e dinâmicas de estrutura durante a laminação a quente

Novas discordâncias e vacâncias são produzidas continuamente durante o processo de laminação a quente. Um novo estado de equilíbrio pode ser alcançado através de recuperação e recristalização dinâmica. As taxas de recuperação e recristalização são realçadas consideravelmente pela alta concentração de vacâncias durante a deformação. Durante a deformação a quente (por exemplo, extrusão, laminação ou forjamento), a estrutura inicial altera-se dentro da zona de deformação através de recristalização dinâmica e sofre, como uma regra, uma alteração adicional durante o resfriamento por processos estáticos subsequentes (figura 9.4). A fração volumétrica de material que sofre recuperação dinâmica e recristalização na zona de deformação é determinada pelo material e pelas condições de conformação, particularmente deformação¹⁴.

Deve-se ressaltar que, em situações estáticas (por exemplo, entre passes de laminação sucessivos), há evidências para a existência de uma deformação crítica cerca de duas vezes maior que a necessária para recristalização estática. Essa é a

deformação crítica para o início da recristalização pós-dinâmica (ou metadinâmica), processo que não envolve um período de incubação²⁰. A recristalização metadinâmica pode ser explicada da seguinte forma: quando a deformação é interrompida durante a recristalização dinâmica, muitos núcleos ainda estão presentes no material e alguns contornos migram, percorrendo regiões livres de discordâncias. Estes contornos podem continuar a migrar e o núcleo crescerá, então, sem o clássico período de incubação. Entretanto, nucleações para a recristalização estática podem ainda ocorrer em regiões que não continham núcleos¹⁷.

9.2.1 — Crescimento de grão

Num metal totalmente recristalizado, a força motora para o crescimento de grão é a energia associada com os contornos de grão. Quando o tamanho de grão aumenta, a área total de contorno diminui, reduzindo por conseguinte a energia do metal^{10,17}.

Os contornos de grão dos metais movem-se em direção ao seu centro de curvatura e a velocidade varia com a curvatura. Quanto ao mecanismo pelo qual os átomos que estão de um lado do contorno o atravessam, tem-se que, como os átomos do lado côncavo estão mais próximos entre si, a velocidade com que os átomos atravessam o contorno do lado convexo para o côncavo é maior do que no sentido oposto. Quanto maior a temperatura do contorno, maior será este efeito e mais rápida será a movimentação. Quanto maior a temperatura, maior a difusão dos átomos pelos contor

nos, aumentando assim a velocidade de crescimento¹⁷.

9.2.2 — Transformação para ferrita

Na prática, é o tamanho de grão ferrítico, produzido por transformação no resfriamento após a laminação, que determina as propriedades do produto. Contudo, como a ferrita nucleia preferencialmente nos contornos de grão austeníticos, o tamanho de grão ferrítico depende do tamanho de grão austenítico^{2,28}, sendo que um dos fatores importantes para se produzir um tamanho de grão ferrítico mínimo é, obviamente, a obtenção de grãos austeníticos pequenos no início da transformação austenita-ferrita

9.3 — Cálculo do tamanho de grão

Uma equação para cálculo do tamanho de grão austenítico durante a laminação deve apresentar dependência com temperatura e velocidade de deformação, o que muitas vezes se verifica por meio do parâmetro de Zener-Hollomon (Z)², expresso em S^{-1} , cuja expressão é a seguinte^{24,11}:

$$Z = \dot{\phi} \exp (Q/RT) \quad (9.1)$$

onde: $\dot{\phi}$ = velocidade de deformação (S^{-1});

Q = energia de ativação (kcal/mol ou kJ/mol);

R = constante dos gases (1,987 cal/mol.K); e

T = temperatura (K).

A um dado Z , com acréscimo na deformação, a estrutura austenítica muda da não-recristalizada para a parcialmente recristalizada e finalmente para a completamente recristalizada. A deformação crítica, para a obtenção da austenita completamente recristalizada dinamicamente, é aumentada com acréscimo em Z . Inversamente, segundo Maki, T. et alii¹⁵, quando submeteram corpos de prova a uma determinada deformação, a estrutura austenítica alterou-se da completamente recristalizada para a não-recristalizada com acréscimo em Z , indicando a existência de um valor crítico superior de Z (Z_c) para obter austenita completamente recristalizada dinamicamente a uma dada deformação, salientando-se que o Z_c cresce com o aumento da deformação.

No estudo de Maki, T. et alii¹⁵, com a finalidade de avaliar a recristalização dinâmica de vários aços, microestruturas de corpos de prova submetidos a uma deformação da ordem de 50% — sob várias combinações de temperatura e velocidade de deformação — foram comparadas entre si: a estrutura dinamicamente recristalizada pode ser facilmente obtida por deformação a temperaturas mais altas ou velocidades de deformação mais baixas.

O tamanho de grão recristalizado dinamicamente, \bar{D} (μm), segundo experiências de Maki, T. et alii¹⁵, é determinado pelo parâmetro de Zener-Hollomon, independentemente do tamanho de grão inicial, sendo que obtiveram os mesmos resultados para os diver-

os aços que estudaram. Todavia, nas mesmas combinações de temperatura e velocidade de deformação, \bar{D} diferiu marcadamente de aço para aço. Para todos os aços que estudaram, vale a relação:

$$\bar{D} = B Z^{-P} \quad (9.2)$$

onde os valores de B e p, que dependem do aço utilizado, são mostrados na tabela 9.1. A mesma tabela apresenta, também, os valores da energia de ativação (Q) que obtiveram a partir dos dados experimentais. A tabela 9.2 mostra as composições químicas dos diversos aços.

Tabela 9.1 — Valores de B, p e Q para determinados aços¹⁵.

Aços	B ($\mu\text{m}\cdot\text{s}^{-P}$)	p	Q, kcal/mol (kJ/mol)
Fe - 0,2C - 0,002B	$4,0 \times 10^4$	0,29	67 (281)
Fe - 0,4C - 0,001B	$4,4 \times 10^4$	0,36	56 (230)
Fe - 0,2C - 1 Cr	$5,3 \times 10^4$	0,32	64 (268)
Fe - 0,4C - 1 Cr	$3,8 \times 10^4$	0,32	60 (251)
Fe - 0,1C - 0,04 Nb	$1,9 \times 10^6$	0,41	78 (327)
Aço "maraging" 18 Ni	$9,1 \times 10^5$	0,40	79 (331)
Fe - 31Ni - 0,3C	$1,6 \times 10^6$	0,38	80 (335)
Fe - 14Mn - 0,7C	$5,3 \times 10^5$	0,33	88 (369)
Aço Inoxidável 18-8	$3,7 \times 10^7$	0,40	104 (436)

Tabela 9.2 — Composição química dos aços (porcentagem em peso) ¹⁵

Aços	C	Si	Mn	P	S	outros
Fe - 0,2C - 0,002B	0,19	0,25	0,98	0,018	0,018	B: 0,0016
Fe - 0,4 C - 0,001B	0,40	0,28	0,68	0,013	0,009	B: 0,0012
Fe - 0,2C - 1 Cr	0,21	0,32	0,84	0,015	0,015	Cr: 0,96
Fe - 0,4C - 1Cr	0,42	0,18	0,81	0,013	0,014	Cr: 1,12
Fe - 0,1C - 0,04Nb	0,12	0,25	1,40	0,016	0,007	Nb: 0,038; V: 0,039
Aço "maraging" 18Ni	0,003	0,006	0,02	0,002	0,001	Ni: 18,51; Mo: 5,08 Co: 8,57; Ti: 0,72
Fe - 31Ni - 0,3C	0,29	0,036	0,03	0,001	0,001	Ni: 31,0
Fe - 14Mn - 0,7C	0,68	0,78	13,94	0,033	0,005	Cr: 2,35
Aço inoxidável 18-8	0,05	0,53	1,07	0,029	0,003	Cr: 18,42; Ni: 9,14

10 — AVALIAÇÃO DA EXPRESSÃO PARA CÁLCULO DO TAMANHO DE GRÃO

10.1 — Metodologia

Objetivou-se verificar microestruturas resultantes do processo de laminação em si, ou seja, buscou-se evitar a ocorrência de processos estáticos de restauração subsequentes, temperando os corpos de prova em água imediatamente após o final dos passes.

Um aspecto importante relaciona-se com a verificação da influência das condições de laminação — temperatura e deformação — sobre o tamanho de grão. Foram laminadas amostras em três temperaturas e com três reduções distintas, resultando em nove diferentes condições de laminação.

10.2 — Dados e descrição dos experimentos realizados

Os experimentos utilizados na avaliação dos modelos matemáticos de alargamento foram empregados também nesta análise. Chama-se atenção para o fato de que se fixaram inicialmente as temperaturas em torno de 800, 900 e 1000°C. A partir disso

buscou-se realizar as máximas reduções compatíveis com a capacidade do laminador, no sentido de facilitar a ocorrência da recristalização dinâmica. Com efeito, foi possível efetuarem-se reduções até uma altura de 10 mm, fixando-se as outras duas alturas finais em 12 e 14 mm. A altura inicial (lado da secção quadrada) era de 15,88 mm, como já foi visto.

As temperaturas dos corpos de prova no momento da retirada do forno foram medidas com termopares. Verificou-se que, após cerca de 16 min. o centro da secção atingia a temperatura do forno. Assim, dentro do esperado, a homogeneização da temperatura ao longo da secção transversal ocorreu a uma taxa média de 1 min/mm de lado da secção quadrada. Portanto, conhecendo-se a temperatura do forno e deixando-se a peça no interior do mesmo por 16 min, conhecia-se a temperatura da amostra ao ser retirada. Além disso, entre a retirada do forno e o início da laminação transcorriam entre 3 e 5s — geralmente 4s — fato que foi verificado previamente. Desta forma, fez-se necessário o levantamento da curva de resfriamento a partir de 1045°C , que foi a temperatura de forno mais alta utilizada. Esta curva foi levantada por meio de um registrador gráfico potenciométrico X-t, marca ECB. A figura 10.1 ilustra esse registro nas proximidades da temperatura de 1045°C .

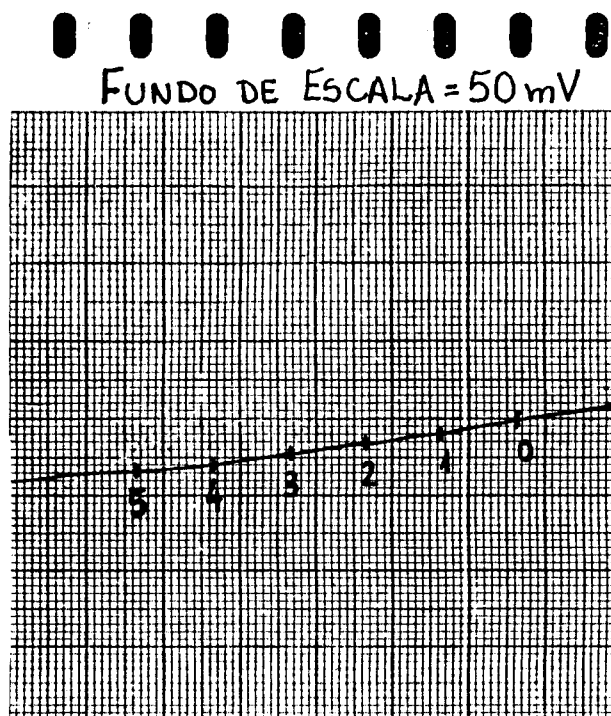


Figura 10.1 — Registro da curva de resfriamento nas proximidades de 1045°C , evidenciando os instantes 0 ($t = 1045^{\circ}\text{C}$), 1, 2, 3, 4 ($t = 1015^{\circ}\text{C}$), 5 e 6s.

Conhecendo-se as temperaturas iniciais nos passes, avaliaram-se os modelos de alargamento (capítulo 6), sendo que esse fenômeno, como já mencionado, não foi fortemente influenciado pela temperatura. No entanto, na presente avaliação a temperatura reveste-se de maior importância, razão pela qual sempre se lançará mão — neste capítulo — das temperaturas médias nos passes, as quais são calculadas a partir das temperaturas finais nos passes, sendo essas estimadas por meio das expressões apresentadas no apêndice B.

A tabela 10.1 mostra as temperaturas iniciais, finais e médias, bem como os valores absolutos das deformações logarít

micas em altura para os corpos de prova laminados.

Tabela 10.1 — Temperaturas iniciais, finais e médias, e valores absolutos das deformações logarítmicas em altura.

CP	t_i (°C)	t_f (°C)	t_m (°C)	$ \phi_h $ (%)
1	830 ± 4	797	814	45,25
2	835 ± 5	801	818	26,36
3	835 ± 5	805	820	12,60
4	930 ± 5	885	908	46,25
5	925 ± 5	884	905	28,02
6	945 ± 5	909	927	12,60
7	1015 ± 10	960	988	47,25
8	1015 ± 10	967	991	28,02
9	1015 ± 10	974	995	13,32

A figura 10.2 mostra o diagrama de equilíbrio Fe-C, sendo posicionado o aço utilizado.

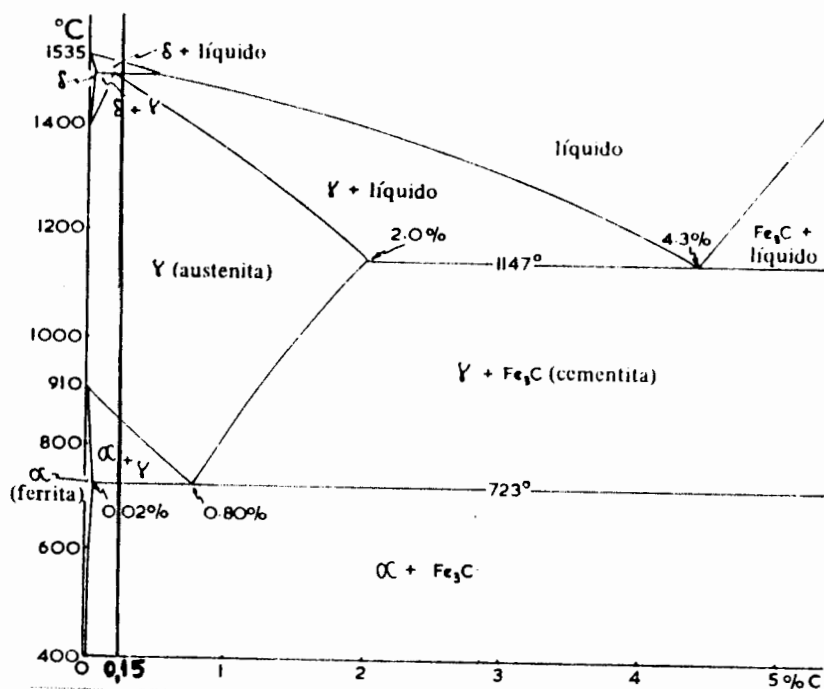


Figura 10.2 — Diagrama Fe-C.

O valor da energia de ativação para aços comuns, segundo Saito, Y. et alii²³, é de 74400 cal/mol (312 KJ/mol). Utilizando-se a expressão (A.9), calcula-se a velocidade de deformação. Os valores apresentados mais adiante para o tamanho de grão foram obtidos a partir do número ASTM de tamanho de grão, extensamente abordado na literatura^{38,7}, sendo que os números ASTM referentes às amostras laminadas foram determinados através de gabaritos com aumento de 100 X.

10.3 — Resultados obtidos

Observou-se, em todas as situações, pouca heterogeneidade microestrutural ao longo das secções. Para todas as amostras laminadas, não evidenciaram-se diferenças marcantes entre as secções longitudinais e transversais. A figura 10.3 ilustra as microestruturas referentes às secções transversais dos corpos de prova 7, 8 e 9, os quais foram laminados em temperaturas médias semelhantes (temperaturas iniciais iguais) mas com deformações diferentes. A tabela 10.2 mostra os valores das velocidades de deformação, os parâmetros de Zener-Hollomon e os tamanhos de grão experimentais para os corpos de prova laminados, além de suas respectivas temperaturas médias.

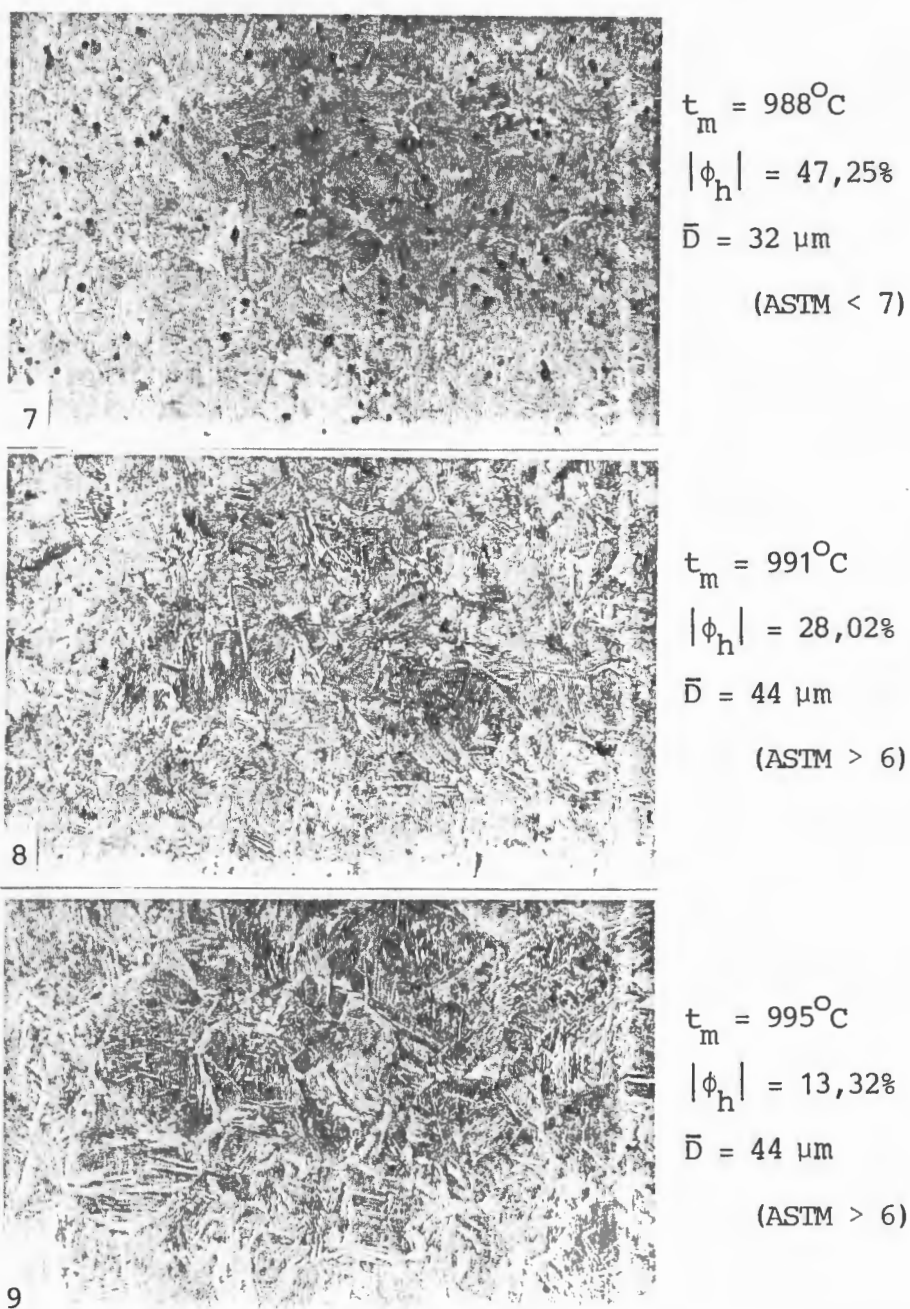


Figura 10.3 — Microestruturas referentes às secções transversais das amostras 7, 8 e 9, evidenciando-se a predominância de grãos martensíticos ripóides com contornos ferríticos aciculares. Aumento 200 X (ataque : nital 2%).

Tabela 10.2 — Valores experimentais de t_m , $\dot{\phi}$, z e \bar{D} .

CP	t_m (°C)	$\dot{\phi}$ (s ⁻¹)	z (s ⁻¹)	\bar{D} (μm)
1	814	4,90	$4,47 \times 10^{15}$	11 (ASTM 10)
2	818	3,61	$2,90 \times 10^{15}$	16 (ASTM 9)
3	820	2,43	$1,83 \times 10^{15}$	16 (ASTM 9)
4	908	4,96	$2,92 \times 10^{14}$	22 (ASTM 8)
5	905	3,74	$2,38 \times 10^{14}$	32 (ASTM < 7)
6	927	2,43	$8,65 \times 10^{13}$	44 (ASTM > 6)
7	988	5,02	$3,95 \times 10^{13}$	32 (ASTM < 7)
8	991	3,74	$2,74 \times 10^{13}$	44 (ASTM > 6)
9	995	2,50	$1,67 \times 10^{13}$	44 (ASTM > 6)

A fim de verificar a validade da equação para cálculo do tamanho de grão, determinaram-se os valores de "B" e "p" através de ajuste de curvas aos dados dos experimentos, seguindo a sistemática apresentada no apêndice D. A tabela 10.3 apresenta os valores de "B" e "p" para dois dos aços ensaiados por Makim T. et alii¹⁵ (os que mais se assemelham ao aço utilizado neste trabalho — ver tabelas 9.1 e 9.2 — em especial o aço Fe - 0,2C - 0,002B) e para o aço empregado na presente análise, sendo que o coeficiente de determinação do ajuste foi da ordem de 0,89.

Tabela 10.3 — Valores de "B" e "p" fornecidos por Maki, T. et alii¹⁵ e obtidos neste trabalho

Parâmetros	Valores fornecidos pela literatura		Valores obtidos neste trabalho
	Fe - 0,2C - 0,002B	Fe - 0,2C - 1Cr	
B (μm.s ^{-p})	$4,0 \times 10^4$	$5,3 \times 10^4$	$6,0 \times 10^4$
p	0,29	0,32	0,23

10.4 — Discussão dos resultados

Analisando-se os tamanhos de grão obtidos nas nove diferentes condições de laminação, observa-se uma nítida tendência para uma granulação mais fina em corpos de prova submetidos a menores temperaturas e maiores deformações. Essa observação é coerente com a abordagem feita no capítulo 9. No caso de ocorrência do fenômeno da recristalização, por exemplo, como o tamanho de grão está relacionado com a densidade de núcleos, e no caso de laminação a temperaturas mais baixas e deformação crítica para a recristalização é maior, quando atinge-se tal deformação a quantidade de núcleos é superior, resultando um menor tamanho de grão. Da mesma forma, para deformações mais elevadas (a elas correspondendo velocidades de deformação maiores), a deformação crítica para a recristalização também cresce; assim, quando tal deformação é atingida, tem-se uma maior quantidade de núcleos e, com isso, um menor tamanho de grão.

A análise da expressão para cálculo do tamanho de grão austenítico recristalizado dinamicamente fica um pouco prejudicada em função fundamentalmente de três fatores:

— as condições de laminação não permitiram a ocorrência da recristalização dinâmica em todos os corpos de prova (figura 10.4);

— apenas as amostras de 4 a 9 foram laminadas na região unicamente austenítica; e

— não há, na literatura, a indicação de valores de "B" e "p" especificamente para o material laminado.

Mesmo assim, os resultados aos quais se chegou (tabela 10.3) mostraram-se num nível satisfatório.

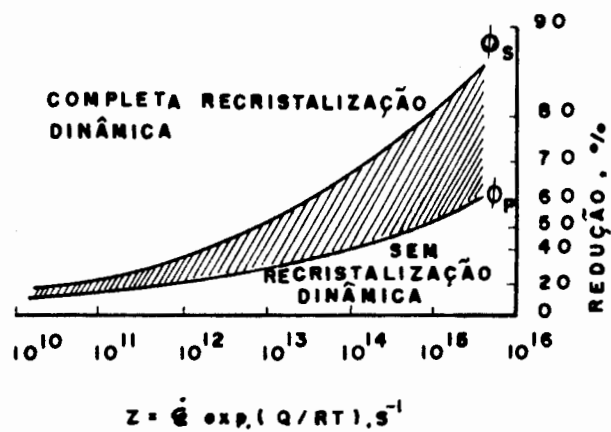


Figura 10.4 — Dependência de tensões de escoamento — de pico (ϕ_p) e referente ao estado de deformação constante (ϕ_s) — com velocidade de deformação e temperatura para aço baixo carbono com manganês.²⁸

11 — CONCLUSÕES

O modelo de calibração apresentado, válido para a sequência de redução, mostrou-se bastante adequado para calcular secções, sendo ainda os tipos de calibres determinados sempre coincidentes com a literatura. O valor de 1,05 para o parâmetro "Z" mostrou-se bastante satisfatório. Não obstante, as observações acerca desse parâmetro sugerem a existência de um valor ótimo de Z para cada calibração específica, conforme já foi colocado.

Quanto à avaliação dos modelos de alargamento mediante as laminações de laboratório, os três apresentaram bons resultados, com a temperatura não mostrando influência sensível sobre o alargamento. No que concerne à avaliação dos modelos para a laminação em canais (dados de literatura), os resultados de um modo geral foram bons e, em certas situações, razoáveis discrepâncias foram observadas. De qualquer modo, os resultados sugerem que — ao menos sob certas condições — os modelos estudados podem ser empregados com segurança para previsão do alargamento na laminação de ovais e losangos. No sentido da determinação do melhor modelo, não foi possível estabelecerem-se previsões adequadas para calibres a partir das laminações realizadas em laboratório. De qualquer forma, analogamente a esses últimos, a influência da redução em altura ($\Delta h/h_0$) sobre o a-

largamento ($\Delta b/b_0$) em canais mostrou-se coerente (maiores alargamentos para maiores reduções) numa análise que incluiu a relação l_d/b_0 , cuja influência sobre o alargamento também ficou evidente e exibiu coerência com o que se esperava através das considerações referentes ao atrito, as quais foram abordados no capítulo 5.

As expressões para dimensionamento de canais losangos e ovais conduziram a resultados bastante bons de um modo geral, sendo que em algumas situações esses resultados foram excepcionais. Assim, as equações em questão evidenciaram-se indicadas para dimensionarem-se aqueles dois tipos de canais. Apenas no cálculo da luz, não foi possível chegar-se à indicação segura de uma expressão, possivelmente por questões referentes às razões de enchimento.

Verificou-se que a laminação em temperaturas mais baixas e com maiores deformações (a essas correspondendo velocidades de deformação também maiores) tendem a fazer com que o material exiba uma granulação mais refinada. Além disso, os resultados experimentais sugerem ser a equação (9.2) apropriada para o cálculo do tamanho de grão austenítico recristalizado dinamicamente.

Portanto, acredita-se ser viável um projeto de calibração — ao menos a nível de uma primeira aproximação — baseado no modelo apresentado para cálculo de secções e determinação dos tipos de calibres, empregando ainda algum dos modelos de alargamento (em função das condições de laminação) e utilizando as expressões estudadas para o dimensionamento de canais. Final

mente, por intermédio da equação (9.2) pode-se quantificar a evolução microestrutural ao longo do processo, possibilitando um controle da microestrutura do material e, por conseguinte, de suas propriedades mecânicas.

A implementação do modelo de calibração em microcomputador mostrou-se de grande valia, pois, através da grande economia de tempo na execução dos cálculos, possibilita testarem-se diversas calibrações rapidamente. Além disso, a execução dos desenhos referidos e ilustrados no capítulo 8 é muito importante, especialmente no que se refere à impressora gráfica, pois estes desenhos constituem-se num registro permanente que pode ser utilizado para a usinagem de canais a partir da orientação conferida ao projetista na avaliação de parâmetros.

12 — SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS

Relacionam-se a seguir as principais idéias para a continuidade do presente trabalho, a maior parte delas concernente a uma exploração mais detalhada do controle microestrutural:

- extensão do estudo de modelos de calibração às sequências de desbaste e acabamento;
- simulação de situações industriais características, no que concerne às condições de resfriamento ao ar (temperatura inicial e tempo de resfriamento), verificando os mecanismos de restauração estáticos que ocorrem após determinados passes e estabelecendo correlações com as microestruturas referentes ao final desses passes (observadas em função da realização de resfrciamento brusco), numa análise extensiva ao aço microligado ao nióbio, que constitui-se num ótimo refinador de grão;
- estudo da ocorrência de mecanismos de restauração estáticos e dinâmicos na laminação em canais, estabelecendo analogia entre esses resultados e os obtidos com secções simples em condições semelhantes de temperatura, deformação e resfriamento; e
- submeter a equação (9.2) a um teste definitivo, em pregando condições de laminação que permitam a completa recristalização dinâmica da austenita em um ou mais aços entre os que foram apresentados na tabela 9.1.

13 — APÊNDICE A

MODELO MATEMÁTICO PROPOSTO PARA O CÁLCULO DE FORÇA

Diversos autores^{35,21,37} sugerem fórmulas para o cálculo da força de laminação. É utilizada a seguinte expressão geral^{5,26,21}:

$$F = A_d \cdot k_{w_m} \quad (\text{A.1})$$

sendo A_d (mm^2) a área de contato e k_{w_m} (N/mm^2) a resistência média à deformação.

A.1 — Área de contato

A área de contato é calculada por meio da seguinte expressão^{26,21,36}:

$$A_d = b_m \cdot l_d \quad (\text{A.2})$$

onde a largura média b_m (mm) é usualmente expressa por^{26,21,36}:

$$b_m = \frac{b_0 + b_1}{2} \quad (\text{A.3})$$

sendo b_0 (mm) e b_1 (mm) as larguras do material antes e após o passe respectivamente. Segundo Faria, M.J. et alii⁸, Siebel propõe em seu método a utilização da seguinte expressão para a largura média:

$$b_m = \frac{b_0 + 2b_1}{3} \quad (\text{A.4})$$

Quanto ao comprimento da projeção do arco de contato sobre a direção de laminação, l_d (mm), tem-se, com boa aproximação, a seguinte fórmula^{35,21,37,9}:

$$l_d = \sqrt{R \cdot (h_0 - h_1)} = \sqrt{R \cdot \Delta h} \quad (\text{A.5})$$

onde h_0 (mm) e h_1 (mm) são as alturas antes e após o passe respectivamente, e R (mm) é o raio dos cilindros.

A.2 — Modelo de Ekelund

Observando-se a equação (A.1), percebe-se que, na determinação da força de laminação, o problema maior consiste em conhecer-se a resistência à deformação. Para o cálculo desse importante parâmetro, será apresentada a fórmula de Ekelund.

Segundo Trinks, W.³⁵, dentre os métodos semi-empíricos, a expressão de Ekelund não é apenas a mais antiga, mas também a mais conhecida e, sobretudo, aquela cujos resultados são mais exatos. Como se poderá observar, leva em consideração os principais fatores que influem na força de laminação. Além dis-

so, pesquisa já realizada²⁷, envolvendo — entre outros canais — quadrado, oval e losango, evidenciou boa aproximação entre valores de força medidos e calculados por meio da expressão de Ekelund, superando outros dois modelos de cálculo. Há ainda outras expressões alternativas para o cálculo da força, como por exemplo a apresentada por Mauk, P.J.¹⁶ e o método de Siebel, apresentado por Faria, M.J.⁸; as mesmas, numa avaliação com dados da literatura²⁶, não atingiram resultados ao nível dos da expressão de Ekelund.

Diversos autores^{35,5,26,21,36,37}, apresentam a fórmula de Ekelund. A resistência à deformação é expressa por:

$$k_{w_m} = (1 + m) (k_f + \eta \cdot \dot{\phi}) \quad (\text{A.6})$$

O fator de atrito é expresso pela equação (4.2), apresentada anteriormente, sendo o coeficiente de atrito expresso por meio das equações (4.3), igualmente apresentadas no capítulo 4.

A resistência ao escoamento, k_f (N/mm²), é determinada por:

$$k_f = (140 - 0,1t) (1,4 + C\% + Mn\% + 0,3 Cr\%) \quad (\text{A.7})$$

O coeficiente de plasticidade do material laminado, η (N.s/mm²), é dado pela seguinte fórmula:

$$\eta = 0,1 (14 - 0,01t) C_v \quad (\text{A.8})$$

onde o coeficiente C_v depende da velocidade periférica dos cilindros, conforme pode ser visto na tabela A.1.

Tabela A.1 — Valores do coeficiente C_v

Velocidade (m/s)	C_v
até 6	1
6 - 10	0,8
10 - 15	0,65
15 - 20	0,6

A velocidade de deformação, $\dot{\phi} (s^{-1})$, é expressa por:

$$\dot{\phi} = \frac{2v \sqrt{\Delta h/R}}{h_0 + h_1} \quad (A.9)$$

sendo v (mm/s) a velocidade periférica dos cilindros.

Chama-se atenção para o fato de que existem métodos de retângulos equivalentes, como o método de Geleji⁹ e o método da maior largura ou de Neumann^{26,19}, os quais reduzem a laminação em canais ao caso simples de planos, visando a utilização de modelos para o cálculo de força levando em conta secções retangulares. No entanto, na avaliação realizada com dados da literatura²⁶, o modelo de Ekelund forneceu bons resultados com a consideração simplesmente das larguras e alturas máximas dos cali-

bres envolvidos nos passes em questão, levando-se em conta ainda o raio referente ao fundo do canal.

14 — APÊNDICE B

TROCAS TÉRMICAS NA LAMINAÇÃO

O limite superior para temperaturas de trabalho deve ser selecionado com vistas à máxima exploração possível das propriedades plásticas do material com um dispêndio mínimo de força, sendo que os metais exibem a mais alta ductilidade na faixa compreendida entre as temperaturas de recristalização e de fusão. Por outro lado, o trabalho a quente deve se realizar quando o metal encontra-se num estado de fase única, ou seja, em temperaturas superiores às das transformações de fase. Temperaturas inferiores podem ser utilizadas, porém o limite mais baixo de temperatura de trabalho jamais deve descer até o ponto eutético⁵.

Alguns autores^{4,36,9} apresentam expressões matemáticas para o cálculo da variação de temperatura do metal durante a laminação. Basicamente, a temperatura altera-se devido aos seguintes fatores:

— perda de calor por radiação a partir da superfície da barra;

— perda de calor por condução da barra para os cilindros, guias, etc...;

— perda de calor por contato com a água de refrigeração; e

— transformação da energia de laminação em calor, o que contribui para o aumento da temperatura do material.

B.1 — Cálculo da variação de temperatura

Nas laminações experimentais realizadas neste trabalho, tem-se conhecimento das temperaturas dos corpos de prova no início dos passes. No sentido de estimarem-se as temperaturas finais de laminação — as quais são utilizadas na avaliação da expressão para cálculo do tamanho de grão — deve-se levar em consideração a variação de temperatura devido à transferência de calor do material para os cilindros, bem como a variação de temperatura decorrente da transformação da energia de deformação em calor.

De acordo com Bueno, A.S.⁴, a perda de temperatura por contato com os cilindros é expressa por:

$$\Delta t_{\text{cond.}} (^{\circ}\text{C}) = 16,836 \frac{b_m (t - t_c)}{A_0 + A_1} \frac{1}{\sqrt{n}} \sqrt[4]{\frac{\Delta h}{R}} \quad (\text{B.1})$$

onde a largura média, b_m (mm), é determinada pela equação (A.4), $t (^{\circ}\text{C})$ e $t_c (^{\circ}\text{C})$ são as temperaturas do metal e dos cilindros respectivamente, A_0 (mm²) e A_1 (mm²) são as áreas das secções antes e depois dos passes respectivamente, n (rpm) é a rotação dos ci-

lindros, Δh (mm) é a redução em altura, e R (mm) é o raio dos cilindros. Deve ser ressaltado que, nos cálculos, considerou-se $t_c = 30^\circ\text{C}$.

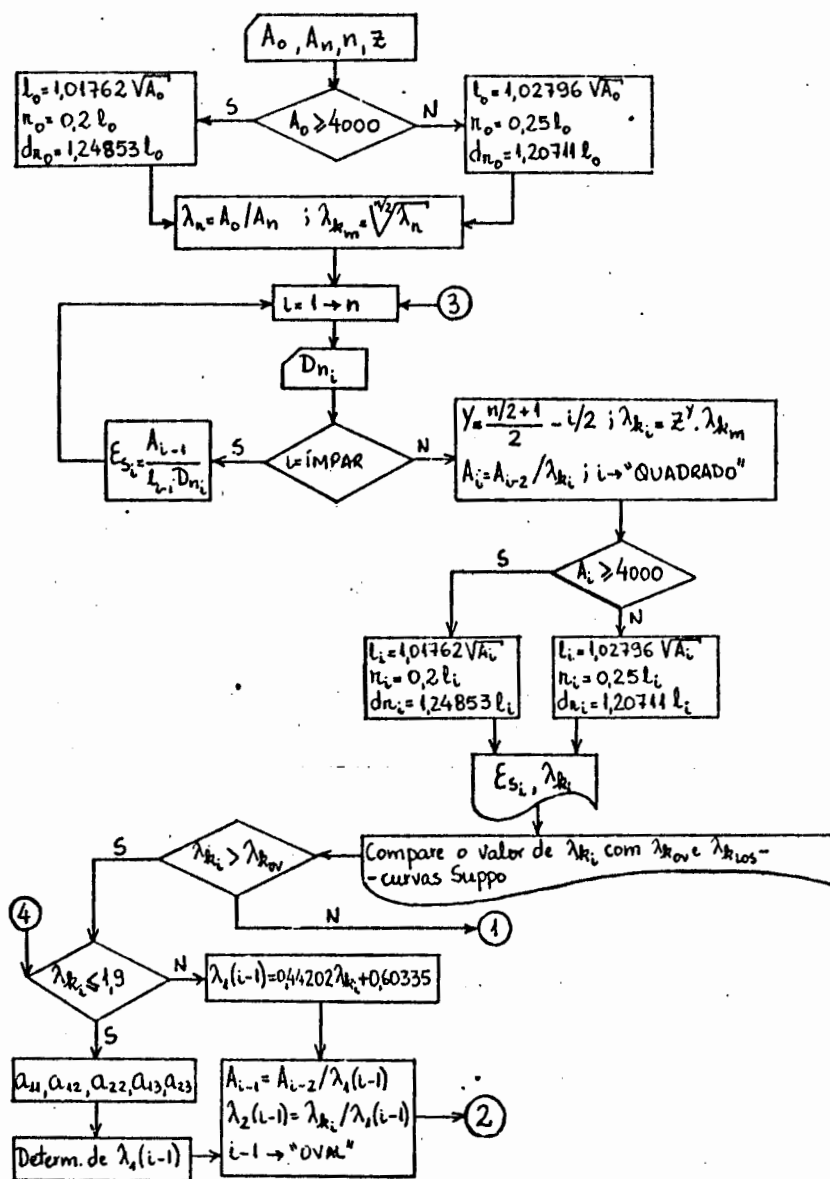
Para o ganho de temperatura referente à deformação plástica, adota-se a seguinte equação¹:

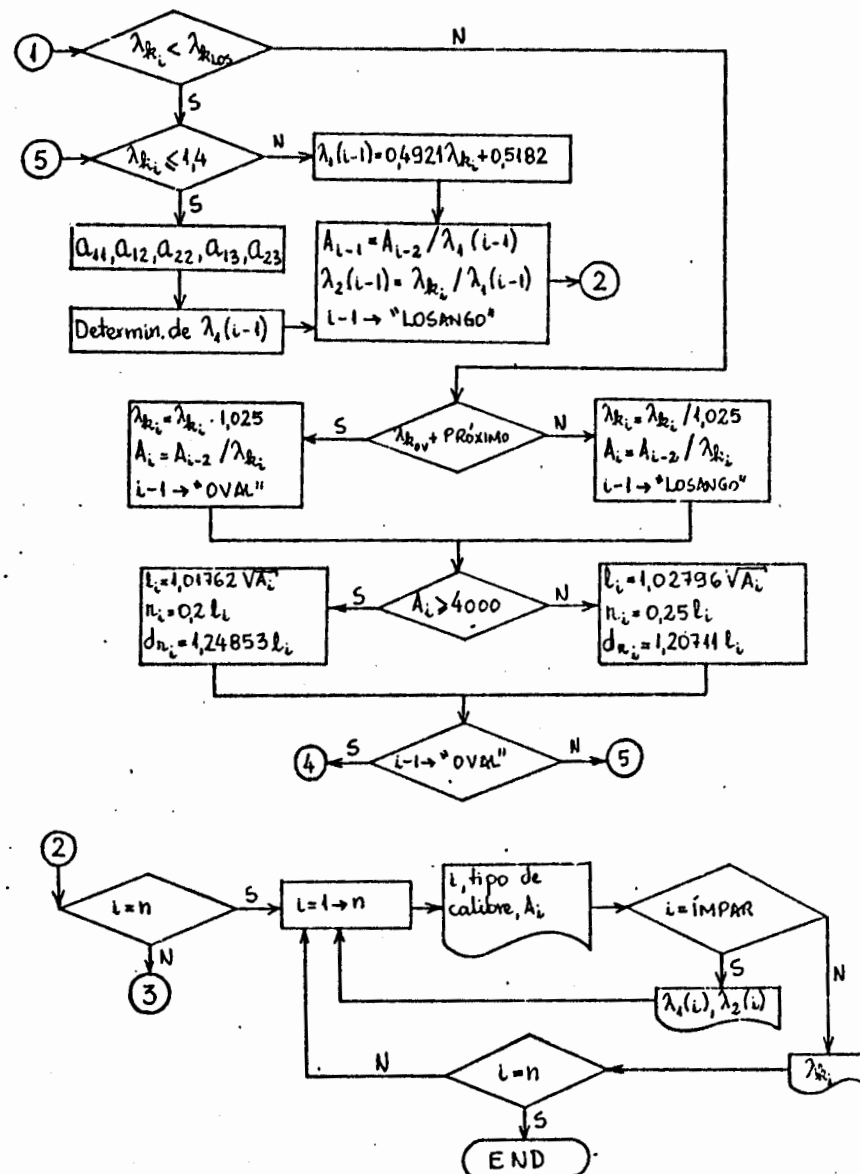
$$\Delta t_{\text{def.}} = \frac{k_{w_m} \cdot |\phi_h|}{\rho \cdot c} \cdot 0,98 \quad (\text{B.2})$$

onde k_{w_m} (N/mm²) é a resistência média à deformação, apresentada na equação (A.6), ϕ_h é a deformação logarítmica em altura, apresentada na equação (5.7), ρ é a densidade (7,86 g/cm³ para o aço), c é o calor específico (0,16 kcal/kg^oC para o aço), e 0,98 indica a parcela da energia gasta para deformar o material que se transforma em calor.

15 — APÊNDICE C

FLUXOGRAMA REFERENTE AO MODELO DE CALIBRAÇÃO





Observa-se que foi feita uma pequena simplificação no modelo apresentado, em não considerando-se a variação dos demais coeficientes λ_{k_i} (multiplicando-os ou dividindo-os por $n - \frac{1}{X}$), quando um determinado λ_{k_i} é multiplicado ou dividido por X. Justifica-se, tendo em vista o fato dessas variações desconsideradas serem extremamente pequenas; além disso, a situação em pauta nem sempre ocorre.

Algumas variáveis exibem, no fluxograma, uma simbologia um pouco distinta daquela apresentada no desenvolvimento do tema. Isso se deve a objetivar-se uma melhor adequação da simbologia dessas variáveis ao caso específico do desenvolvimento de programa.

16 — APÊNDICE D

AJUSTE DE CURVAS A DADOS EXPERIMENTAIS³

No estudo da relação entre duas variáveis, é importante que inicialmente se construa um gráfico dos dados (diagrama de dispersão), pois este fornece uma noção da forma da relação entre eles.

O ajuste linear constitui-se no modelo mais simples para relacionar duas variáveis X e Y (tem-se a equação da reta):

$$Y = \beta_0 + \beta_1 X \quad (D.1)$$

sendo β_0 e β_1 os parâmetros do modelo.

Seja o diagrama de dispersão da figura abaixo, no qual é desenhada uma reta arbitrária.

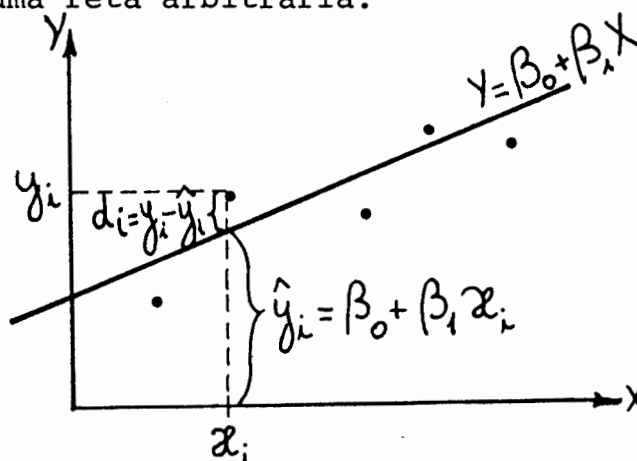


Figura D.1 — Diagrama de dispersão com uma reta arbitrária.

Para cada x_i , a reta prediz um valor \hat{y}_i para a função, ao passo que o valor exato é y_i . A diferença entre eles é dada por:

$$d_i = y_i - \hat{y}_i \quad (D.2)$$

Levando-se em consideração esses desvios para todos os pontos disponíveis, resulta:

$$D = \sum_{i=1}^n d_i^2 \quad (D.3)$$

que fornece uma medida do desvio total dos pontos observados à reta estimada. A magnitude de D depende, necessariamente, da reta empregada, isto é, é função de β_0 e β_1 . Deve-se, portanto, encontrar os valores de β_0 e β_1 nos quais a função $D(\beta_0, \beta_1)$ exhibe seu valor mínimo. Assim procedendo, e substituindo $\sum_{i=1}^n$ por Σ a fim de simplificar a notação, tem-se:

$$b_1 = \frac{n \cdot \Sigma x_i y_i - \Sigma x_i \Sigma y_i}{n \cdot \Sigma x_i^2 - (\Sigma x_i)^2} \quad (D.4)$$

$$b_0 = \frac{\Sigma y_i - (\Sigma x_i) b_1}{n} \quad (D.5)$$

onde b_0 e b_1 são os valores dos parâmetros do modelo que minimizam a função $D(\beta_0, \beta_1)$, conduzindo à utilização da melhor reta possível. Nas expressões acima, n representa o número de pontos experimentais disponíveis.

A qualidade do ajuste pode ser avaliada através do coeficiente de determinação, R^2 (sendo $0 \leq R^2 \leq 1$), que no caso

do ajuste linear é expresso por:

$$R^2 = \frac{[\sum x_i y_i - \sum x_i \sum y_i / n]^2}{[\sum x_i^2 - (\sum x_i)^2 / n] \cdot [\sum y_i^2 - (\sum y_i)^2 / n]} \quad (D.6)$$

O ajuste será tanto melhor, quanto mais próximo da unidade estiver o coeficiente de determinação.

Alguns modelos não lineares podem transformar-se em modelos lineares, como por exemplo:

$$Y = a \cdot X^b \rightarrow \ln Y = \ln a + b \cdot \ln X \quad (D.7)$$

$$\text{Fazendo: } Y_T = \ln Y \quad (D.8)$$

$$b_0 = \ln a \quad (D.9)$$

$$b_1 = b \quad (D.10)$$

$$X_T = \ln X \quad (D.11)$$

recai-se num ajuste linear expresso pela seguinte equação de reta:

$$Y_T = b_0 + b_1 X_T \quad (D.12)$$

17 — BIBLIOGRAFIA

1. ALTAN, T. et alii. Metal forming. Berkeley, University of California, 1983.
2. BARBOSA, R.A.N.M. & SANTOS, D.B. Simulação do tamanho de grão austenítico na laminação controlada. In: SEMINÁRIO SOBRE LAMINAÇÃO, São Paulo, 1986. Anais ... São Paulo, ABM, 1986. p.141-56.
3. BARROSO, L.C. et alii. Cálculo numérico (com aplicações). São Paulo, Ed. Harbra, 1987.
4. BUENO, A.S. Projeto de canais para laminação de barras redonda, quadrada, sextavada e retangulares. In: ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE METAIS. Laminação e calibração de produtos não-planos de aço. São Paulo, ABM, 1987. p.113-202.
5. BURTSEV, K. Rolling practice. Moscow, Mir, 1973. 448p.
6. CHALMERS, B. Metalurgia física. Madrid, Aguilar, 1968. 447 p.
7. CHIAVERINI, V. Aços e ferros fundidos. 5.ed. São Paulo, ABM, 1982. 518p.
8. FARIA, M.J. et alii. Força, torque e potência de laminação. In: ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE METAIS. Laminação e calibração de produtos não-planos de aço. São Paulo, 1982. p. 381-452.

9. GELEJI, A. Bildsame formgebung der Metalle. Berlin, Akademie Verlag, 1967. 865p.
10. GUY, A.G. Physical metallurgy for engineers. Reading, Mass., Addison-Wesley, 1963. 374p.
11. HOSFORD, W.F. & CADDEL, R.M. Metal forming: mechanics and metallurgy. Englewood Cliffs, N.J., Prentice-Hall, 1983.
12. KORCHYNSKY, M. Development of "controlled cooling" practice (a historical review). In: CONFERENCE ON ACCELERATED COOLING OF STEEL, Pittsburg, pa., 19-21 Aug., 1985. Proceedings ... Warrendale, Pa., The Metallurgical Society/AIME, 1986. p.3-14.
13. KOSAK, D. Calibragem. In: ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE METAIS. Calibração de produtos não-planos. São Paulo, 1976. cap. 1, p.1.2 - 1.62.
14. LANGE, K. Handbook of metal forming. New York, McGraw-Hill, 1985.
15. MAKI, T.; AKASAKA, K.; TAMUKA, I. Dynamic recrystallization behavior of austenite in several low — and high — alloy steels. In: CONFERENCE ON TERMOMECHANICAL PROCESSING OF MICROALLOYED AUSTENITE, Pittsburgh, Pa., 17-19 Aug. 1981. Proceedings ... Warrendale, Pa., The Metallurgical Society/AIME, 1982. p.217-36.
16. MAUK, P.J. Rechnerunterstütztes Kalibrieren. Aachen, Rheinisch-Westfälischen Technischen Hochschule, 1983. Te se dout.
17. MORETTI, E.E. Recristalização e crescimento de grão na laminação a quente. Porto Alegre, Departamento de Metalurgia da UFRGS, Laboratório de Conformação Mecânica, 1986. Relatório interno.

18. NAKASATO, F. et alii. Mechanical properties of controlled-rolled and tempered steel bars for cryogenic application. The Sumitomo Search, 86(32):88-96, May 1986.
19. NEUMANN, H. Kalibrieren von Walzen. Leipzig, VEB Deutscher Verlag für Grundstoffindustrie, 1969.
20. PETKOVIC, R.A. Recovery and recrystallization of carbon steel between intervals of hot working. Canadian Metallurgical Quarterly, 14(2):137-45, Mar. 1975.
21. POLUKHIN, P. et alii. Rolling mill practice. Moscow, Peace Publishers, 1965. 540p.
22. ROBERTS, W. The evolution of microstructure during controlled rolling of microalloyed steels. Scandinavian Journal of Metallurgy, 80(9):13-20, 1980.
23. SAITO, Y. et alii. Optimum designing of mechanical properties of hot-rolled steel coils by controlled rolling and cooling. In: INTERNATIONAL CONFERENCE ON STEEL ROLLING, Tokyo, The Iron and Steel Institute of Japan, 1980. p. 1309-20.
24. SCHAEFFER, L. Curso de conformação mecânica. Porto Alegre, Departamento de Metalurgia da UFRGS, 1986.
25. SCHAEFFER, L. Introdução à conformação mecânica dos metais. Porto Alegre, Ed. da Universidade, 1983. 125p.
26. SCHAEFFER, L. Método de medição de força em laminação: analogia entre a força medida e a calculada na laminação a quente de perfis de aço. Porto Alegre, PPGEMM/UFRGS, 1976. Diss. maestr.
27. SCHAEFFER, L. et alii. Medição e cálculo da força na laminação de perfis de aço. Metalurgia: Revista da Associação Brasileira de Metais, 34(247):393-401, jun. 1978.

28. SELLARS, C.M. & WHITEMAN, J.A. Recrystallization and grain growth in hot rolling. Metal Science, The Metals Society, 13(3/4):187-94, Mar./Apr. 1979.
29. SIMEÃO, S.O. Calibração de perfilados. In: ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE METAIS. Laminação e calibração de produtos não-planos de aço. São Paulo, 1987. p.245-364.
30. SOUZA, A.B. Calibração e projeto de canais. In: ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE METAIS. Laminação dos aços. São Paulo, 1975. p.II.4.1 - 4.52.
31. SOUZA, A.B. Laminação de blocos e tarugos. In: ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE METAIS. Laminação dos aços. São Paulo, 1975. p.II.4.53 - 4.57.
32. SUPPO, U. et alii. Applicazione del calcolatore elettronico nella progettazioni per tondi. In: KOLLOQUIUM IN VERFORMUNGSKUNDLICHEN, 8., Aachen, 16-17 März 1972. Aachen, Institut für Bildsame Formgebung, 1974.
33. TAKANOHASHI, O. Calibração de perfilados. In: ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE METAIS. Laminação e calibração de produtos não-planos de aço. São Paulo, 1982. p.227-316.
34. TAKEUCHI, H. et alii. Recent development of termomechanical treatment technique in Sumitomo metals. The Sumitomo Search, 86(32):8-18, May 1986.
35. TRINKS, W. Fundamentos de la laminación. Madrid, Gráficas Osca, 1964. 463p.
36. TSELIKOV, A. Stress and strain in metal rolling. Moscow, Mir, 1967. 475p.
37. THE UNITED STEEL COMPANIES. Roll pass design. Sheffield, 1960. 280p.

38. VAN VLACK, L. Princípios de ciência dos materiais. São Paulo, Edgard Blücher, 1977.
39. ZACKAY, V.F. Termomechanical processing. Materials Science Engineering, 76(25):247-61, 1976.

18 — ÍNDICE DE FIGURAS E TABELAS

	Página
Figura 2.1 — Evolução dos coeficientes de alongamento de quadrado para quadrado com o número de passes ³²	5
Figura 2.2 — Programa de laminação controlada largamente usado na produção de aços baixa liga de alta resistência até 1970 ³⁹	8
Figura 2.3 — Aspectos essenciais de alguns processos TIM ³⁹	9
Figura 3.1 — Características geométricas dos quadrados	14
Figura 3.2 — Gráfico para determinação do tipo de calibre intermediário	16
Figura 4.1 — Comparação entre as áreas das secções calculadas e fornecidas para Z = 1,05 (calibração 1)	25
Figura 4.2 — Evolução dos coeficientes λ_{k_i} , λ_1 e λ_2 , para Z=1,05 (calibração 1)	26
Figura 4.3 — Comparação entre as áreas das secções fornecidas e calculadas para Z = 1,05 (calibração 2)	29
Figura 4.4 — Evolução dos coeficientes λ_{k_i} , λ_1 e λ_2 , para Z=1,05 (calibração 2)	30

Figura 5.1 — Passagens: (a) quadrado-oval; (b) quadrado-losango	35
Figura 5.2 — Principais dimensões de interesse para o modelo de Wusatowski adaptado	38
Figura 6.1 — Variação do alargamento em função da redução em altura para $t \approx 835^{\circ}\text{C}$	46
Figura 6.2 — Variação do alargamento em função da redução em altura para $t \approx 935^{\circ}\text{C}$	47
Figura 6.3 — Variação do alargamento em função da redução em altura para $t = 1015^{\circ}\text{C}$	48
Figura 6.4 — Calibre quadrado entrando num canal losango (R é o raio considerado no cálculo do alargamento pelos modelos)	50
Figura 6.5 — Calibre quadrado entrando num canal oval (R é o raio considerado no cálculo do alargamento pelos modelos)	51
Figura 7.1 — Parâmetros geométricos dos losangos	55
Figura 7.2 — Parâmetros geométricos dos ovais	58
Figura 7.3 — Parâmetros geométricos dos redondos (acabadores)..	60
Figura 8.1 — Losango 2 (tela do microcomputador)	64
Figura 8.2 — Oval 2 (tela do microcomputador)	65
Figura 8.3 — Losango 2 (plotter)	65
Figura 8.4 — Oval 2 (plotter)	66

- Figura 9.1 — Esquema da poligonização num cristal dobrado: (a) arranjo de discordâncias no cristal dobrado; (b) arranjo de discordâncias após poligonização¹⁴ 69
- Figura 9.2 — Representação esquemática de curvas de escoamento a quente com recuperação dinâmica¹⁴ 71
- Figura 9.3 — Representação esquemática de curvas de escoamento a quente com recuperação e recristalização dinâmicas¹⁴ 72
- Figura 9.4 — Alterações estáticas e dinâmicas de estrutura durante a conformação a quente: (a) laminação a quente com pequena redução de espessura (p.ex. 50%); (b) extrusão com grande redução na secção transversal (p.ex. 99%)¹⁴ 73
- Figura 10.1 — Registro da curva de resfriamento nas proximidades de 1045°C, evidenciando os instantes 0 (t = 1045°C), 1, 2, 3, 4 (t = 1015°C), 5 e 6s 82
- Figura 10.2 — Diagrama Fe - C 83
- Figura 10.3 — Microestruturas referentes às secções transversais das amostras 7, 8 e 9, evidenciando-se a predominância de grãos martensíticos ripóides com contornos ferríticos aciculares. Aumento: 200 x (ataque: nital 2%) 86
- Figura 10.4 — Dependência de tensões de escoamento — de pico (ϕ_p) e referente ao estado de deformação constante (ϕ_s) — com velocidade de deformação e temperatura para aço baixo carbono com manganês²⁸ 89

	Página
Figura D.1 — Diagrama de dispersão com uma reta arbitrária	104
Tabela 4.1 — Calibração 1	21
Tabela 4.2 — Calibração 2	21
Tabela 4.3 — Comparação entre as áreas das secções fornecidas pela literatura ^{8,13} e pelo modelo para três valores de Z	24
Tabela 4.4 — Comparação entre as áreas das secções fornecidas pela literatura ¹³ e pelo modelo para três valores de Z	28
Tabela 6.1 — Composição química do aço ensaiado	41
Tabela 6.2 — Dados e resultados experimentais de laboratório, tendo-se para todos os corpos de prova: $h_0 = b_0 = 15,88$ mm, e $R = 87,5$ mm	42
Tabela 6.3 — Comparação dos resultados fornecidos pelos modelos com os experimentais	43
Tabela 6.4 — Valores de $\Delta b/b_0$ referentes aos modelos e aos experimentos	44
Tabela 6.5 — Dados referentes a passes quadrado-losango (ver também figura 6.5), sendo os números 1,2,3 e 4 empregados para identificar os diferentes losangos	49
Tabela 6.6 — Dados referentes a passes quadrado-oval (ver também figura 6.6), sendo os números 1,2,3,4 e 5 empregados para identificar os diferentes ovais	50

Tabela 6.7	— Comparação entre as larguras reais fornecidas pela literatura ^{32,8,26} e as calculadas pelos três modelos	52
Tabela 6.8	— Influência da redução em altura (em termos de $\Delta h/h_0$) e da relação l_d/b_0 sobre o alargamento (em termos de $\Delta b/b_0$) na laminação em canais (para $t = 1000^\circ\text{C}$).	53
Tabela 7.1	— Alguns valores de β	60
Tabela 7.2	— Valores da luz para diversas dimensões de secções redondas	61
Tabela 8.1	— Dados referentes aos losangos ³²	62
Tabela 8.2	— Dados referentes aos ovais ³²	63
Tabela 8.3	— Comparação entre as dimensões fornecidas pela literatura (F) e as calculadas (C) para calibres losangos	63
Tabela 8.4	— Comparação entre dimensões fornecidas (F) e calculadas (C) para ovais	64
Tabela 9.1	— Valores de B, p e Q para determinados aços ¹⁵	78
Tabela 9.2	— Composição química dos aços (porcentagem em peso) ¹⁵	79
Tabela 10.1	— Temperaturas iniciais, finais e médias, e valores absolutos das deformações logarítmicas em altura ..	83
Tabela 10.2	— Valores experimentais de t_m , $\dot{\phi}$, Z e \bar{D}	87
Tabela 10.3	— Valores de "B" e "p" fornecidos por Maki T. et alii ¹⁵ e obtidos neste trabalho	87
Tabela A.1	— Valores do coeficiente C_v	97