

UNIVERSIDADE ESTADUAL DE CAMPINAS
FACULDADE DE ENGENHARIA DE CAMPINAS
DEPARTAMENTO DE ENGENHARIA ELÉTRICA

*Este exemplar corresponde a versão final
da tese defendida por Ailton Santa Bárbara
e aprovada pela comissão julgadora
em 3/05/85 (Amaral)*

MODELAMENTO E ANÁLISE DE SISTEMAS DE
LAMINAÇÃO DE TIRAS A QUENTE

POR: AILTON SANTA BARBARA

078/85

ORIENTADOR : PROF. DR. WAGNER

CARADORI DO AMARAL

TESE DE MESTRADO APRESENTADA A FA
CULDADE DE ENGENHARIA DE CAMPINAS
DA UNIVERSIDADE ESTADUAL DE CAMPI
NAS,

ABRIL - 1985

UNICAMP
BIBLIOTECA CENTRAL

À minha família

Agradecimentos

Agradeço ao prof.Dr. Wagner Caradori do Amaral pela orientação e interesse no desenvolvimento deste trabalho, e ao prof.Sergio Tonini Button pelo apoio e valiosas sugestões.

Este trabalho contou com o apoio financeiro
do Conselho Nacional de Desenvolvimento Ci-
entífico e Tecnológico - CNPq

RESUMO

Neste trabalho, realiza-se uma análise dos modelos matemáticos do processo de laminação de tiras a quentes existentes na literatura. Esta análise permite a determinação de um modelo para o cálculo do set-up de um laminador de tiras a quente, de modo a se obter a espessura de saída da tira dentro dos limites especificados pelo usuário.

Mostra-se que os modelos existentes na literatura são obtidos a partir de hipóteses sobre as condições de atrito, considerando-se atrito aderente e deslizante.

A partir da análise funcional do set-up, mostra-se que o cálculo do set-up está intrinsecamente relacionado com o modelo de posicionamento dos cilindros e com o modelo de previsão da força nos cilindros.

Para o cálculo adequado do valor da força, analisam-se os modelos de Orowan, Sims, El Kalay e Denton. A teoria de Orowan foi a primeira que realizou hipóteses simplificadoras mais coerentes com a prática, considerando atrito deslizante e aderente, e a não homogeneidade da tira. Devido a complexidade e a falta de solução analítica da teoria proposta por Orowan, Sims simplificou-a supondo que o atrito é aderente por todo o arco de contato, e de formação do raio no arco de contato. O modelo proposto por El Kalay supõe atrito aderente e deslizante no arco de contato. Este modelo utiliza a teoria de Sims para atrito aderente e a teoria de Bland e Ford de laminação a frio para atrito deslizante. Além disso, El Kalay considerou o fator de não homogeneidade à deformação de Orowan constante nas regiões de atrito. Denton tornou este fator variável na teoria de El Kalay para a região de deslize.

Para o cálculo da força dos cilindros, também é necessário analisar-se a temperatura e a resistência a deformação da tira. Neste trabalho, são analisados modelos para a temperatura, onde se considera-se a transferência de calor em sólidos infinitos, e modelos experimentais para a resistência à deformação, obtidos através de análise estatística de dados experimentais.

Da comparação entre os modelos da força e os resultados experimentais, obtém-se modelos apropriados para determinadas condições de laminação. Os resultados de simulação evidenciam as características de cada modelo analisado.

Finalmente, propõe-se um algoritmo de set-up que utiliza os modelos mais adequados com as condições de laminação analisadas.

ÍNDICE

1. O PROCESSO SIDERÚRGICO E A LAMINAÇÃO A QUENTE DO PONTO DE VISTA DA AUTOMAÇÃO	1
1.1. INTRODUÇÃO	2
1.2. PROCESSO SIDERÚRGICO BÁSICO	3
1.3. A LAMINAÇÃO A QUENTE	7
1.4. ASPECTOS DO CONTROLE NA LAMINAÇÃO	10
1.4.1. Tipos de Controle	10
1.4.2. Controle Off-Line (Set-up)	10
1.4.3. Controle On-Line	11
1.4.3.1. Controle antecipativo	11
1.4.3.2. Controle por realimentação	12
1.4.3.3. Controle adaptativo	12
1.5. OBJETIVOS DO TRABALHO	16
2. MODELO DE SET-UP	18
2.1. INTRODUÇÃO	19
2.2. VARIÁVEIS DO SET-UP	19
2.3. DESCRIÇÃO FUNCIONAL DO SET-UP	23
2.4. DEFINIÇÕES BÁSICAS DO PROCESSO DE LAMINAÇÃO	27
2.4.1. Relações Geométricas e Trigonômétricas das Variáveis de Laminação	28
2.4.2. Princípio do Fluxo de Massa Constante	34
2.4.2.1. Relação entre a velocidade da tira e do cilindro	36
2.4.2.2. Deslize	37
2.4.3. Posição do Parafuso	39

.../.

2.4.4. Força dos Cilindros	40
2.4.5. Atrito entre Cilindro e Tira	45
2.4.5.1. Parâmetros que influenciam o cálculo do atrito	46
2.4.5.2. Cálculo da força de atrito	47
2.4.6. Raio do Cilindro	51
2.4.6.1. Cálculo do raio deformado do cilindro	51
2.4.7. Temperatura e Resistência à Deformação	54
2.6. CONCLUSÕES	56
3. MODELO DO PARAFUSO	58
3.1. INTRODUÇÃO	59
3.2. DEFORMAÇÃO ELÁSTICA DA CADEIRA E DA TIRA	60
3.3. PARÂMETROS QUE INFLUENCIAM A DETERMINAÇÃO DA ESPESURA DE SAÍDA	64
3.3.1. Posição dos Cilindros sem Carga	64
3.3.2. Expansão Térmica e Desgaste dos Cilindros ...	65
3.3.3. Módulo da Cadeira	66
3.4. MODELO MATEMÁTICO DO PARAFUSO	69
3.5. SENSIBILIDADE DA ESPESURA DE SAÍDA EM RELAÇÃO AOS PARÂMETROS DO MODELO	72
3.6. CONCLUSÃO	75
4. MODELOS MATEMÁTICOS PARA O CÁLCULO DA FORÇA NOS CILINDROS	78
4.1. INTRODUÇÃO	79
4.2. REVISÃO BIBLIOGRÁFICA DOS MODELOS DE SET-UP	80
4.2.1. Precusores da Teoria de Laminação	81

.../.

4.2.2. Teoria do Atrito Misto de Orowan	83
4.2.3. Simplificações à Teoria de Orowan	83
4.2.4. Teoria do Campo da Linha de Deslize	84
4.2.5. Solução Algébrica do Atrito Misto	85
4.3. MODELO MATEMÁTICO DE OROWAN	86
4.3.1. Considerações Iniciais e Hipóteses	87
4.3.2. Desenvolvimento Matemático	88
4.3.2.1. Cálculo da equação de equilíbrio ...	88
4.3.2.2. Aplicação dos resultado de Prandtl e Nadai na equação da força	91
4.3.2.3. Cálculo da força horizontal	95
4.3.2.4. Cálculo da equação de distribuição de pressão para as regiões de deslize e aderência	99
4.3.2.5. Cálculo da força normal dos cilindros	102
4.3.2.6. Propostas para o cálculo da tensão de escoamento, raio do cilindro e atrito	103
4.3.3. Análise dos Resultados Obtidos por Orowan ...	107
4.3.4. Considerações Finais	112
4.4. MODELO MATEMÁTICO DE SIMS	114
4.4.1. Hipóteses Simplificadoras	114
4.4.2. Desenvolvimento Matemático	116
4.4.2.1. Cálculo da equação de distribuição de pressão	116
4.4.2.2. Cálculo da força dos cilindros	118
4.4.2.3. Propostas para o cálculo do raio dos cilindros e da tensão de escoamento.	121
4.4.2.4. Contribuição de Cook e McCrum	123
4.4.3. Validação da Teoria de Sims	125
4.4.4. Considerações Finais	133

.../.

4.5. MODELO MATEMÁTICO DE EL KALAY E SPARLING	136
4.5.1. Hipóteses Simplificadoras	136
4.5.2. Desenvolvimento Matemático	136
4.5.2.1. Teoria de Bland e Ford	137
4.5.2.2. Adaptação da teoria de Bland e Ford para a laminação a quente	141
4.5.2.3. Cálculo da força dos cilindros	146
4.5.3. Conclusão	150
4.6. ANÁLISE DE DENTON E CRANE	151
4.6.1. Considerações Iniciais	151
4.6.2. Desenvolvimento Matemático	151
4.6.2.1. Análise das teorias de laminação ...	152
4.6.2.2. Investigação experimental	154
4.6.2.3. Modificação das teorias de laminação	157
4.6.3. Conclusão	162
4.7. CONCLUSÃO	164
5. TENSÃO DE ESCOAMENTO NA LAMINAÇÃO	166
5.1. INTRODUÇÃO	167
5.2. RELAÇÃO TENSÃO-DEFORMAÇÃO	169
5.3. RELAÇÃO ENTRE A TENSÃO DE ESCOAMENTO UNIAXIAL E PLANA	173
5.3.1. Definição de Tresca	173
5.3.2. Definição de Von Mises	175
5.4. ESCOAMENTO EM DEFORMAÇÃO PLANA	176
5.5. FATORES QUE INFLUENCIAM A TENSÃO DE ESCOAMENTO	179
5.6. REVISÃO BIBLIOGRÁFICA DOS MODELOS EXISTENTES PARA O CÁLCULO DA TENSÃO DE ESCOAMENTO	186
5.7. CÁLCULO DA VELOCIDADE DE DEFORMAÇÃO	189
5.8. CÁLCULO DA TENSÃO DE ESCOAMENTO NA LAMINAÇÃO	194

5.8.1. Histórico das Relações da Tensão de Escoamento e as Variáveis que Influenciam seu Valor .	195
5.8.2. Determinação Empírica da Tensão de Escoamento	196
5.9. CONCLUSÃO	206
6. TEMPERATURA DE LAMINAÇÃO	208
6.1. INTRODUÇÃO	209
6.2. ESPECIFICAÇÕES DE TEMPERATURA NAS FASES DE TRATAMENTO DA PLACA	210
6.2.1. Temperatura da Placa na Saída do Forno de Reaquecimento	211
6.2.2. Temperatura da Placa no Laminador Esboçador .	211
6.2.3. Temperatura da Placa no Banco de Resfriamento Antes e Após o Laminador Acabador	212
6.2.4. Temperatura da Tira no Laminador Acabador ...	212
6.3. VARIAÇÃO DA TEMPERATURA EM FUNÇÃO DA VELOCIDADE E DA TAXA DE ACELERAÇÃO	214
6.4. CONTROLE DE TEMPERATURA	215
6.4.1. Sistema de Controle de Temperatura	216
6.4.2. Etapas do Controle de Temperatura	218
6.5. MODELAMENTO MATEMÁTICO DA QUEDA DE TEMPERATURA DA TIRA	220
6.5.1. Revisão Bibliográfica da Transferência de Calor Tira-Cilindro	221
6.5.2. Mecanismos de Condução de Calor na Tira	224
6.5.3. Distribuição de Temperatura na Tira e no Cilindro	225
6.5.3.1. Distribuição de temperatura no cilindro	226
6.5.3.2. Distribuição de temperatura na tira	226
6.5.3.3. Compatibilidade de temperatura do cilindro e da tira	226

.../.

6.5.4. Modelamento de Transferência de Calor na Tira durante a Laminação	227
6.5.4.1. Transferência de calor na tira para o meio	227
6.5.4.2. Transferência de calor por resfriamento através de jatos de água para des _u camação	229
6.5.4.3. Transferência de calor da tira para o cilindro	232
6.5.4.4. Transferência de calor devido a con _u versão de energia de deformação em calor	240
6.5.4.5. Tran _u ferência de calor total no lami _u nador	244
6.6. CONCLUSÃO	244
7. ANÁLISE DE RESULTADOS DE SIMULAÇÃO	248
7.1. INTRODUÇÃO	249
7.2. SIMULAÇÃO E DADOS EXPERIMENTAIS	249
7.3. RESULTADOS EXPERIMENTAIS E TEÓRICOS	251
7.4. ANÁLISE DOS RESULTADOS	256
7.4.1. Comparação dos Modelos da Força de Laminação	256
7.4.2. Análise da Força em Função da Redução	268
7.4.3. Análise da Distribuição de Pressão	272
7.4.4. Análise dos Ângulos de Aderência	275
7.4.5. Análise da Tensão de Escoamento	277
7.5. COMENTÁRIOS	279
8. CONCLUSÃO	283
APÊNDICE	288
BIBLIOGRAFIA.....	

CAPÍTULO 1

O PROCESSO SIDERÚRGICO E A LAMINAÇÃO DO PONTO DE VISTA DA AUTOMAÇÃO

1.1. INTRODUÇÃO

O aço tem uma posição dominante em nossa civilização, porque além de ter baixo custo apresenta uma ampla faixa de aplicações. A prosperidade da indústria do aço baseia-se nestes dois fatores, e todos os esforços em promover o crescimento da indústria são dirigidos a estes dois fins, variedade do produto e baixo custo. A extensão para o qual a automação pode contribuir para estes dois fins, determina o grau de seu desenvolvimento na indústria.

Como a indústria siderúrgica produz produtos que variam em dimensão e qualidade, ela necessita tanto de um planejamento como de flexibilidade na sua produção. Assim o controle da produção pode variar dependendo das especificações desejadas [1].

Além da variedade e baixo custo, a indústria requer a produção de um material de alta qualidade, com menor consumo de materiais e de energia, além de uma racionalização da mão-de-obra [2, 3].

Para se obter estes requerimentos na indústria siderúrgica, é necessário ter um controle preciso e flexível.

Neste capítulo enfoca-se o processo siderúrgico e, em particular, a laminação de tiras a quente. A seguir analisam-se os tipos de controle comumente utilizados na linha de laminação. Por fim, descrevem-se os objetivos e o escopo deste trabalho.

1.2. PROCESSO SIDERÚRGICO BÁSICO

A transformação do minério de ferro em várias formas de produtos semi-acabados e acabados, conforme relacionados na tabela 1.1, parte 1 e 2 respectivamente, envolvem várias fases de conformação mecânica e um grande número de unidades do processo. Estas unidades normalmente são operadas independentemente e possuem taxas de produção diferentes, dificultando a integração entre as mesmas.

A seguir analisa-se cada fase de produção, bem como suas interrelações. Na figura 1.1 analisa-se um exemplo de uma li

nha de produção de chapas e bobinas. Supondo que já foi produzido o aço, a fase seguinte é a de lingotamento, cujo produto é o lingote, obtido por vazamento do aço líquido em molde. A seguir os lingotes são aquecidos no forno poço e laminados por meio do laminador esboçador que ao deformar os lingotes, transforma-os em placas que são escarfas, cortadas, resfriadas e armazenadas num pátio de placas.

As placas são agrupadas de acordo com dimensões e características do aço e enviadas à entrada dos fornos. Para a obtenção de chapas grossas ou bobinas a quente ou a frio, as placas são reaquecidas a temperaturas de aproximadamente 1300°C, de modo a se obter as propriedades de laminação a quente. Na linha de chapas grossas, as placas saem do forno e entram na linha própriamente dita, de 200 metros de comprimento aproximadamente. Elas passam num quebrador de carepa, que retira a camada de óxido que se forma sobre a superfície do aço durante o reaquecimento, através de jatos de água de alta pressão. A seguir elas passam no laminador esboçador, cuja finalidade é a de transformar as placas em chapas de cerca de 20mm de espessura, as quais passam a denominar-se chapas grossas. As placas são reduzidas em espessura ao passar entre conjuntos de dois cilindros denominados de cadeira, que giram a uma velocidade periférica especificada. Para se obter a espessura especificada, a distância entre os cilindros é menor do que a altura da seção longitudinal do material. Sob estas condições, obtém-se uma redução na espessura e um aumento no comprimento do material.

Na linha de laminação a quente, depois de sair do forno de reaquecimento, as placas deslocam-se longitudinalmente através de rolos transportadores até a descamação primária, que tem a mesma finalidade do quebrador de carepa, que é a de preparar a placa para receber a redução de espessura e largura que o laminador esboçador irá produzir. O laminador esboçador pode ser reversível ou contínuo. Quando reversível mediante um número ímpar de passes, reduz-se a espessura das placas pela ação de cilindros girantes, de aproximadamente 10 00mm de diâmetro.

Em muitas instalações siderúrgicas, existem dois ou mais laminadores esboçadores não-reversíveis, contínuos, suficien

TIPO DE MATERIAL	CARACTERÍSTICAS
	PARTE 1
ferro fundido	produtos ferrosos, peso mínimo de 1,9% de carbono
ferro spiegel	produtos que contenham em peso mais de 6% até 30% de manganês
ferro ligas	produtos ferrosos da fundição, em bruto, menos de 10% de cobre. O teor de ferro tem que ser maior em peso a 4% para ferros <u>li</u> gas que contenham silício, e 8% para os ferros ligas que contenham manganês sem silício e a 10% para os demais.
aços ligas	mais de 2% de manganês e silício <u>conside</u> rados em conjunto, 0,5% de cromo, 0,1% de enxofre, 0,4% de cobre
aço-alto carbono	0,6% ou mais de carbono, sempre que o teor de enxofre e fósforo seja inferior em peso a 0,04% para cada um destes <u>ele</u> mentos considerados isoladamente, e a 0,07% para estes dois elementos <u>considera</u> dos em conjunto
aço-liga rápido	mais de 10% de tungstênio isoladamente, ou mais de 8% de tungstênio e molibdênio em conjunto, mesmo com adição de qualquer <u>ou</u> tro elemento.
aço-liga inoxidável	mais de 4% de cromo, mesmo com adição de qualquer outro elemento.
lingote	produto destinado a laminação ou forjamen <u>to</u> elaborado por fusão e obtido por <u>vaza</u> mento em molde.
desbastes quadrados (Blooms)	semi produtos de forma retangular, seção transversal superior a 1225mm ² e espessura superior à quarta parte da largura
desbastes planos (slabs)	semi produtos de forma retangular, <u>espes</u>

Tabela 1-1 tipos de produtos acabados e semi-acabados

TIPO DE MATERIAL	CARACTERÍSTICAS
	<p>sura mínima de 6mm, largura mínima de 150 mm e cuja espessura não seja superior à quarta parte da largura</p>
	<p>PARTE 2</p>
<p>bobinas para relami nação (Coils)</p>	<p>Semi produtos laminados a quente, seção re tangular, espessura mínima de 1,5mm e de largura superior a 500mm</p>
<p>chapas universais</p>	<p>produto de seção retangular laminado a quente, no sentido do comprimento, espessu ra mais de 5mm até 100mm e de largura de mais de 150mm até 1200mm</p>
<p>tira</p>	<p>produto laminado, seção retangular, espes sura máxima de 6mm, largura máxima de 500mm e cuja espessura não ultrapasse a décima parte da largura, apresentadas em tiras retilíneas, em rolos ou em feixes dobrados</p>
<p>chapas</p>	<p>produtos laminados de qualquer espessura, de forma quadrada ou retangular, de largura superior a 500mm</p>
<p>fios</p>	<p>produtos de seção maciça, estirados ou trefilados a frio, cujo corte transversal qualquer que seja sua forma não exceda 13mm</p>
<p>barras</p>	<p>produtos de seção maciça, de dimensões di ferentes dos anteriores, de seção trans versal de forma circular, oval, elipse , triangular, quadrado, retângulo, trapézio regular , hexagono ou octágono.</p>

Tabela 1-1 tipos de produtos acabados e semi-acabados

temente afastados de forma que, em nenhum instante exista aço sendo simultaneamente laminado por dois laminadores consecutivos.

No laminador esboçador as placas são reduzidas em largura e espessura normalmente de 7:1, um valor típico de 250 para 33mm. A redução de espessura é obtida em função da abertura entre os cilindros e a redução de largura é obtida através do laminador de bordas ou cilindros verticais no esboçador.

Utilizam-se guias laterais para conduzir o material a cada cadeira e para garantir o seu posicionamento ao longo da linha central da esteira rolante, a qual tem a velocidade ajustada à condição de laminação.

Ao terminar a fase do esboçador, as extremidades da placa tem formas irregulares que são cortadas através de uma tesoura volante. A seguir as placas são deslocadas para o laminador de acabamento. A seção da mesa que une os trens de laminação de desbaste e de acabamento é suficientemente longa para acomodar a maior peça que possa ser transferida.

O laminador de acabamento consiste de até 7 conjuntos de cilindros ou cadeiras, em linha, contínuas. O material passa por todas as cadeiras, até que todas estejam ligadas pelo metal. Utilizam-se guias laterais à frente da tesoura e de cada cadeira de acabamento, para garantir a passagem do metal no centro das cadeiras durante a laminação.

A velocidade dos cilindros de laminação são ajustadas de modo a se controlar igual fluxo de massa saindo de cada cadeira.

Para se evitar altas tensões da tira entre duas cadeiras consecutivas, as quais podem provocar desvios de espessura, mantem-se a tira sob uma certa tensão através de dispositivos eletromecânicos situados entre cada cadeira. Este procedimento mantém o fluxo de massa constante através das cadeiras e garante a passagem central da tira por entre os cilindros.

As reduções efetuadas no laminador de acabamento situam-se em torno de 26:1, valores típicos de espessura de entrada de 33mm para espessura de saída de 1,25mm, com um consequente aumento de comprimento, de 7,5 metros de comprimento no início do

laminador esboçador, para 1800 metros na saída do acabamento. A largura do material laminado é mantida constante e igual a largura obtida no esboçador.

Se o produto final desejado é a bobina a quente, então a tira é resfriada até uma temperatura de aproximadamente 650°C, para que possa ser bobinada. A laminação a quente tem a vantagem de ser realizada com menos consumo de energia, obtendo uma menor heterogeneidade química e melhores propriedades mecânicas do produto laminado. Entretanto, o produto final apresenta problemas no acabamento da superfície, tal como rugosidade.

Assim, de acordo com a figura 1.1, existem outras linhas de produção, onde a tira pode passar por mais uma cadeia de acabamento, com velocidade de laminação muito inferior às cadeias de acabamento anteriores, obtendo-se uma bobina a quente de melhor qualidade.

Outro produto final é obtido a partir da laminação a frio. Depois da laminação a quente, o material é soldado, decapado, passa nos fornos de recozimento, e no laminador de encruamento, dando origem a chapa a frio ou bobina a frio, de superfície regular e melhor acabada.

Quando a bobina está completa, ela é automaticamente removida do final da mesa rolante e transportada para a área de armazenagem.

O processo de reaquecimento e laminação num sistema moderno é grandemente automatizado, existindo uma supervisão manual através de cabines (pulpits), situadas em partes apropriadas do processo [4,5,6,14,15,16].

1.3. A LAMINAÇÃO A QUENTE

A utilização de computadores para controle dos processos siderúrgicos teve início no Brasil na década de 1970 na área de laminação a quente. Os laminadores foram as primeiras unidades da indústria do aço às quais foi aplicado o computador no mundo [2,3].

O desenvolvimento da automação nos laminadores de tiras a quente é devido a fatores relacionados a estrutura física

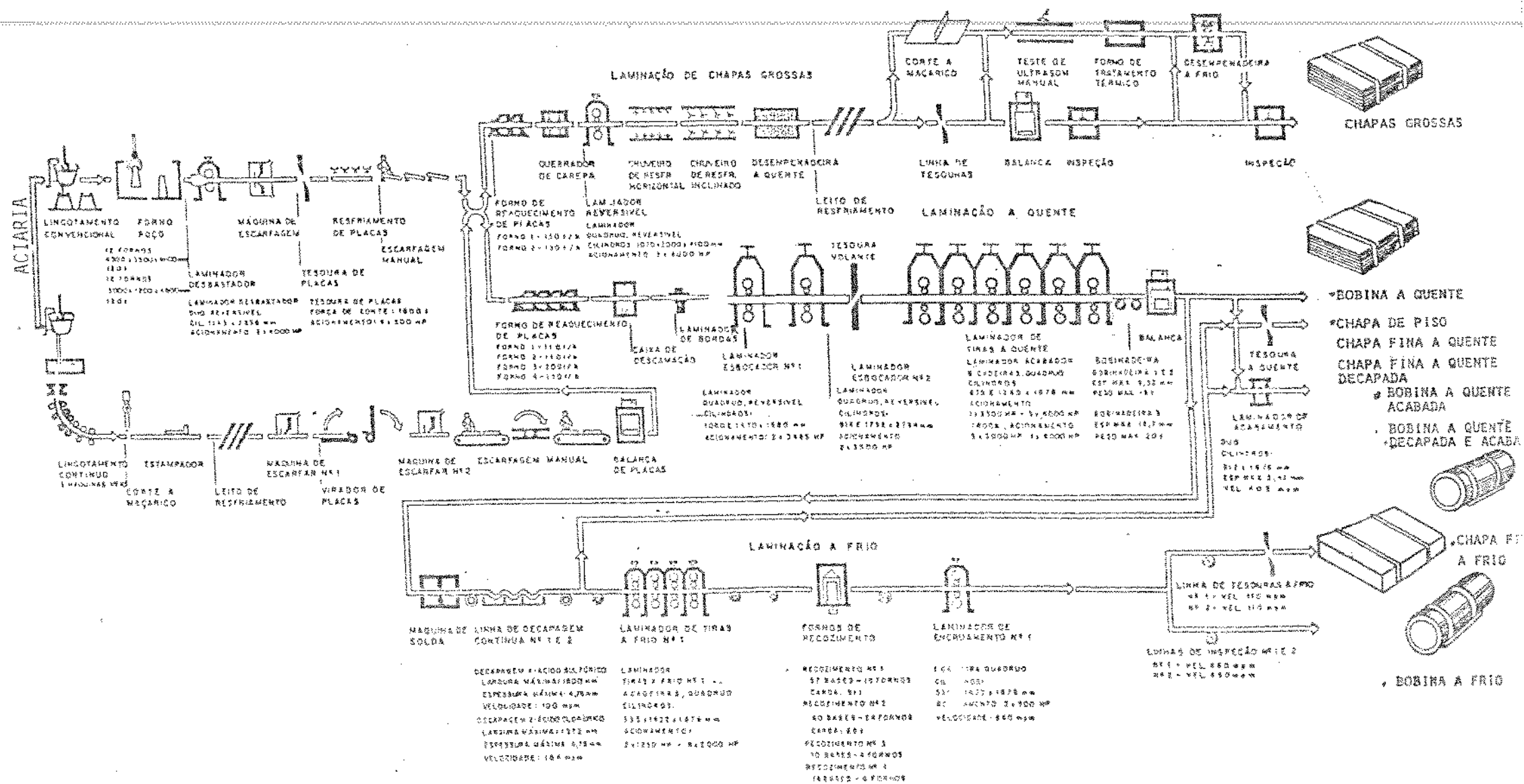


Figura 1.1 Exemplo de um processo siderurgico

dos laminadores, e a fatores relacionados com as características de laminação a quente.

Quanto a estrutura física dos laminadores, pode-se citar as seguintes propriedades [4 a 12]:

- a) é uma unidade contínua, com uma grande taxa de produção; conseqüentemente pequenas melhoras traduzem-se em significativo aumento de produção e qualidade
- b) é uma unidade altamente mecanizada, podendo-se ajustar um considerável número de referências de posição e velocidade dos cilindros.
- c) é uma unidade altamente complexa, com muitas perturbações, que afetam a qualidade do produto. Entretanto, o processo pode ser modelado matematicamente de modo a permitir técnicas adequadas de controle por computador.

Quanto a laminação a quente, este é um processo de conformação mecânica de deformação plástica do material, que se processa sob certas condições de temperatura e velocidade de deformação, em que os processos de recuperação e recristalização do metal, atuando individual ou conjuntamente, agem simultaneamente com a deformação. A laminação a quente ocorre quando o material é deformado a temperaturas superiores a 0,7 vezes a temperatura de fusão do material [13].

A laminação a quente é o passo inicial da conformação mecânica da maioria dos metais e ligas na produção de grande parte da indústria siderúrgica, ou seja, mais de 60% da produção total. A qualidade dos processamentos posteriores depende muito da qualidade do produto laminado a quente [2].

A laminação a quente é o método mais utilizado para rápida conformação de metais, pois requer um menor dispêndio de energia para deformar, aumenta a facilidade do fluxo sem quebra de material, além da maior rapidez do processo de difusão, que diminui as heterogeneidades químicas da estrutura fundida. No trabalho a quente, grandes deformações podem ser obtidas sem detrimento das propriedades mecânicas básicas, visto que em altas temperaturas a deformação ocorre sem endurecimento do material, isto é, a resistência à deformação é praticamente constante com o aumento da deformação.

Deste modo, o processo siderúrgico, e em particular a laminação a quente, são processos adequados para o desenvolvimento de modelos computacionais para o controle do processo, que assumem uma importância fundamental na otimização da produção, de energia e qualidade das tiras a quente.

1.4. ASPECTOS DO CONTROLE NA LAMINAÇÃO

O controle é necessário para se produzir uma tira com uma espessura especificada, devido às variações das condições de operação no processo de laminação, que o operador não consegue compensar em tempo hábil, devido a velocidade de operação do sistema de laminação de tiras a quente.

Analisa-se nos itens seguintes os tipos de controle normalmente encontrados na linha de laminação.

1.4.1. TIPOS DE CONTRÔLE

No sistema de laminação de tiras a quente encontram-se os seguintes tipos de controle [7,8,10,16] :

- controle off-line-set up
- controle on-line-antecipativo
 - realimentado/AGC
 - adaptativo

A seguir analisam-se as características de atuação destes modos de controle.

1.4.2 - CONTRÔLE OFF-LINE

Quando a placa é retirada do laminador esboçador, mede-se a sua espessura, temperatura e velocidade. Com estes valores calcula-se o esquema de redução, isto é, distribuição ótima da percentagem de redução a ser realizada em cada cadeira, de modo a se obter a espessura desejada na última cadeira. Determinada a redução, calculam-se os valores de referência da posição do parafuso e

da velocidade para cada cadeira. A abertura do cilindro para cada cadeira é obtida a partir do cálculo da força aplicada no parafuso, e da espessura obtida a partir do esquema de redução. A temperatura final requerida é obtida através do ajuste da velocidade de cada cadeira. Os valores de referência para estas variáveis são obtidas através de modelos matemáticos da força, temperatura e posição do cilindro.

O controle off-line é o ajuste inicial da posição do parafuso e de velocidade para cada cadeira do laminador, para as condições de contorno existentes no início da laminação programada, considerando todos os fatores que agem durante a laminação. Daqui para frente, controle off-line será denominado de set up. No capítulo seguinte analisa-se detalhadamente este tipo de controle no laminador de tiras a quente.

1.4.3. CONTRÔLE ON-LINE

O controle on-line pode ser antecipativo, realimentado ou por adaptação. Estes itens são analisados brevemente a seguir.

1.4.3.1. CONTRÔLE ANTECIPATIVO

O controle antecipativo é aplicado nos ajustes da força, espessura e temperatura.

Antes do início da tira ter sido completamente laminado, ajustam-se erros no set-up, causados por imprecisões nas previsões, variações na dureza e na temperatura do material [17], erros de medidas no esboçador, imprecisões dos valores obtidos pelo modelo de temperatura, e erros devido as simplificações de modelos básicos [18]. Quando a tira atinge a primeira cadeira, mede-se a posição do parafuso, velocidade e a força. Faz-se uma comparação entre força medida e a calculada pelo set-up. Os desvios do valor previsto são compensados, modificando-se o esquema de redução (força e posição do parafuso) nas cadeiras à frente, exceto na última, de modo a não se alterar o perfil da tira [17,19].

1.4.3.2. CONTRÔLE POR REALIMENTAÇÃO

No laminador de tiras a quente o controle por realimentação tem duas formas. A primeira forma tem como característica a realimentação que é feita numa mesma cadeira. Este é o controle automático de espessura, ou AGC [73, 80, 94]. O AGC controla continuamente a espessura num valor especificado por todo o comprimento do material, realizando correções na abertura dos cilindros enquanto o material está na cadeira, evitando propagações de erros de espessura para outras cadeiras.

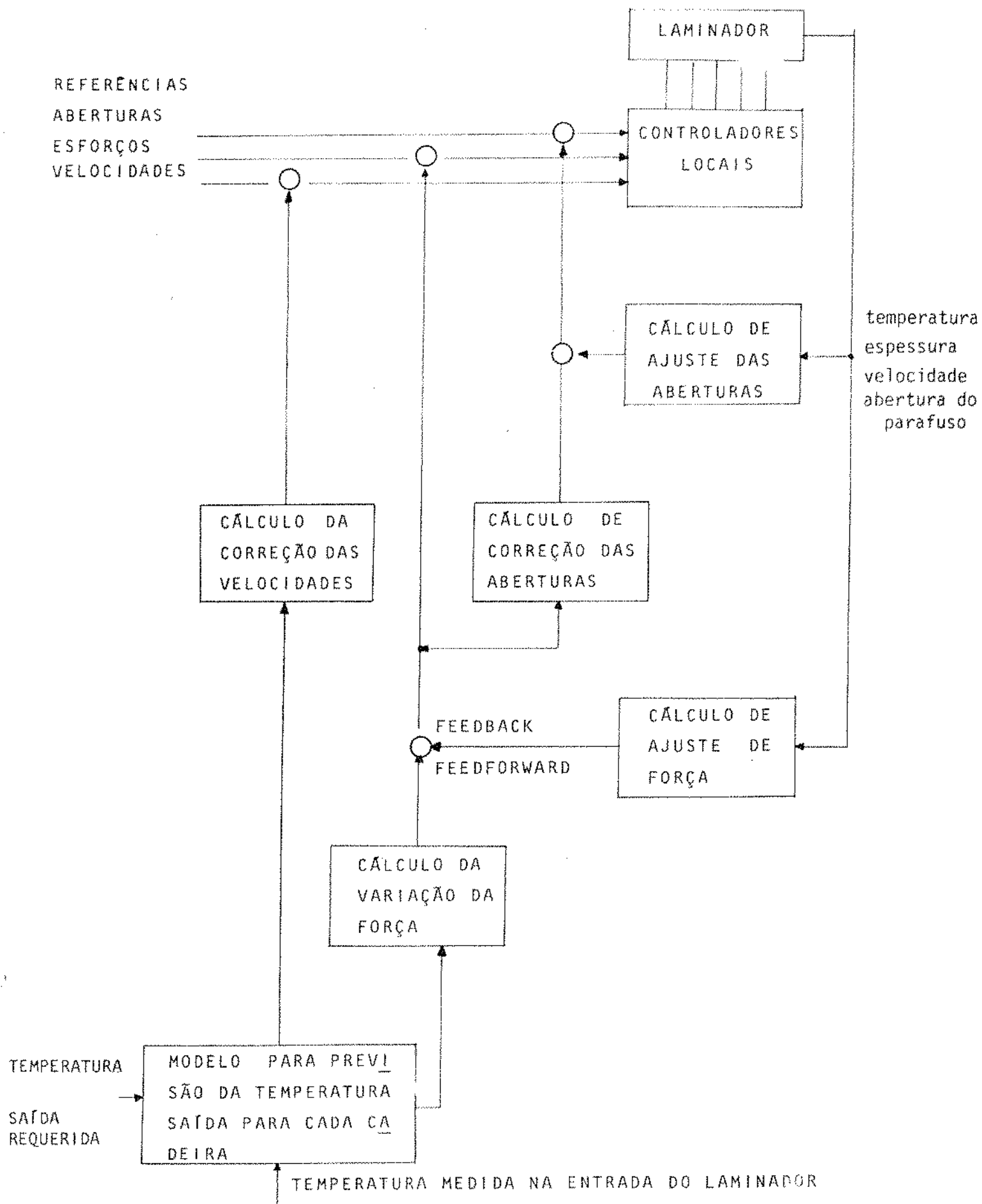
A realimentação dos valores medidos da força e da posição do parafuso, permite ao computador prever a espessura de saída e o erro de espessura. Para um dado erro de espessura, o computador calcula a correção que deve ser feita na força e consequentemente na posição do parafuso. Se esta correção é excessiva, parte desta correção é realimentada a cadeira anterior. Se a velocidade é grande (a partir da 3ª cadeira), a correção é enviada por antecipação a cadeira seguinte.

A segunda forma de controle por realimentação é realizada do final do laminador para as primeiras cadeiras. Este tipo de controle é mais utilizado na velocidade, devido a medição da temperatura final, e na posição dos cilindros, devido a medição da espessura final, de modo a manter o fluxo de massa constante por todo o laminador.

Tão logo a tira alcance o medidor de raios X e o pirômetro, o computador adquire as variáveis relevantes da laminação, espessura e temperatura. Utilizando estas medidas, realimentam-se fatores que serão utilizados como corretivos para a força e posição do parafuso de uma mesma tira ou para outra tira de mesma dimensão e composição química [18].

Apresenta-se na figura 1.2 um exemplo de um modelo de controle por computador, com as malhas de realimentação e antecipação. Neste sistema realizam-se os cálculos do ajuste das aberturas e das forças dos cilindros a partir de medidas da temperatura, velocidade, espessura e abertura dos cilindros.

1.4.3.3. CONTRÔLE ADAPTATIVO



A proposta da função adaptativa é adaptar os modelos matemáticos (set up) à variação no estado de laminação. Neste tipo de controle, adapta-se o set up às condições reais de laminação.

A partir da definição dos valores especificados de temperatura e da espessura, faz-se uma comparação dos valores reais e previstos da força e da temperatura. Com os erros obtidos ajustam-se os parâmetros do modelo para corrigir a performance real, de modo a se minimizar os erros das variáveis controladas [3, 20, 21] .

As correções adaptativas podem ser feitas na própria tira em que foi detectado os erros dos parâmetros do processo, ou podem ser realizados em uma outra tira, de mesmas características da que está sendo laminada.

Controle adaptativo de valores realimentados de tira-a-tira, é aplicado para valores absolutos da espessura e da temperatura, obtidos no final da linha. A seguir, atualizam-se os modelos matemáticos, de modo a se obter informação mais precisa, concernente às condições que prevalecerão durante a laminação da próxima tira.

Contrôle adaptativo para a tira que está sendo laminada é feito através da temperatura de acabamento e bobinamento, atuando na velocidade, por causa do atraso de transporte entre pontos de controle e medida, desde que, para o set up, estas características não são controláveis [7, 8, 10, 17 a 24] .

Apresenta-se na figura 1.3 um resumo das condições adaptativas onde, para desvios da espessura e temperatura especificados, pode-se ter como causas principais, erros na abertura dos cilindros e erros na velocidade, respectivamente. Estes erros seriam minimizados através de adaptações na abertura dos cilindros e na força, considerando os fatores que influenciam na laminação.

Além da atuação do controle, como descrito acima, a automação também supervisiona uma série de sub-processos na linha de laminação: [1]

- a) operação automática da tesoura a frente do laminador
- b) regulação automática de velocidade das cadeiras para manter as tensões da tira entre as cadeiras.

Históricamente, os problemas encontrados em laminação situam-se tanto na parte de modelos preditivos como na de medidores. Dentre

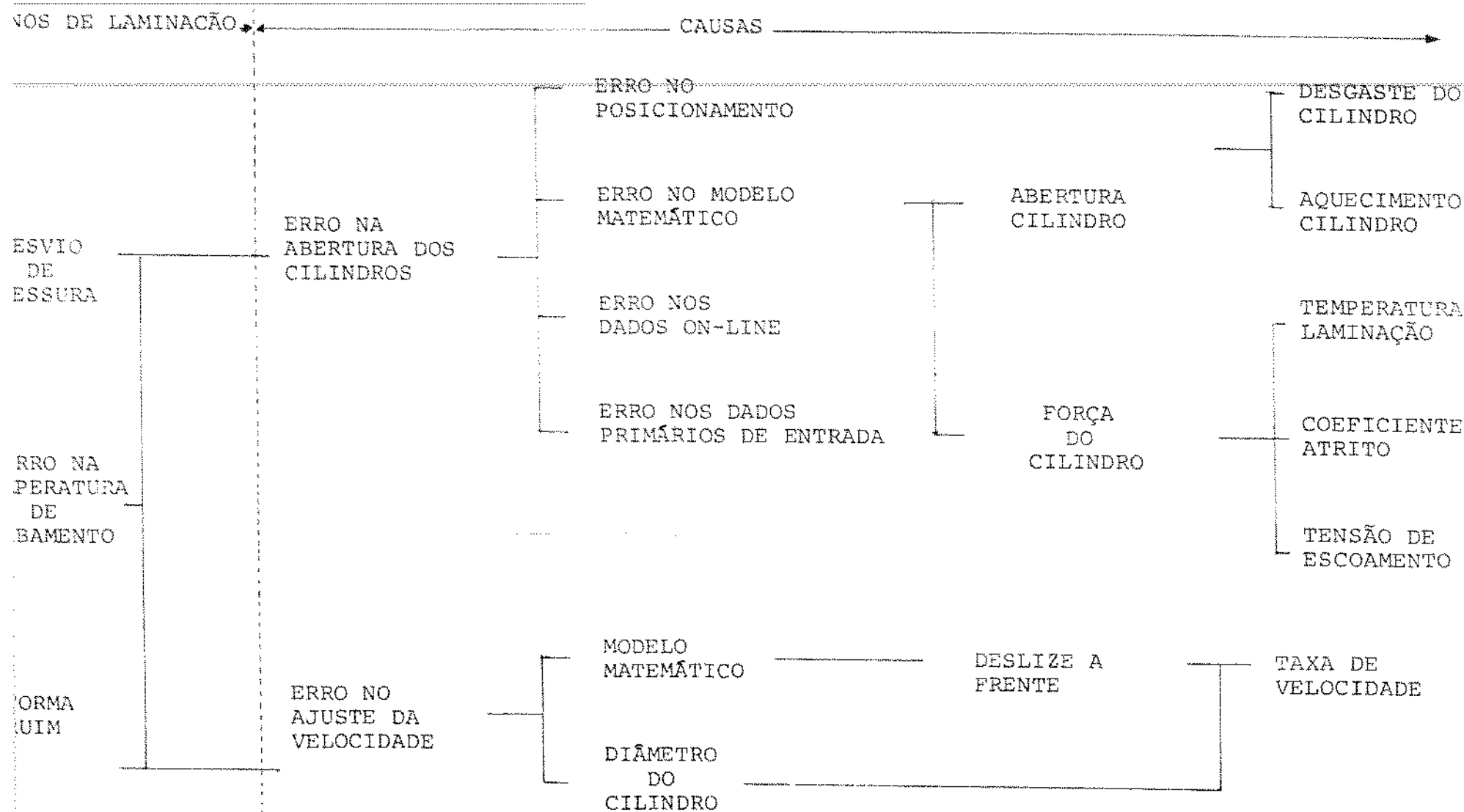


FIGURA 1.3 - Condições Adaptativas

eles podem-se citar:

- a) Não se tem conhecimento exato do processo, isto é , não se tem um modelo matemático que expresse precisamente a deformação mecânica do aço nem a evolução térmica do material.
- b) Não se tem um modelo que integre todo o esquema de laminação, isto é, perfil de espessura, velocidade , distribuição de força nas cadeiras, integrados entre si, para todas as cadeiras.
- c) Não se tem medidores especiais, precisos e de alta resolução para medida de força, espessura e temperatura.

1.5. OBJETIVOS DO TRABALHO

A introdução crescente da automação em controle de processos na indústria siderurgica, exige a utilização de modelos matemáticos que resolvidos conjuntamente com algoritmos de controle, permitam a determinação de estratégias de controle que melhoram a qualidade do produto acabado.

Neste trabalho determinam-se modelos matemáticos eficientes para o cálculo de controle off-line (set up). Para tanto, analisam-se os princípios básicos do processo de laminação e a influência das diversas variáveis do processo no produto acabado.

Os modelos apresentados descrevem o processo de ajuste da abertura dos cilindros, da força necessária para comprimí-los, das transferências de calor da tira na cadeira e o processo de deformação entre os cilindros.

Além disso, realiza-se a comparação de cada modelo de força analisado com valores experimentais obtidos em uma planta piloto, bem como propõem-se os modelos mais eficientes para faixas específicas de redução.

Os modelos também são analisados com o objetivo de evidenciar parâmetros e/ou variáveis a serem corrigidos por mecanismos de adaptação, utilizando-se variáveis mensuráveis.

Estes modelos servem para o controle do laminador, pri...

fornecem referências off-line da posição do parafuso e da velocidade, de modo a se obter a espessura e a temperatura desejadas no final da linha. (set up)

Estes modelos matemáticos são analisados considerando - se que:

- I - descrevem o processo de laminação de tiras a quente.
- II - analisa-se a deformação plana plástica na zona de deformação de uma cadeira.
- III - resolve-se a equação de equilíbrio de forças supondo-se que não há espalhamento lateral e que ocorrem pequenas pressões e ângulos de contato, e que a deformação ocorre sob um processo não homogêneo.
- IV - não se analisa o torque, nem tensões da tira na entrada da cadeira. O torque está implícito na velocidade da tira e do cilindro, e as tensões da tira são consideradas somente na saída da cadeira, para fins de cálculo de velocidade da tira [1, 16, 27] .

No capítulo 2 apresenta-se o modelo de set up, suas funções e esquemas dentro do processo. Apresentam-se definições básicas do processo de laminação a quente, tais como atrito, fluxo de massa, deformação do raio do cilindro, resistência a deformação e temperatura.

Dos capítulos 3 ao 6 apresentam-se os modelos necessários ao cálculo e atuação do set up; posição do parafuso, força necessária para atuar nos parafusos e os modelos de resistência a deformação e temperatura.

No capítulo 7 apresentam-se as simulações dos modelos apresentados nos capítulos anteriores.

CAPÍTULO 2

MODELO DO SET-UP

2.1. INTRODUÇÃO

O set-up é a área na qual a maioria dos esforços têm se concentrado, por ser o caminho mais simples e prático para implementação para controle de laminadores, além de melhorar a qualidade do produto final [6,14,17,25].

No processo de laminação, as variáveis de saída que requerem o maior esforço computacional são o ajuste da abertura dos cilindros e a velocidade da tira. O fundamental do set-up é o cálculo da força requerida nos cilindros para se obter a abertura especificada, e o cálculo da velocidade para se obter a temperatura de saída especificada.

Para se estimar a força, é necessário o modelamento de processos tais como a deformação do material, e transferência de calor entre cilindro e material. Na definição destes modelos resultam parâmetros que, devido a dificuldades de medida, são estimados ou especificados pela experiência.

De modo a se mostrar como funciona o set-up e quais são os modelos necessários ao cálculo do set-up, analisa-se neste capítulo uma descrição funcional do set-up, mostrando a sequência de cálculos necessários e apresentando as variáveis que são estimadas e especificadas para o cálculo do set-up.

A seguir, analisa-se detalhadamente algumas variáveis básicas utilizadas no cálculo do set-up, tais como ângulos de entrada, fluxo de massa, raio deformado do cilindro, atrito, e outras funções que são modeladas nos capítulos posteriores: posição do parafuso, força dos cilindros, resistência a deformação e temperatura.

2.2. VARIÁVEIS DO SET-UP

A seguir, apresenta-se as variáveis medidas, estimadas ou especificadas, necessárias para a obtenção do set-up.

Quando a placa de aço sai da última cadeira do laminador

esboçador e entra na primeira cadeira do laminador de acabamento, ela é caracterizada por uma temperatura e espessura de entrada, e uma velocidade de penetração.

No laminador de acabamento, a placa é reduzida em espessura através da passagem em várias cadeiras de redução dispostas em série, até se obter na última cadeira, a espessura final especificada.

A abertura entre os cilindros é uma função da força requerida para reduzir a tira de aço à espessura desejada. Consequentemente, um modelo para o laminador de acabamento deve prever a força a ser aplicada em cada cadeira. Este modelo para o cálculo da força é denominado set-up preditivo [23].

A seguir, analisam-se as informações disponíveis no laminador, de modo a se obter o modelo de set-up. Estas informações estão esquematizadas na Fig. 2.1.

Dividem-se os dados disponíveis para o cálculo dos parâmetros do modelo em três grupos:

- a) parâmetros supostos constantes, determinados pelas propriedades do material da tira e do cilindro (por exemplo, dureza, atrito, tipo de aço).
- b) parâmetros variantes no tempo, função das condições de laminação (força, velocidade, temperatura).
- c) dados de projeto do laminador e da cadeira (raio inicial do cilindro, distância entre cadeiras, capacidade máxima de produção, potência dos motores).

Como mostrado na Fig. 2.1, os modelos de set-up para as cadeiras de acabamento utilizam as seguintes variáveis da placa antes dela entrar no laminador.

Variáveis disponíveis na última cadeira esboçadora:

- a) Temperatura
- b) Largura
- c) Espessura
- d) Velocidade

e em cada cadeira de acabamento:

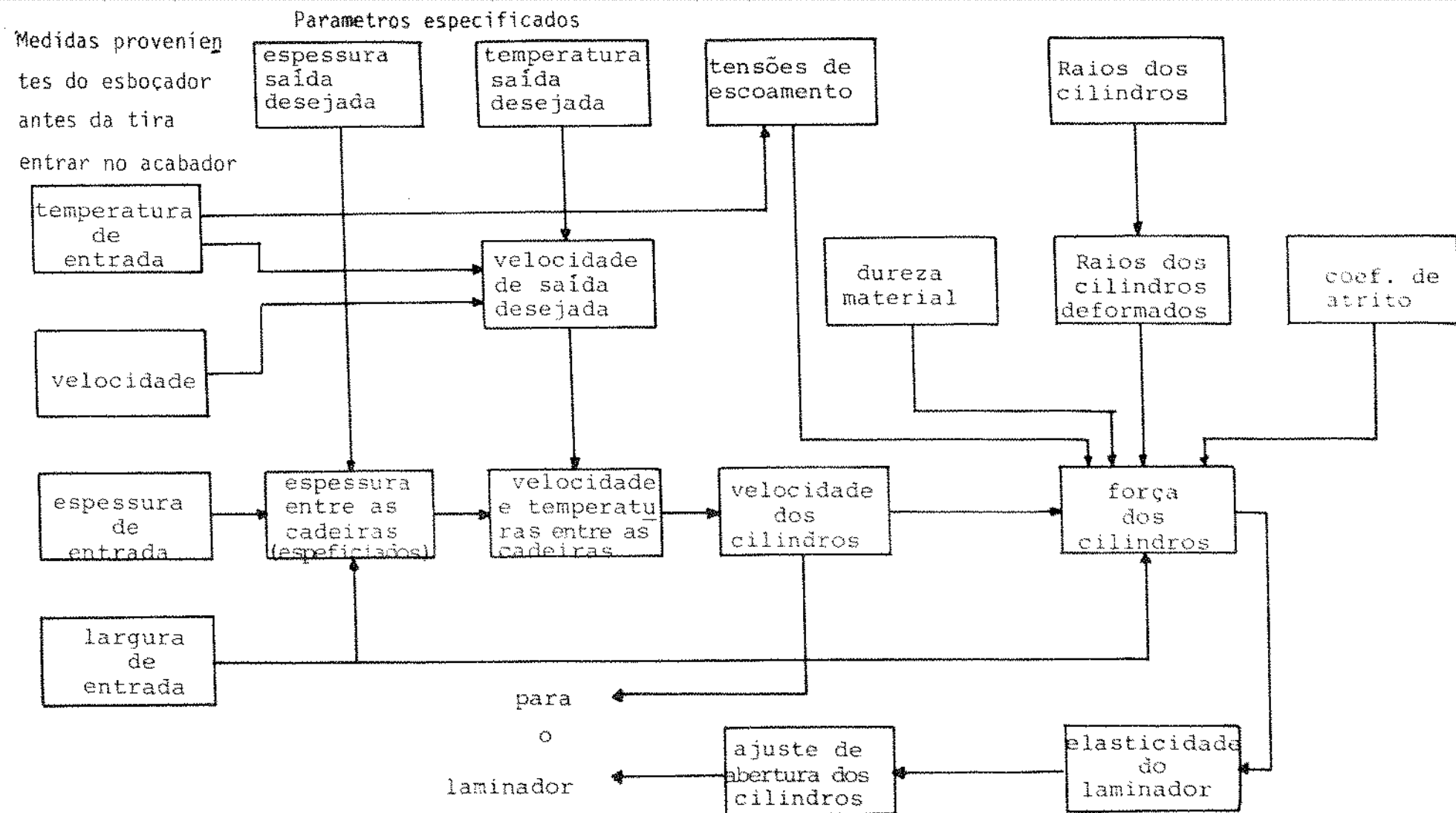


Fig.2.1 - Cálculo do set-up do laminador de acabamento depois das medidas terem sido feitas no laminador esboçador

- e) Velocidade da tira
- f) Espessura de saída
- g) Raio do cilindro

Algumas dessas variáveis de entrada são mensuráveis, enquanto outras necessitam de uma previsão.

As seguintes variáveis de entrada são mensuráveis:

- a) Temperatura na última cadeira esboçadora e na última cadeira acabadora, medidas por um pirômetro.
- b) Velocidade da tira nos cilindros, medida por um tacômetro.
- c) Espessura da tira na última cadeira esboçadora e na última cadeira acabadora, medidas por um medidor de raios-X.
- d) Largura na última cadeira esboçadora.

A velocidade no acabamento é mensurável somente após a tira ter ultrapassado a última cadeira, tornando-se necessária uma previsão desta variável para utilização entre cadeiras. Neste caso, ela é suposta conhecida â-priori, com um valor especificado, obtido através de práticas de redução e limitação de potência dos motores das cadeiras individuais.

A espessura de entrada (exceto da primeira cadeira) e de saída de cada cadeira não são mensuráveis. Realiza-se uma estimação destas variáveis a partir do fluxo de massa constante, depois do início da tira deixar a última cadeira de acabamento, ou a partir da espessura e temperatura final especificadas.

Quanto à temperatura, no laminador acabador, ela só é mensurável na última cadeira de acabamento, através de pirômetros. Como o conhecimento da temperatura em cada cadeira é importante para o cálculo da força, especifica-se um valor para a temperatura final, e calcula-se a temperatura em cada cadeira a partir das velocidades obtidas para cada cadeira, e â partir de modelos matemáticos de transferência de calor.

A única variável de saída, a força real do cilindro, é

mensurável em cada cadeira de acabamento através de medidas de força.

Quanto às outras variáveis do processo, elas são supostas conhecidas e constantes. Dentre elas podem-se citar:

- a) raio inicial dos cilindros
- b) coeficiente de atrito
- c) dureza do material

A dureza do material refere-se ao conteúdo químico da placa de aço, isto é, porcentagem de carbono, manganês, cromo, etc.

De modo a se obter a força dos cilindros, outras variáveis que atuam na força são calculadas durante o processo de laminação, tal como resistência a deformação, que é estimada a partir de dados empíricos, da temperatura de entrada e do tipo de aço; o raio deformado do cilindro, que é calculado através de um processo iterativo a partir da força e do raio inicial do cilindro; e a elasticidade da cadeira, calculada a partir da calibração do cilindro e da força.

Estes dados são fornecidos para cada placa de aço [23], [26].

2.3. DESCRIÇÃO FUNCIONAL DO SET-UP

A seguir, descreve-se como é realizado o cálculo do set-up.

Como a laminação é um processo de deformação mecânica, para se prever a força é necessário calcular através de modelos matemáticos a resistência à deformação e a transferência de calor na tira, conforme mostrado no diagrama da Fig. 2.2. Os objetivos do set-up são o ajuste da posição do parafuso através da abertura dos cilindros, e o ajuste da temperatura da tira através da velocidade dos cilindros.

Estes ajustes são a tarefa mais complexa no sistema, e o cálculo do set-up final é realizado somente no momento em que a

tira vai tocar os cilindros da primeira cadeira de acabamento.

Para o cálculo do set-up devem ser considerados os seguintes objetivos:

- a) Obtenção de modelos, com tempos de computação factíveis.
- b) Obtenção de um modelo, no qual a influência dos parâmetros seja facilmente identificável.
- c) Possibilidade de se utilizar o modelo para investigações operacionais.

O cálculo do set-up é iniciado quando a placa sai da última cadeira do esboçador e dispõe-se das medidas de entrada para o modelo, como descritos na seção anterior.

Inicialmente, de acordo com o bloco A da Fig. 2.2, distribui-se a redução total a ser realizada na tira entre as cadeiras, de modo a se otimizar a distribuição da força e o erro entre a temperatura real e a especificada na última cadeira, para uma dada temperatura de entrada e velocidade [18].

A distribuição de redução considera as restrições qualitativas do material, tais como a dureza e a temperatura.

Esta distribuição de redução se faz de acordo com os dados iniciais recebidos pelo set-up ou de estruturas de redução particulares, já armazenadas no computador, de acordo com dureza, dimensão do material e espessura.

Desta estratégia, obtém-se a força, velocidade dos cilindros [14] e a espessura de saída de cada cadeira [17]. Se em alguma cadeira as variáveis obtidas excedem o limite de força e potência, redistribui-se a redução entre as outras cadeiras, como uma razão da estrutura de redução inicial.

Definidas as reduções em cada cadeira, determina-se a razão do fluxo de massa. O Fluxo de massa é o produto da velocidade da tira pela espessura especificada pela distribuição de redução. O fluxo de massa determina que o volume do material que entra e sai numa determinada cadeira é contante no tempo.

Determina-se o fluxo de massa a partir da velocidade com

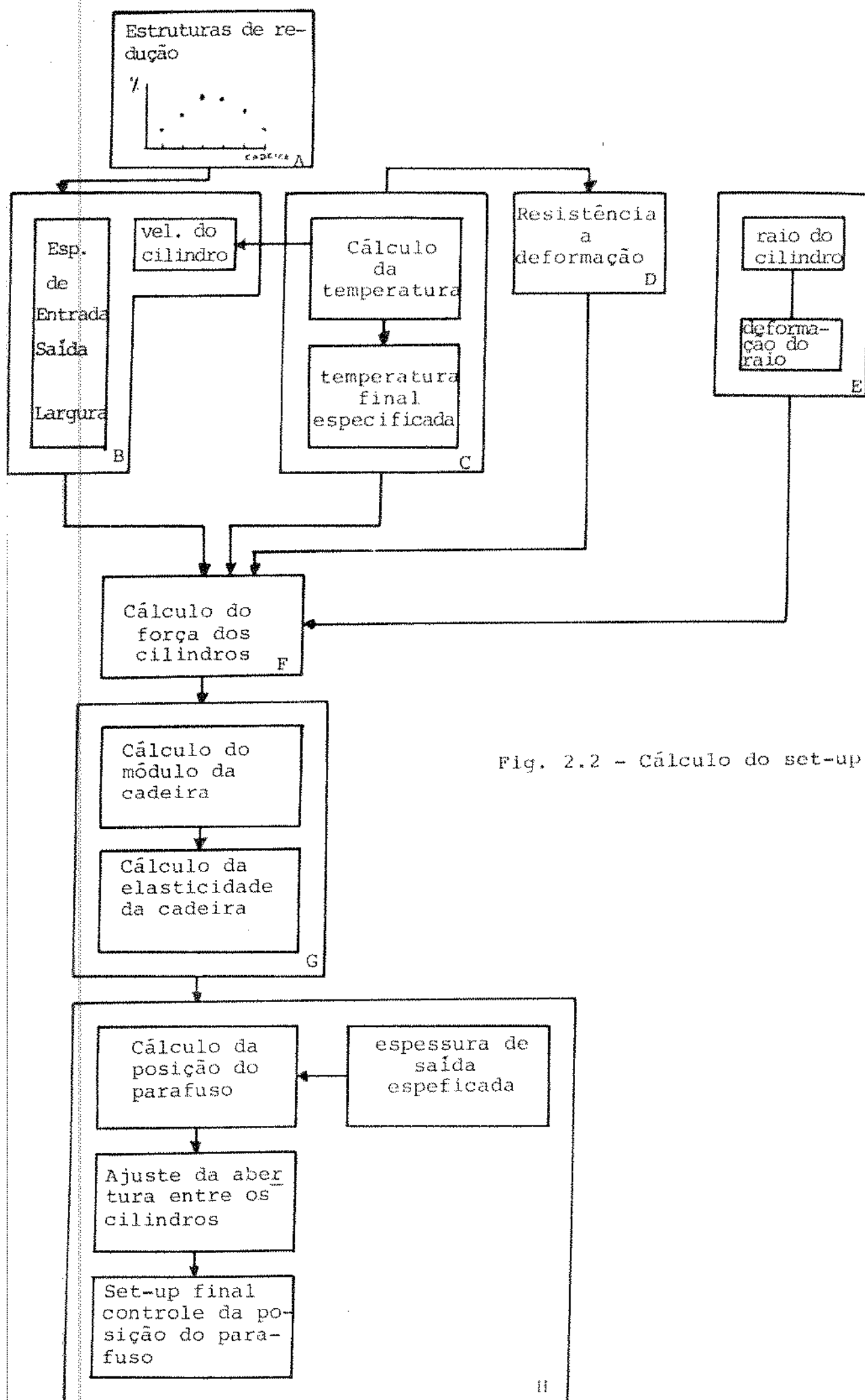


Fig. 2.2 - Cálculo do set-up

que a tira entra na primeira cadeira acabadora, e das espessuras obtidas pela distribuição de redução para cada cadeira, bloco B, Fig. 2.2.

A previsão da temperatura de entrada é realizada a partir da medida de temperatura realizada na saída do esboçador, do modelo de transferência de calor da placa para o meio, de acordo com o tempo decorrido desde a sua medição até o laminador acabador, e das dimensões da placa na saída do esboçador, bloco C, Fig. 2.2 [20,21].

A partir da temperatura especificada na última cadeira acabadora, e das velocidades de cada cadeira obtida pelo fluxo de massa, calcula-se a temperatura da tira em cada cadeira utilizando o modelo de transferência de calor [17].

A velocidade final de cada cadeira é calculada a partir do fluxo de massa, como uma função da temperatura final e espessura de saída, valores estes especificados da cadeira, para uma dada temperatura de entrada, restrição de operação (sincronismo do bobinador, velocidade do cilindro e correções do operador) e estimação do deslize a frente, isto é, diferença entre a velocidade da tira e do cilindro na saída da cadeira.

Com a temperatura e velocidade faz-se a previsão da resistência a deformação, bloco D da Fig. 2.2, uma função da temperatura, velocidade de deformação e deformação do material.

A seguir, calcula-se a força dos cilindros, bloco F, considerando os efeitos do achatamento dos cilindros, bloco E da Fig. 2.2.

Devido as características mecânicas da cadeira, a aplicação da força e reação da tira e da cadeira durante a laminação, é necessário estimar a elasticidade da cadeira, que relaciona o deslocamento vertical da abertura dos cilindros à força de separação aplicada. A elasticidade varia a todo instante, devido a variação da força (bloco G).

Com a força e a elasticidade da cadeira conhecidas, pode-se estabelecer o set-up do parafuso, para se obter a espessura final especificada, através do modelo do parafuso, bloco H [6,14,17,18,20,21,25,26,27,28].

Durante a laminação, a tira é acompanhada dentro do laminador, em um tempo hábil para se obter a temperatura de acabamento estimada em uma velocidade desejada, tal que os efeitos do esfriamento do quebrador de carga (que retira a camada de óxido formada na superfície da placa, quando esta sai do forno de reacquecimento e quando passa pelo esboçador) sejam consistentes. Ou seja, ele controla o tempo de permanência da tira no laminador de modo a se obter espessura e temperatura especificadas na última cadeira.

2.4. DEFINIÇÕES BÁSICAS DO PROCESSO DE LAMINAÇÃO

Apresentar-se a seguir algumas definições básicas e uma análise individual das variáveis do processo.

Durante a laminação, a temperatura de entrada da tira diminui consideravelmente de cadeira a cadeira, acarretando variações na resistência à deformação, pressão normal e na força dos cilindros que pressiona a tira. Tão logo a força dos cilindros varie, ocorre uma variação no atrito e na elasticidade do laminador (diferença entre a abertura do cilindro sem e com carga). Devido às diferentes magnitudes da força o raio do cilindro se deforma, fazendo variar a velocidade da tira e consequentemente o deslizamento a frente (diferença percentual entre a velocidade média do material e a velocidade do cilindro) que influencia o torque dos cilindros. As variações da velocidade e do raio dos cilindros influenciam diretamente a velocidade de deformação, variável de extrema importância na determinação da resistência a deformação.

Todas estas variáveis contribuem de formas diferentes na determinação da força, cuja variação alterará a posição dos cilindros, que determinará a espessura final. O set-up que ajusta a posição dos cilindros é influenciado também pela variação de espessura e da dureza do aço no início da tira.

Como exposto acima, as principais variáveis que agem na força estão intrinsecamente relacionadas, e qualquer alteração em uma delas acarretará uma alteração do set-up inicial. Isto impli

ca na necessidade de se conhecer o comportamento e a relação das variáveis no processo de laminação.

A seguir, apresentam-se as relações geométricas e trigonométricas na laminação para a determinação da espessura e ângulo de entrada. Logo após é feita uma análise individual dos parâmetros do processo, de modo a se demonstrar a sua importância dentro do processo, bem como a relação de um parâmetro com o outro.

2.4.1. Relações Geométricas e Trigonômétricas das Variáveis de Laminação

Analisa-se neste item a determinação das variáveis básicas que compõem os modelos para o cálculo da força, tal como espessura e ângulo de entrada para o caso de laminação longitudinal de planos.

A redução da tira se processa entre dois cilindros giratórios que, ao comprimir a tira, fazem com que ela se deforme na direção longitudinal, conforme mostrado na Fig. 2.3, alterando assim sua altura h e seu comprimento ℓ , de h_1 e ℓ_1 anteriores ao passo, para h_2 e ℓ_2 posteriores ao passo.

O aumento no comprimento depois de passar pela primeira cadeira, é muito maior que o aumento na largura, desprezível na laminação de tiras e folhas. Isto é devido ao fato de que a resistência de atrito na direção de laminação, feita por cilindros, é menor que na direção transversal, fornecendo assim fluxo total do metal na direção de laminação.

Na Fig. 2.4 mostra-se a área de contato projetada obtida na laminação. As partículas E e F movem-se mais facilmente na direção M do que na direção K ou L, porque elas respondem a pequena superfície de atrito entre cilindro e tira, na direção de laminação. O mesmo se aplica, mas em menor extensão, às partículas próximas aos pontos D e G.

Para as partículas próximas aos pontos C e H, a resistência de atrito não é maior na direção K e L que na direção M.

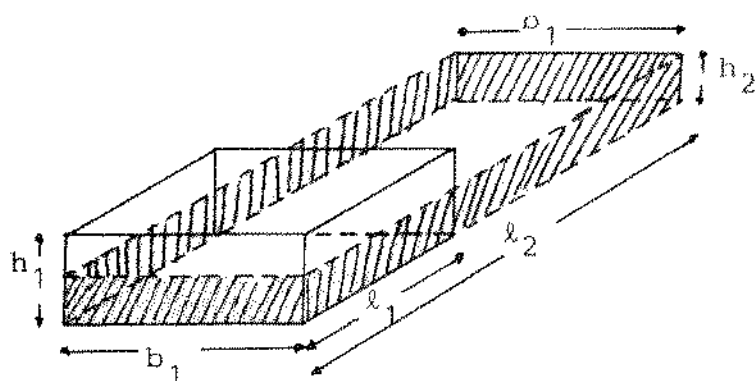


Fig. 2.3 - Deformação na laminação

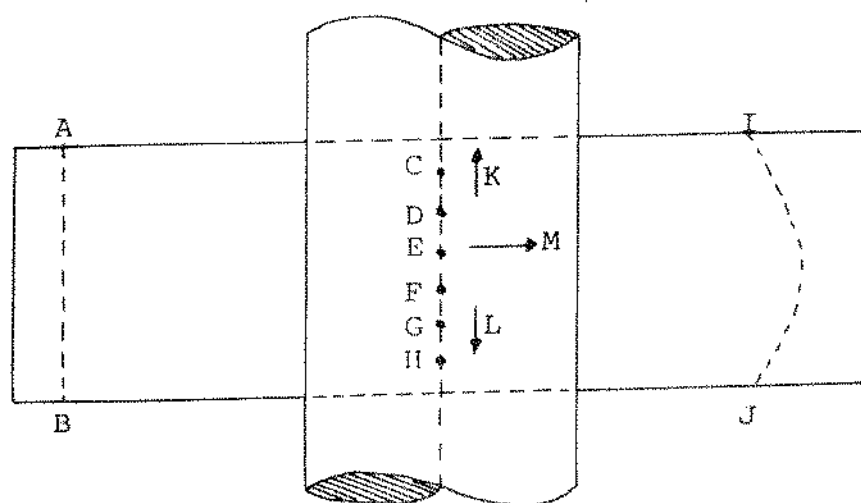


Fig. 2.4 - Área de contato projetada na laminação

Estas partículas espalhariam livremente se elas não estivessem limitadas pelas partículas centrais D-E-F-G, as quais forçam-na a se moverem na direção longitudinal. Assim, o alongamento das laterais da tira não é devido ao efeito compressivo do cilindro, mas ao seu vínculo com as partículas centrais da tira [29].

Ao mesmo tempo, a parte lateral da tira impede o fluxo lateral da parte central, tal que somente o alongamento ocorre, enquanto que a parte central da tira exerce um puxão nas laterais, impedindo a sua tendência em espalhar.

A linha reta A-B fica curvada depois da laminação na forma da curva I-J, devido este movimento de alongamento e da influência das laterais no centro.

Devido à suposição de não espalhamento lateral, os cálculos da geometria do arco ficam simplificados. Estas relações no arco são vistas a seguir.

As relações geométricas e trigonométricas do arco de contato podem ser deduzidas da Fig. 2.5. A tira com espessura inicial h_1 toca os cilindros em um ponto através do qual passa uma linha do ângulo, tendo seu ápice no eixo do cilindro e outra linha no plano que passa através do eixo do cilindro. O ângulo " α " é chamado de ângulo de entrada.

A altura da tira que deixa os cilindros é h_2 . A área de contato denotada pelo ângulo α , tem sua projeção entre cilindro e tira de " ld ", sendo " c " a corda do arco de contato. A altura h da tira, a uma distância " x " do lado de saída, corresponde ao ângulo de laminação " θ ". Este ângulo é menor ou igual ao ângulo de entrada " α ". O ângulo θ tem seu ápice no centro do cilindro, uma linha passando através do ponto A, o ponto considerado para cálculo, definido por " x ", e outra linha, que é o plano de saída.

Se ambos os cilindros tem o mesmo diâmetro D , a diferença entre a espessura de entrada h_1 e de saída h_2 , isto é, a redução absoluta é:

$$\Delta h = h_1 - h_2 \quad (2.1)$$

Para um cilindro, tem-se:

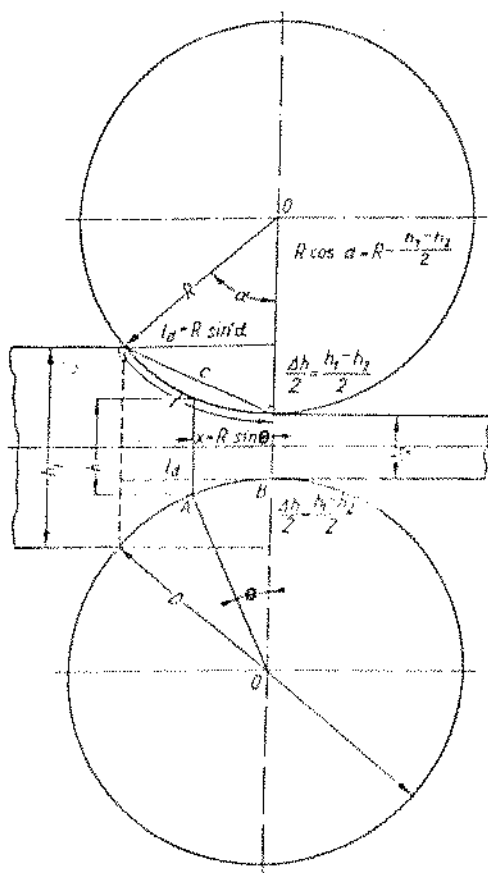


Fig. 2.5 - Relação geométrica e trigonométrica no arco de contato

$$\frac{\Delta h}{2} = \frac{h_1 - h_2}{2} \quad (2.2)$$

A equação básica para laminação com cilindros de mesmo diâmetro pode ser derivada de acordo com a Fig.2.5 como segue:

$$R \cos \alpha = R - \frac{h_1 - h_2}{2} \quad (2.3)$$

ou

$$1 - \cos \alpha = \frac{h_1 - h_2}{2R} \quad (2.4)$$

Assim, a equação para o cálculo do ângulo de entrada é encontrada:

$$\cos \alpha = 1 - \frac{h_1 - h_2}{2R} = 1 - \frac{\Delta h}{D} \quad (2.5)$$

Desta equação, tem-se que:

a) a espessura de entrada h_1 :

$$h_1 = h_2 + D(1 - \cos \alpha) \quad (2.6)$$

b) a espessura de saída h_2 :

$$h_2 = h_1 - D(1 - \cos \alpha) \quad (2.7)$$

c) a redução absoluta:

$$\Delta h = D(1 - \cos \alpha) \quad (2.8)$$

O arco de contato projetado entre a tira e o cilindro é calculado da seguinte relação geométrica:

$$l_d^2 = R^2 - \left(R - \frac{h_1 - h_2}{2} \right)^2 \quad (2.9)$$

$$l_d = \sqrt{R^2 - \left(R - \frac{\Delta h}{2} \right)^2} = \sqrt{R\Delta h - \frac{(\Delta h)^2}{4}} \quad (2.10)$$

Desprezando o segundo termo dentro da raiz, supondo pe quenos ângulos de entrada, não excedendo 20° , tem-se [29]:

$$l_d = \sqrt{R\Delta h} \quad (2.11)$$

O erro quando $\Delta h < 0,08$ é menor que 1%.

A imprecisão envolvida na omissão do termo $(\Delta h)^2/4$ sob a raiz é geometricamente equivalente a assumir a corda c para l_d , da seguinte forma:

$$c^2 = \left(\frac{\Delta h}{2}\right)^2 + \left(\sqrt{R\Delta h - \left(\frac{\Delta h}{2}\right)^2}\right)^2 = R\Delta h \quad (2.12)$$

e portanto

$$c = \sqrt{R\Delta h} \quad (2.13)$$

O ângulo de entrada α pode ser calculado além da eq. (2.5), da seguinte forma:

$$\Delta d = R \sin \alpha$$

$$\sin \alpha = \frac{\Delta d}{R} = \frac{\sqrt{R\Delta h - (\Delta h)^2/4}}{R} \approx \sqrt{\frac{\Delta h}{R}} \quad (2.14)$$

ou

$$\tan \alpha = \frac{\Delta d}{R - \Delta h/2} = \frac{\sqrt{R\Delta h - (\Delta h)^2/4}}{R - \Delta h/2} \approx \frac{\sqrt{R\Delta h}}{R - \Delta h/2} \quad (2.15)$$

Para ângulos pequenos, pode-se assumir que $\sin \alpha$ é igual ao arc $\sin \alpha$, assim o ângulo de entrada expresso em radianos é [29]:

$$\alpha = \sqrt{\frac{\Delta h}{R}} \quad (2.16)$$

O tempo de contato entre o cilindro e a tira é dado pela equação:

$$t = \frac{2\pi R}{360} \alpha \quad (2.17)$$

Equação similar pode ser deduzida para o ângulo θ e espessura h definida pela distância x :

$$\cos \theta = 1 - \frac{h - h_2}{D} \quad (2.18)$$

assim

$$h = h_2 + D(1 - \cos \theta) \quad (2.19)$$

O ângulo θ é calculado da relação:

$$\text{sen} \theta = \frac{x}{R} \quad (2.20)$$

ou, assumindo que o $\text{sen} \theta$ é igual a $\text{arc sen} \theta$, válido para pequenos ângulos, tem-se:

$$\theta = \frac{x}{R} \quad (2.21)$$

O ângulo máximo de entrada é dado pela seguinte relação:

$$\cos \alpha_{\text{MAX}} = 1 - \frac{h_{1\text{MAX}} - h_{2\text{MIN}}}{D_{m\text{MIN}}} \quad (2.22)$$

Assim, o ângulo máximo de contato depende da redução máxima perm_{is}sível e do diâmetro mínimo do cilindro.

Todas estas relações são básicas e serão utilizadas nos modelos apresentados a partir do Cap. 3.

2.4.2. Princípio do Fluxo de Massa Constante

Define-se fluxo de massa constante, o volume constante da tira que passa através de cada cadeira por unidade de tempo, ou seja [30]:

$$V = B h_1 v_1 = B h_2 v_2 \quad (2.23)$$

onde h_1 e h_2 são as espessuras de entrada e de saída, v_1 e v_2 , são as velocidades horizontais de entrada e de saída da tira, e B a largura da tira.

Para mantê-lo constante, assegura-se que a velocidade de saída da tira na cadeira i , $v_2(i)$ é a mesma que entra na próxima

cadeira $(i+1)$, $v_1(i+1)$ ou seja,

$$v_2(i) = v_1(i+1)$$

Na prática, esta relação é mantida através dos seguintes procedimentos:

- a) ajuste na abertura dos cilindros
- b) ajuste na velocidade
- c) ajuste na tensão da tira entre as cadeiras

Utiliza-se o princípio do fluxo de massa constante através de cada cadeira como base para o sistema de controle automático de espessura, AGC, e para o set-up. Com este princípio, não se remove erros de espessura na tira, mas previne-se a passagem de imperfeições de cada cadeira para a tira, tais como falta de excentricidade dos cilindros. Através da força medida na cadeira e da equação do parafuso, pode-se calcular o erro da espessura de saída real para a especificada. Com esta variação, corrige-se a força instantaneamente naquela cadeira, e manda-se um sinal para correção na cadeira seguinte.

Mantém-se o produto $v_i h_i$ constante de cada cadeira medindo-se variações na espessura h_i , e corrigindo-se a velocidade de cadeiras anteriores para manter o produto $v_i h_i$ constante.

Entretanto, o fluxo de massa variará com as seguintes condições:

- a) Mudança na espessura de entrada da cadeira, devido a set-ups imprecisos, velocidades de respostas ruins do controle de velocidade e variação da tensão da tira entre as cadeiras.
- b) Distúrbios provocados na abertura dos cilindros, devido a variações na excentricidade e espessura do filme de óleo dos cilindros durante mudanças de velocidade.
- c) Ajustes no curso dos cilindros, variam a abertura dos cilindros e conseqüentemente a espessura de saída.
- d) Mudanças na velocidade dos cilindros.

Condições de aceleração e desaceleração para manter o flu

xo, foram observadas por Polukhin [27]. Mostrou-se que há desvios de espessura longitudinal na tira, afetada principalmente pela diminuição do coeficiente de atrito na zona de deformação, com um aumento da velocidade de laminação, e pela mudança na abertura dos cilindros, devido flutuações da parte giratória do eixo do cilindro de apoio.

A variação de velocidade também altera a temperatura, que age diretamente na força e daí na espessura de saída [30]. A alteração da velocidade resulta em uma mudança na taxa entre formação de calor devido a deformação plástica, e a troca de calor nos cilindros. Quando a velocidade de laminação aumenta, a intensidade de troca de calor entre tira e cilindro diminui, aumentando-se enquanto isto a formação de calor devido a deformação plástica, devido à grande resistência a deformação.

Com o fluxo de massa constante, e conhecendo-se a espessura especificada pelo set-up para cada cadeira, obtém-se a velocidade desejada de laminação para cada cadeira.

2.4.2.1. Relação entre a Velocidade da Tira e do Cilindro

A velocidade do cilindro é a velocidade fornecida por motores elétricos que acionam o conjuntos dos cilindros na cadeira.

A velocidade da tira é a determinada pela velocidade da mesa rolante que transporta o material e, quando no arco, pela velocidade dos cilindros mais a da mesa.

Quando a tira entra em contato com o cilindro, ela sofre um "puxão" para dentro da abertura dos cilindros, seguido de um deslize entre as superfícies. Quando a tira deixa os cilindros, ela é "jogada" para fora, seguida também por um deslize entre as superfícies.

Vê-se na Fig. 2.6 o sentido de ação destas velocidades. Devido a presença de forças de atrito, e da crescente pressão para deformar a tira, existe um ponto em que a força de atrito entre o cilindro e a tira se anula e a pressão do cilindro alcança o seu valor máximo. Neste ponto, denominado de ponto neutro, supõe-se que

a velocidade horizontal média da tira é igual a componente horizontal da velocidade periférica dos cilindros, levando-se em conta que a deformação é plana, sem espalhamento lateral e que o fluxo de massa é constante. Nos outros pontos de contato, a velocidade do cilindro é relacionada à velocidade da tira através do fator de deslize a frente quando a tira está saindo, e deslize atrás quando a tira está entrando entre os cilindros [31].

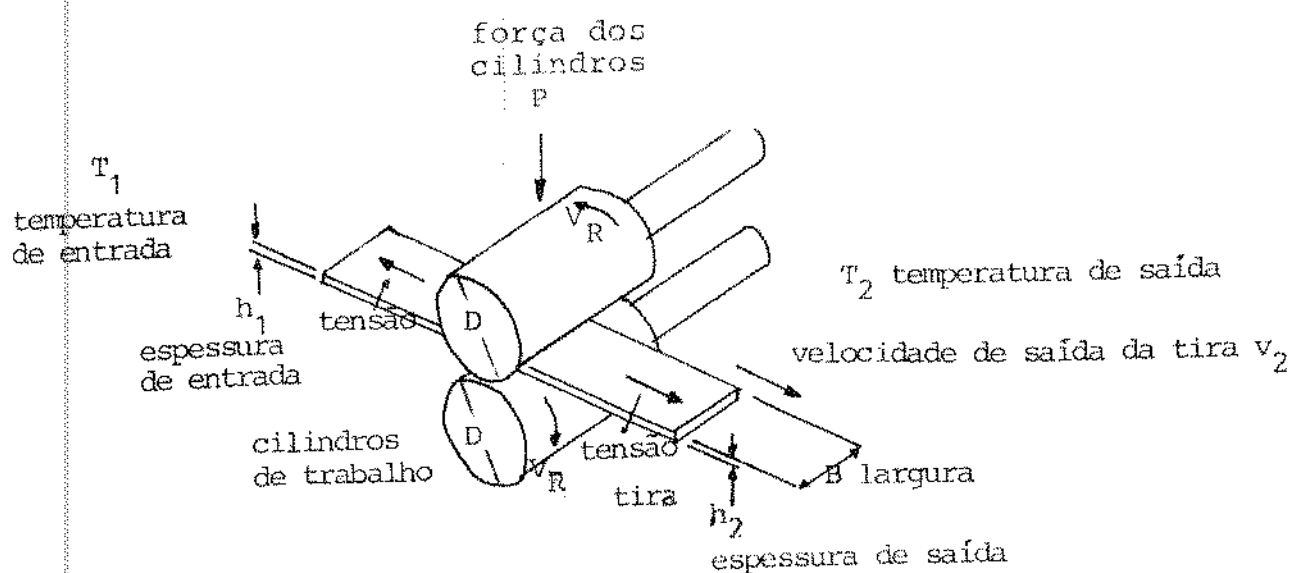


Fig. 2.6 - Parâmetros da laminação que agem na velocidade da tira

Tem-se o fenômeno de deslize quando há um baixo coeficiente de atrito, fazendo com que haja uma diferença de velocidades entre cilindro e tira. Este baixo coeficiente de atrito pode ser causado pela presença de camadas de óxido na superfície da tira [36].

2.4.2.2. Deslize [18,32,34]

Define-se o deslize a frente ϕ como sendo a diferença entre a velocidade média do material v_2 no plano de saída e a velocidade periférica Rw dos cilindros, dividida pela velocidade periférica:

$$\phi = \frac{v_2 - R\omega}{R\omega} \quad (2.24)$$

onde R é o raio do cilindro e ω a velocidade angular,

$$\omega = \frac{2\pi n}{60} \quad (2.25)$$

onde n é a velocidade dos cilindros em rpm.

Supondo que a velocidade média do material no plano neutro é igual a componente horizontal da velocidade periférica dos cilindros neste plano, tem-se:

$$v_n = R\omega \cos\phi \quad (2.26)$$

onde ϕ é o ângulo neutro.

Do fluxo de massa constante [18,34]:

$$v_2 h_2 = v_n h_n \quad (2.27)$$

onde v_n e h_n são a velocidade e a espessura da tira no plano neutro.

Substituindo o valor de v_n na equação do fluxo de massa, eq.(2.27), tem-se:

$$v_2 = \frac{h_n}{h_2} R\omega \cos\phi \quad (2.28)$$

Substituindo esta eq.(2.28) na eq.(2.24), tem-se o deslize a frente:

$$\phi = \frac{h_n}{h_2} \cos\phi - 1 \quad (2.29)$$

Similarmente, define-se o deslize atrás ψ , como sendo a diferença entre a velocidade periférica dos cilindros $R\omega$, e a velocidade média da tira v_1 no plano de entrada, dividido pela velocidade periférica:

$$\psi = \frac{R\omega - v_1}{R\omega} \quad (2.30)$$

ou

$$\psi = 1 - \frac{h_n}{h_1} \cos\phi \quad (2.31)$$

O deslize atrás é pouco utilizado na literatura, devido a condições de entrada poderem ser compensadas por ajustes dinâmicos através do AGC [18,34].

Com o deslize a frente conhecido, relaciona-se a velocidade periférica do cilindro V_R com a velocidade da tira v_2 , da seguinte forma [33,35]:

$$v_2 = 2 V_R R(1 + \epsilon) \quad (2.32)$$

ou seja, a velocidade de saída da tira é a componente de velocidade do cilindro mais um outro termo representando a sua alteração devido ao deslize

2.4.3. Posição do Parafuso

Antes da tira entrar na cadeira, o set-up calcula a abertura dos cilindros de todas as cadeiras, e posiciona o cilindro superior em função de uma referência de abertura inicial dada pela calibração dos cilindros, e de uma força aplicada neles.

Para se obter a abertura dos cilindros é necessário conhecer a força, a elasticidade da cadeira e a abertura inicial específica da cadeia.

metro M , causa ajustes imprecisos na posição do parafuso, espessuras não uniformes e até mesmo o rompimento da tira durante a deformação. Variações na posição dos cilindros, devido a deformação elástica da cadeira, afetam as velocidades de entrada e saída, alterando-se a tensão da tira entre as cadeiras. A variação de M leva não somente a variação da espessura nominal da tira, mas também a variação da espessura sobre a largura e ao longo do comprimento da bobina [9,27].

No Cap. 3 apresenta-se o modelamento matemático da abertura dos cilindros.

2.4.4. Força dos Cilindros

Para se obter a força aplicada aos cilindros, é necessário conhecer a distribuição de pressão no arco de contato.

Para a obtenção do modelo de pressão, descreve-se o processo de laminação como constituído de infinitos pontos de compressão, colocados um lado do outro, como mostrado na Fig. 2.7.

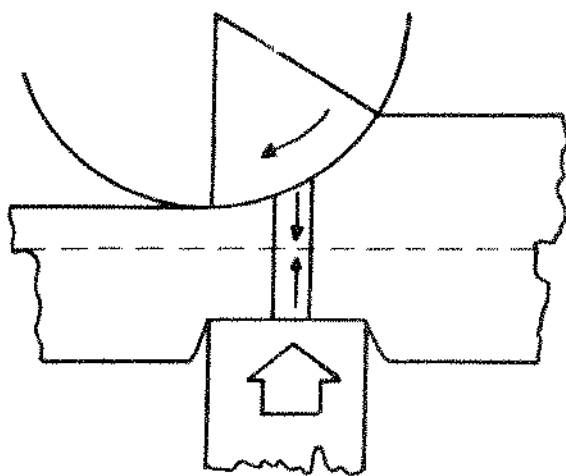


Fig. 2.7 - Comparação entre o processo de laminação e uma compressão simples

Na Fig.2.8 analisa-se o sentido das forças que agem durante a laminação. Neste tipo de processo, quando a tira entra nos cilindros, ela tem uma velocidade menor que a dos cilindros. Isto faz com que ela sofra um puxão no sentido do plano de saída, devido a força de atrito.

Na saída, quando a tira tem uma velocidade maior que a dos cilindros, a tira é freada pelas forças de atrito dirigidas para o plano de entrada e crescentes nesta direção, conforme mostrado na Fig.2.8 [34].

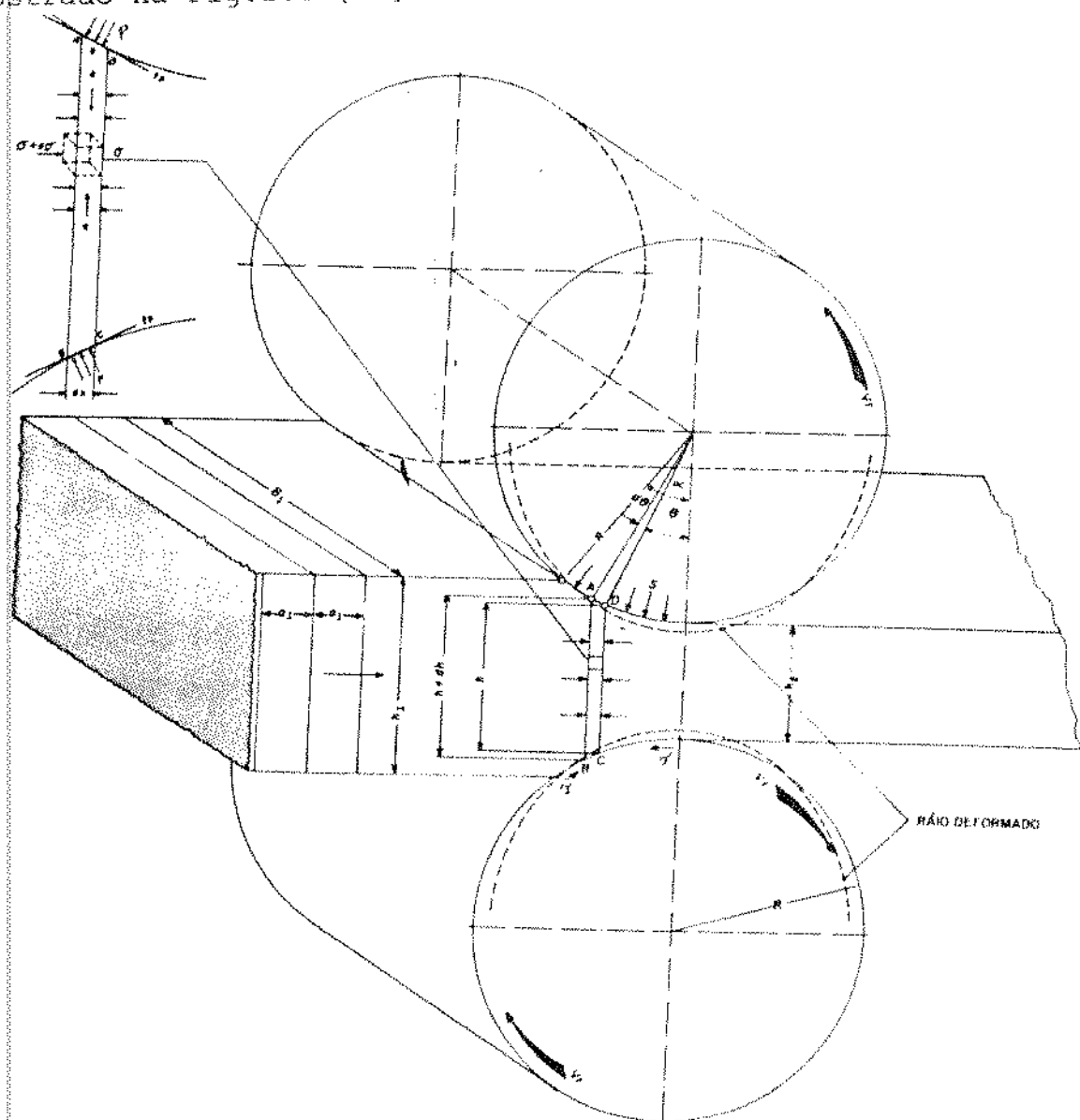


Fig.2.8 - Representação das forças na laminação

Na Fig. 2.9 apresenta-se as pressões atuando na tira. Estas pressões crescem até um valor máximo, devido a resistência da tira às deformações, desde os planos de entrada e saída até um plano, onde as forças de atrito se anulam e a resistência à deformação é máxima, pico da Fig. 2.9. Este plano, denominado de plano neutro, não coincide necessariamente com o plano mediano entre os planos de entrada e saída. Isto ocorre porque a força de atrito na entrada não é necessariamente igual à força de atrito na saída, devido a assimetria longitudinal do processo de laminação.

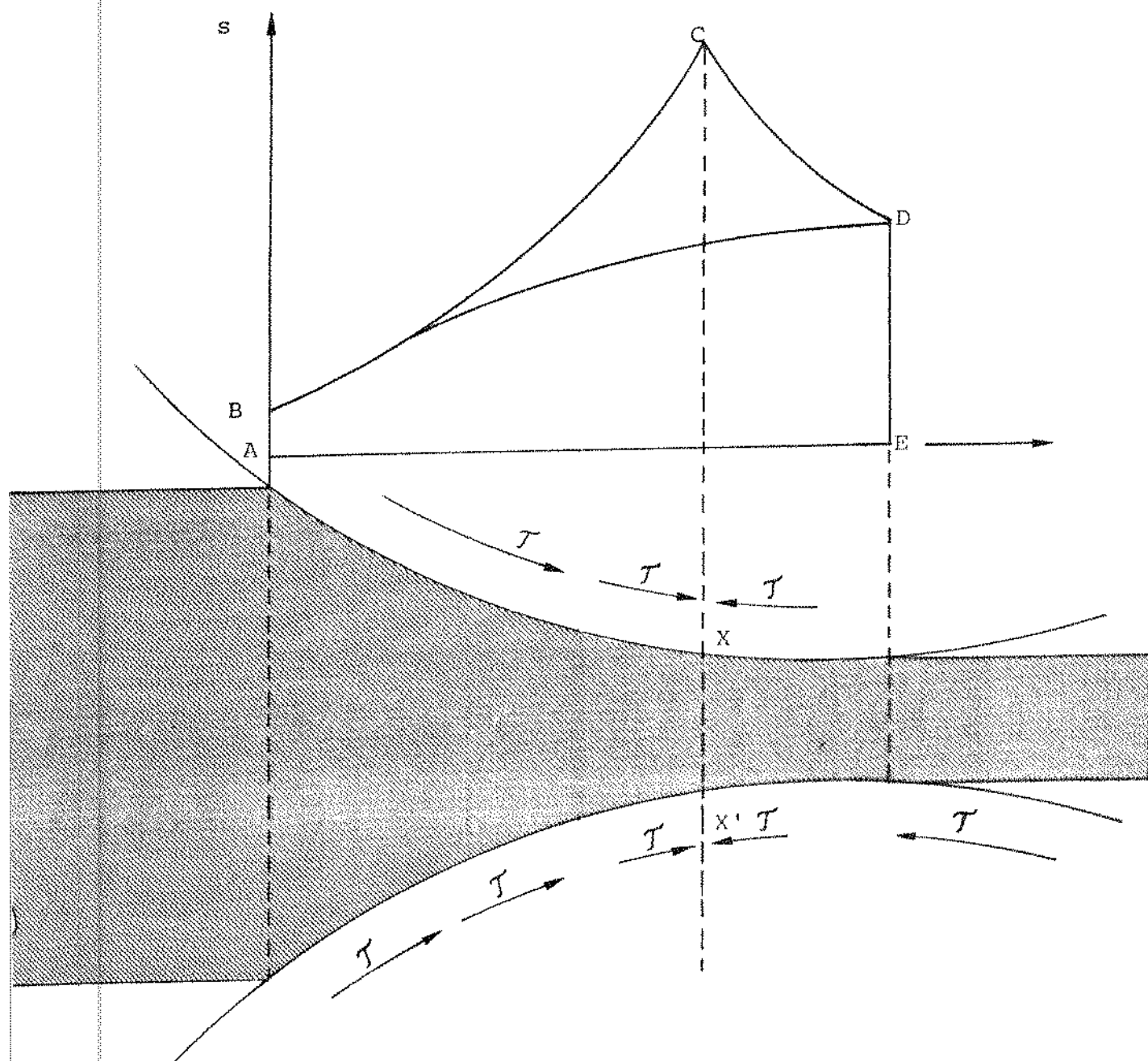


Fig. 2.9 - Distribuição de pressão na laminação

Da mesma forma que na compressão, na laminação obtém-se uma distribuição de pressão normal ao longo do arco de contato que é característico do processo de laminação. De acordo com a Fig. 2.9, a pressão é uma função crescente do plano de entrada até o plano neutro, e decrescente deste plano até o plano de saída. A área total interna à curva abcde representa a força resultante necessária para se vencer o atrito, e para se deformar o material. A área interna da curva abde representa a força necessária para se deformar homogeneamente a tira. Esta área reflete a resistência mecânica que o material desenvolve ao longo do arco de contato.

A área interna da curva bcd representa a força necessária para se vencer a tensão de atrito. Seu valor máximo é uma função do plano neutro, variando de acordo com a condição de atrito metal-cilindro, variação da espessura, lubrificação, raio e material do cilindro.

Para o cálculo da distribuição de pressão, analisada no Cap. 4. mostra-se que é necessário resolver uma equação de equilíbrio de forças horizontais agindo na interface cilindro-material. Devido esta equação de equilíbrio, tem-se que a pressão é uma função de

$$s = f(\bar{K}, \mu, \theta, h, R', h_2) \quad (2.34)$$

onde \bar{K} é a resistência à deformação média, μ coeficiente de atrito, θ ângulo de contato que determina a espessura h , R' raio deformado do cilindro, h_2 espessura de saída. A integração da distribuição de pressão por todo o arco de contato determina o valor da força a ser aplicada nos cilindros.

A força aplicada aos cilindros é uma função de diversos fatores que podem ser físicos ou relacionados com a estrutura dos metais.

Dentre os fatores físicos, destacam-se: atrito, espessura inicial, diâmetro e achatamento dos cilindros. Eles agem diretamente nas tensões que atuam na tira deformada, afetando a área bcd da Fig. 2.9.

Os fatores relacionados à estrutura dos metais são aqueles que afetam a resistência do metal à deformação, quais sejam:

encruamento do metal, temperatura, velocidade de deformação e resistência à deformação. Estes fatores afetam a curva de deformação homogênea, isto é, a área abd da Fig. 2.9.

As causas da variação da força e consequentemente da espesura da tira, são muito diversas: espessura não uniforme de entrada da tira, condições variantes da lubrificação durante a laminação, excentricidade dos cilindros, tensão da tira, aquecimento não uniforme da tira, deformação elástica e desgaste dos cilindros.

Considerando-se que a distribuição de pressão normal é constante ao longo da peça, tem-se que a força atuando nos cilindros é obtida integrando-se a pressão normal ao longo do arco de contato, isto é:

$$P = B \int_0^{\alpha} s \, d\theta \quad (2.35)$$

onde s é a pressão normal que atua na superfície de contato, função do ângulo de contato θ é do ângulo máximo de entrada α , B a largura da tira.

Na literatura [34,37] utiliza-se este procedimento para a laminação de produtos planos, onde normalmente a largura é dez vezes (ou mais) o valor da espessura da tira.

Tem-se assim que a força é uma função de:

$$P = f(h_1, h_2, h_N, T, \bar{K}, B, R', r, \mu, \theta) \quad (2.36)$$

onde h_N é a espessura no plano neutro e T a temperatura.

Os modelos para o cálculo da força serão analisados no Cap.

4.

A seguir, apresentam-se os cálculos do atrito, raio do cilindro, temperatura e resistência à deformação.

2.4.5. Atrito entre Cilindro e Tira

Pouco se conhece acerca da magnitude ou da variação do coeficiente de atrito ao longo do arco de contato ou na direção lateral, tornando-se necessário postular a existência de um coeficiente efetivo ao longo do arco. Em quase todas as análises efetuadas, os autores comumente consideram que o coeficiente de atrito é uniforme ao longo da superfície de contato.

Os efeitos de atrito que ocorrem na interface material - cilindro são pronunciados no processo de redução. É necessário haver atrito para haver transmissão de energia de deformação do cilindro para o material. Entretanto, atrito excessivo tende a reduzir a deformação e a aumentar as forças de laminação e torques, e pouco atrito resulta em deslizamento do cilindro ou a não deformação do material.

Na Fig. 2.8 apresenta-se a ação e o sentido da força de atrito no arco de contato. No plano neutro, como já descrito, a força de atrito é nula e muda de sentido.

Segundo Orowan [34], obtém-se atrito aderente quando o coeficiente de atrito μ é igual ou maior que a razão da metade da resistência à deformação na deformação plana da tira K , pela pressão normal de deformação s , ou seja:

$$\mu \geq \frac{K}{2s} \quad (2.37)$$

Quando a eq.(2.37) não é válida, tem-se atrito deslizante.

Pode-se explicar estas condições de atrito aderente e deslizante através da influência do atrito na velocidade. Com uma velocidade periférica dos cilindros maior que a velocidade de saída da tira, tem-se um baixo valor de atrito, ocorrendo escorregamento entre as superfícies. Com uma velocidade da tira na saída maior que a dos cilindros, obtém-se um grande valor de atrito. Isto faz com que ocorra um deslizamento a frente, devido a aderência da interface mais a velocidade de entrada da tira [18,34].

2.4.5.1. Parâmetros que Influenciam a Magnitude de Atrito

O atrito é uma função dos seguintes parâmetros:

$$\mu = f(T, \bar{K}, V_R, h_{fc}, L_n, R, r, \alpha) \quad (2.38)$$

onde T é a temperatura, Robert [46], \bar{K} resistência à deformação, Orwan [34], V_R velocidade periférica dos cilindros, Stone [45], Sims, Arthur [25], h_{fc} fator que representa a condição da superfície da tira e do cilindro, Whittan e Ford [46], L_n lubrificante de laminação utilizado, Thorp e Robert [36,47], Vojmovic [25], R raio do cilindro, Witt [25], r redução dada a tira, Bentz e Robert [47], α ângulo de contato, Robert [36].

Embora os valores dos coeficientes de atrito, em condições não lubrificadas como é a maioria dos trabalhos sobre o assunto, mostram-se insensíveis à variação de parâmetros, tais como redução e velocidade, eles parecem ter uma dependência pronunciada da temperatura [46].

Robert encontrou que o coeficiente de atrito aumenta com o aumento da temperatura. Resultados contraditórios foram encontrados por Ekelund que derivou o coeficiente de atrito do ângulo máximo de entrada, e por Gallai que derivou-o a partir do deslize a frente, ângulo de entrada e neutro. Ambos encontraram que o coeficiente de atrito diminui com o aumento da temperatura. Para Robert, os resultados encontrados por Ekelund e Gallai, são resultados de simplificações na geometria da abertura dos cilindros, mostrando que o coeficiente de atrito está relacionado basicamente às superfícies da tira e do cilindro, e na ausência de lubrificação externa, não dependeria do ângulo de entrada.

Tamano [48] observou que, com a diminuição do coeficiente de atrito, o plano neutro fica mais próximo do plano de saída, aumentando a área de deslize. Tais conclusões concordam com o trabalho de Kobayashi [49], que realizou medidas experimentais do coeficiente de atrito. Com $\mu = 0,3$ verificou que ocorre aderência, onde alta deformação não homogênea foi criada, significando que o atrito é um fator que influencia também a não homogeneidade da deformação.

Além de afetar a não homogeneidade da compressão, o atrito afeta também a resistência à deformação, que estabelece o limite superior no coeficiente de atrito, conforme eq. (2.37) [34, 50].

Outro fator que evidencia a influência do atrito nas condições de deformação plana e homogênea, é o aparecimento de zonas de restrição ao livre fluxo do material, provocada pela convergência das forças de atrito ao plano neutro. Como a deformação ocorre sem espalhamento lateral, ao aumentarem a força estas zonas fazem com que o material se deforme mais nas laterais que no centro, provocando o aparecimento de barrilhamento. Este fenômeno invalida a hipótese de deformação plana e homogênea [49, 50].

Investigando a relação coeficiente de atrito e espessura de saída, Okamoto e Ando [51] mostraram que o coeficiente de atrito aumenta com o aumento da espessura de saída. Gallai [46] também mostrou que o coeficiente de atrito diminui com o aumento da razão do comprimento do arco de contato pela espessura média.

Okamoto e Ando mostraram ainda que o coeficiente de atrito diminui quando a velocidade de laminação aumenta, e quando a carepa na superfície do material é grande [50]. Esta carepa age como pobre lubrificante, fazendo com que o atrito varie ao longo do arco de contato. Para Bentz e Robert, conhecendo-se o tipo e as propriedades dos lubrificantes utilizados é possível prever o atrito.

MacQueem [25] comparou um número de teorias de laminação e rejeitou o significado físico do termo atrito, e utilizou-o simplesmente como uma constante no cálculo de força. Esta é a forma mais comum de se utilizar o atrito [34, 37].

2.4.5.2. Cálculo da Força de Atrito

Quando duas superfícies em contato sob uma determinada pressão movem-se uma em relação a outra, tem-se uma resistência a este momento. Esta resistência é devido à uma resistência à deformação e ao atrito.

Determina-se a equação que fornece a força de atrito através da lei de Amontons [52] para superfícies rugosas:

$$\tau = A \bar{K}_0 \quad (2.39)$$

onde τ é força de atrito que age na projeção longitudinal da área real A de influência do atrito, \bar{K}_0 a tensão cisalhante de escoamento médio (resistência a deformação) necessária para vencer as junções de contato por arraste. Para pequenas forças sobre a superfície de contato, a área A depende somente da força normal s e da tensão de escoamento \bar{K} (característica do material) que pode suportar esta força normal s [52]. Assim, a força de atrito deve ser independente da área total ou aparente das superfícies de contato. Fazendo-se:

$$A = \frac{s}{\bar{K}} \quad (2.40)$$

e substituindo na eq. (2.39) acima tem-se:

$$\tau = s \frac{\bar{K}_0}{\bar{K}} \quad (2.41)$$

$$\tau = \mu s \quad (2.42)$$

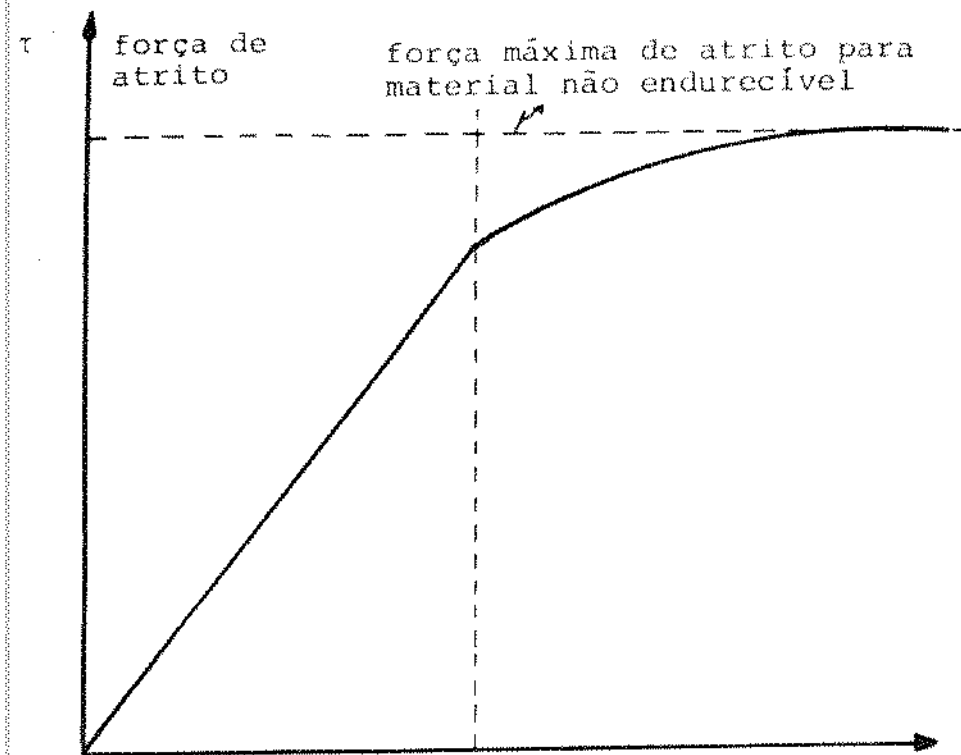
A constante $\mu = \bar{K}_0/\bar{K}$ denominado coeficiente de atrito, mostra que a força de atrito é diretamente proporcional a força normal s , e que o coeficiente de atrito é independente dela. Esta afirmativa é conhecida como lei de Amontons-Coulomb [52].

A equação acima $\tau = \mu s$, é válida somente quando a força normal s à superfície de contato é pequena.

À medida que a força normal à superfície aumenta, a área real de contato torna-se maior e aproxima-se do valor nominal, por que mais pontos de contato aparecem na superfície devido ao aumento da força. Esta aproximação é assintótica, porque a camada do material afetado pelo atrito torna-se mais resistente à deformação e, portanto, o contato torna-se cada vez mais difícil [53].

Na Fig. 2.10 de Shaw [52] vê-se que a força de atrito é diretamente proporcional a força normal s até determinado ponto, valendo a eq. (2.42). A partir deste ponto existe uma nova lei que ten

de a um valor limite. Isto é devido ao aparecimento de uma camada resistente de material afetada pelo atrito, em relação às camadas imediatamente inferiores, as quais mantêm uma capacidade maior para se deformar. Estas camadas inferiores se escoam em relação à camada superior de contato, promovendo o movimento relativo dos corpos em contato. A partir do momento em que o material começa a se escoar, a força de atrito dependerá fundamentalmente da tensão cisalhante de escoamento do material [53].



$$\tau = \mu S \leftrightarrow \frac{\tau}{A_r} = \tau_0 = \frac{\bar{K}}{\sqrt{3}} \text{ ou } \frac{\tau}{A_r} = \frac{K}{2}$$

Von Mises Tresca

Fig. 2.10 - Variação do atrito com o aumento da força normal à superfície de contato

A equação da força de atrito em unidade de força por área, a partir do ponto limite onde ocorre a não linearidade da eq. (2.42), é dada por:

$$\tau = B \bar{K}_0 = C \bar{K} \quad (2.43)$$

onde B e C são parâmetros que tomam como base as condições de escoamento, e \bar{K}_0 e \bar{K} são respectivamente tensões cisalhantes e normal de escoamento do material.

No caso deste trabalho, onde ocorre a deformação em estado plano, os parâmetros tomam valores determinados por critérios de escoamento, de Tresca ou de Von Mises, apresentados no Cap. 5:

a) critério de Von Mises:

$$\tau = \bar{K}_0 = \frac{\bar{K}}{\sqrt{3}} \quad (2.44)$$

b) critério Tresca:

$$\tau = \bar{K}_0 = \frac{\bar{K}}{2} \quad (2.45)$$

As equações da força de atrito (eq. (2.42), (2.44) e (2.45)), são utilizadas em todas as teorias desenvolvidas neste trabalho.

Quanto ao valor do coeficiente de atrito, comumente considera-se como um valor constante por todo o arco de contato. Existem poucos trabalhos na literatura sobre a determinação do coeficiente de atrito [31,46,54] devido a grandes dificuldades de medição e testes experimentais. Assim, todos eles apresentam equações empíricas, tais como as determinadas por Leigh [54], Robert [46]. Leigh baseado em análise de regressão, determinou que:

$$\mu = C + AR_t + BT + DV \quad (2.46)$$

onde A, B, C e D são constantes empíricas, R_t rugosidade dos cilindros, V velocidade e T temperatura da tira.

Robert, baseado em experiências entre limites de temperatura de 1200 a 2200°F determinou:

$$\mu = 2,7 \times 10^{-4} T - 0,08 \quad (2.47)$$

2.4.6. Raio do Cilindro

Durante o processo de laminação ocorre um achatamento dos cilindros devido a uma deformação elástica que seu material sofre sob a atuação de altas pressões. Este achatamento dos cilindros representado pela linha pontilhada da Fig. 2.8 ocorre numa região próxima ao ponto neutro, e em alguns casos, o arco de contato pode ficar plano nessa região, não provocando nenhuma deformação plástica na tira.

A deformação do cilindro provoca um aumento na superfície de contato metal-cilindro, alterando-se a distribuição de pressão e consequentemente a força aplicada.

Lueg e Pomp [38] desenvolveram experiências com duas chapas de aço de 2 mm de espessura reduzindo-as em 30%, em cilindros de 45 e 92 mm de raio. Eles obtiveram uma força menor em 80% com o cilindro de raio menor, obtendo uma redução de 44% na área de contato metal-cilindro.

De acordo com Keller [39], para um dado comprimento do arco de contato, o efeito da variação da forma dos cilindros na força total é pequeno, entretanto, variações no comprimento da superfície de contato podem produzir mudanças significativas na força.

Segundo Lahoti [40], a deformação dos cilindros na laminação da tira pode aumentar a força tanto quanto 15%. Segundo Jortner [41], 22% da força pode ser atribuída a deformação dos cilindros. Esta porcentagem pode ser tão alta quanto 50% para metais de alta resistência e de pequenas espessuras.

2.4.6.1. Cálculo do Raio Deformado do Cilindro

O valor da deformação do raio do cilindro é obtido através de processos iterativos, dado que a força é uma função do raio, e vice-versa.

Orowan [34] supõe a força conhecida através de experiências anteriores de laminação, e utiliza-a para o primeiro cálculo do raio deformado iniciando o processo iterativo.

Na literatura tem-se que o cálculo do raio do cilindro de formado é uma função de

$$R' = f(R, P, B, h_1, h_2, C) \quad (2.48)$$

onde R é o raio inicial cilindro, C é uma constante que representa as características do material, P a força e B a largura da tira.

As deformações dos cilindros, quando consideradas, são usualmente computadas pelo método desenvolvido por Hitchcock [38]. Seu trabalho é o mais largamente utilizado na literatura sobre a de formação dos cilindros [18, 33, 36, 37, 38, 40, 42, 43].

Ele faz uso da solução de Hertz para corpos elásticos em contato. Supõe-se que a distribuição da pressão é elíptica, e que o arco de contato permanece circular. A equação de Hitchcock [38], a qual fornece uma outra forma do raio, e que substitui a distribuição de pressão real sobre a superfície do cilindro por uma distribuição elíptica, dando a mesma carga total é:

$$R' = R \left(1 + \frac{2CP}{h_1 - h_2} \right) \quad (2.49)$$

onde C é uma constante que depende do material:

$$C = \frac{8(1 - \nu^2)}{\pi E} \quad (2.50)$$

onde P é a força por unidade de largura, ν a razão de Poisson, E o módulo de Young.

Os valores de C utilizados são os seguintes:

a) para cilindros de aço:

$$1,67 \times 10^{-4} \text{ m}^2/\text{ton} \quad [44]$$

$$3,45 \times 10^{-4} \text{ m}^2/\text{ton} \quad [37]$$

$$3,34 \times 10^{-4} \text{ m}^2/\text{ton} \quad [42]$$

b) para cilindros de ferro fundido:

$$1,91 \times 10^{-4} \text{ m}^2/\text{ton (a frio)} \quad [44]$$

$$3,5 \times 10^{-4} \text{ m}^2/\text{ton} \quad [44]$$

A utilização da equação de Hitchcock fica mais adequada, onde as pressões de laminação são baixas. Este método é válido somente se a distribuição de pressão entre cilindro e tira pode ser aproximada por uma elipse. Entretanto, segundo Jortner [41], a distribuição de pressão na tira correspondendo à deformação do cilindro ditada por esta equação não é elíptica e nem mesmo próxima.

Kobasa [25] apresentou uma evidência experimental usando fotografia de alta velocidade, sugerindo que o comprimento de contato real é maior que o calculado pela fórmula de Hitchcock.

Outros métodos de cálculo existem, a maioria deles métodos numéricos. Jortner e Hollman [41] aproximaram o perfil de pressão no arco de contato por um número finito de pequenos segmentos com distribuição de pressão uniforme. Timoshenko e Goodier [41] analisaram a tensão e o deslocamento em segmentos circulares do cilindro, com cargas concentradas aplicadas diametralmente. Entretanto, este método traz problemas de descontinuidade quando se passa de uma superfície a outra.

Jortner estendeu esta análise a cargas distribuídas, aplicadas diametralmente, de uma densidade ρ sob um pequeno ângulo 2α , como mostrado na Fig. 2.11.

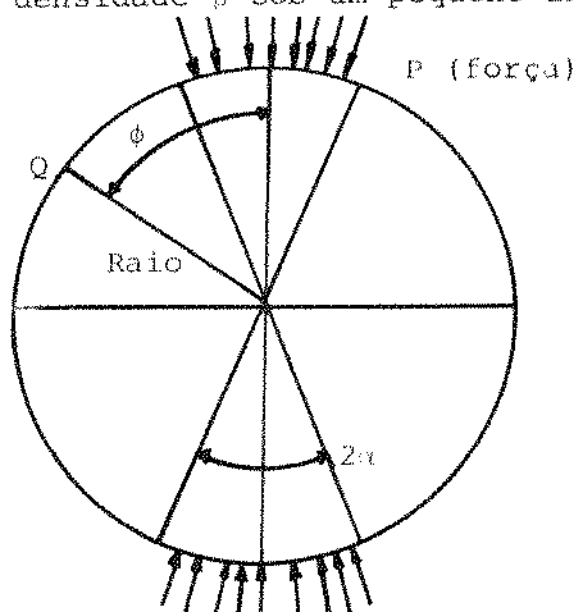


Fig. 2.11 - Cargas aplicadas diametralmente

Este método leva em consideração o efeito da deformação elástica e o da tensão aplicada a tira.

Robert e Stones [45] apresentaram equações alternativas para o arco, porém de precisão semelhante a Hitchcock, Sulton e Gessler [25] fizeram aproximações analíticas, removendo o problema do processo iterativo entre força e raio.

Das teorias acima, aplica-se a de Hitchcock, mais simples, mais utilizada na literatura e com pouco tempo de cálculo, onde se supõe pequenas pressões no arco.

2.4.7. Temperatura e Resistência a Deformação

O controle da temperatura inicia-se quando se mede a temperatura na última cadeira esboçadora. Com este valor, calcula-se a temperatura de entrada na primeira cadeira acabadora. Com a medida de temperatura na saída do laminador acabador, ajusta-se a velocidade do laminador para se obter a temperatura final especificada.

A velocidade determina a queda de temperatura no laminador, isto é, maior a velocidade de laminação menor a queda de temperatura e vice-versa. A variação de temperatura da tira é determinada separadamente para cada cadeira de laminação, através da perda de calor, por radiação, condução, convecção e ganho de calor, através do trabalho de deformação.

A temperatura é uma função da velocidade de laminação, aceleração, tempo para a tira alcançar a última cadeira, dimensão e composição da tira e redução.

No Cap. 6 mostra-se como estas variáveis influem no cálculo da temperatura da tira.

O conhecimento da temperatura da tira é de extrema importância para se determinar a resistência a deformação, parâmetro indispensável para o cálculo da força de laminação. A resistência a deformação é característica da constituição do aço, isto é, uma propriedade da estrutura cristalina do aço.

Valores da resistência a deformação são normalmente fornecidos antes do início da laminação para um determinado tipo de material. Estes valores são calculados em testes de laboratório ou através de equações empíricas, obtidas de experiências no laminador.

A resistência a deformação também é uma função da velocidade de deformação. Na laminação esta velocidade é variável, decrescendo do plano de entrada para o plano de saída [36]. No laminador a velocidade de deformação aumenta de cadeia a cadeia, enquanto a temperatura diminui e a resistência a deformação aumenta.

A velocidade de deformação é uma função de

$$\lambda = f(h, R', V_R, \lambda_d, T, h_f) \quad (2.51)$$

onde V_R é a velocidade periférica do cilindro, h_f a dureza do aço e λ_d o arco de contato projetado.

Devido ao fato de o encruamento ser desprezado na laminação a quente [34], tem-se que a resistência a deformação média do material durante a laminação é uma função de:

$$\bar{K} = f(T, \bar{\lambda}, \epsilon, r, A) \quad (2.52)$$

onde ϵ é a deformação do material, função logarítmica da razão da espessura inicial e final, r a redução e A um fator que expressa os fatores estruturais e químicos do aço.

Toma-se a resistência a deformação como um valor médio devido a sua variação no arco de contato, e devido a variação dos parâmetros que o influenciam, temperatura e velocidade de deformação.

Neste trabalho, considera-se para os cálculos que serão apresentados, um valor médio constante determinado por uma equação empírica, para a resistência à deformação, como demonstrada no Cap.5.

Daqui para a frente, denominar-se-á resistência à deformação de tensão de escoamento para deformação plana, termo comumente utilizado em aplicações siderúrgicas.

2.6. CONCLUSÃO

O set-up preditivo é utilizado com o objetivo de se obter uma estratégia de cálculo eficiente para a força agindo nos cilindros. O set-up tem a função de prever a força, ajustando a posição e a velocidade dos cilindros.

Neste trabalho obtém-se o modelo de set-up através de leis físicas adaptadas por observações experimentais. Procura-se obter modelos simplificados, bem como analisar a sensibilidade dos modelos aos parâmetros do processo. A maior flexibilidade, facilidade de modificação e a sua aplicação a todas as condições do processo, tais como dureza e dimensão do aço, justificam adotar o cálculo de modelos matemáticos, como o melhor esquema de set-up.

De acordo com o descrito neste capítulo, os modelos matemáticos a serem obtidos nos capítulos seguintes adotam as seguintes hipóteses básicas:

- i. o processo de laminação é assumido como sendo uma compressão simples.
- ii. a laminação é um processo de deformação plana, onde não ocorre espalhamento lateral.
- iii. a temperatura e a tensão de escoamento são constantes no arco de contato.
- iv. modela-se a deformação do cilindro através da equação de Hitchcock.
- v. o coeficiente de atrito é assumido constante no arco de contato.
- vi. a velocidade da tira é calculada a partir do fluxo de massa e da equação de deslize a frente, proposta por Orowan.

Com o objetivo de se determinar as condições de controle através de estudos off-line em modelos matemáticos, e de se tentar resolver os pontos mais críticos como a distribuição de pressão no arco, condições limites de atrito, distribuição de temperatura, analisar-se nos capítulos que seguem, modelos teóricos baseados em prin

cípios físicos e adaptados por observações experimentais, que são os mais consagrados na literatura devido suas hipóteses mais se a proximarem a casos práticos de laminação de tiras a quente.

Estes modelos, juntamente com as hipóteses básicas de raio deformado do cilindro, atrito, temperatura e tensão de escoamento constantes no arco de contato, são comparados entre si e com dados experimentais, de modo a se obter o modelo mais razoável juntamente com hipóteses mais próximas de casos reais, para se construir um algoritmo de controle para uma cadeia de laminação de tira a quente, apresentado no Cap. 7.

CAPÍTULO 3

MODELO DO PARAFUSO

3.1. INTRODUÇÃO

Conforme visto no capítulo anterior, a temperatura da tira decresce durante a laminação. A variação da temperatura altera o valor da tensão de escoamento e da força que age nos cilindros. Com a alteração da força a abertura entre os cilindros varia, acarretando oscilações na espessura de saída da tira.

Controla-se as variações na espessura da tira através de mudanças apropriadas na posição do parafuso, obtidas por reguladores de espessura locais [74], controladores antecipativos através de uma cadeira para outra, e correções adaptativas, quando se utiliza informação de uma tira para se adaptar posições do cilindro para outra tira de mesmo tipo de aço. As variáveis mais utilizadas na literatura para controle de espessura são a tensão da tira entre cadeiras [30] e a posição do parafuso [74,75,76,77]. Neste trabalho analisa-se somente este último tipo de controle da espessura, pois o controle da espessura através da tensão a carreta não uniformidade na largura (contraria a hipótese de não espalhamento lateral) e planicidade do material [74].

Para o controle da espessura através do ajuste de posição do parafuso, deve-se realizar inicialmente a calibração do parafuso, de modo a se obter a referência nula do parafuso e o módulo da cadeira, que indica o quanto a abertura dos cilindros varia com a aplicação da força.

A seguir, através de valores obtidos no set up, posiciona-se o parafuso do cilindro superior, com uma determinada força para se obter uma espessura desejada. Quando a tira entra na cadeira, ela força o cilindro superior para cima reagindo à aplicação da força alterando a posição inicial e a força aplicada aos cilindros.

Os valores da posição do parafuso são obtidos a partir da relação entre a posição inicial do parafuso fornecida pelo set-up, força aplicada nos cilindros e da elasticidade do laminador, isto é, diferença entre a abertura dos cilindros sem e com carga.

Neste capítulo, obtém-se um modelo matemático para se

prever a posição do parafuso, e analisa-se a influência das variáveis do processo na posição do parafuso.

Descrevem-se as características de deformação da cadeira e da tira, e as variações que ocorrem na espessura de saída da cadeira. Finalmente, analisa-se o modelo matemático do parafuso e as influências das variáveis do processo na espessura de saída.

3.2. DEFORMAÇÃO ELÁSTICA DA CADEIRA E DA TIRA

Nesta seção, descreve-se o método para a determinação da espessura de saída da tira laminada, bem como as características de deformação da cadeira e da tira.

O objetivo de controle de espessura é manter a abertura dos cilindros no valor especificado pelo set-up para aquela cadeira. Conforme a Fig. 3.1, a abertura dos cilindros sem carga é determinada através do posicionamento do cilindro superior, que juntamente com os cilindros de apoio e alojamento, constituem a estrutura básica da cadeira.

Quando se aplica uma força P no parafuso, o alojamento do cilindro desloca-se por uma quantidade ΔS . Assim a espessura de saída de uma cadeira é a soma da abertura inicial entre cadeiras do parafuso S_0 mais a deformação causada pela aplicação de uma força P , deformação esta denominada de elasticidade do laminador ϵ .

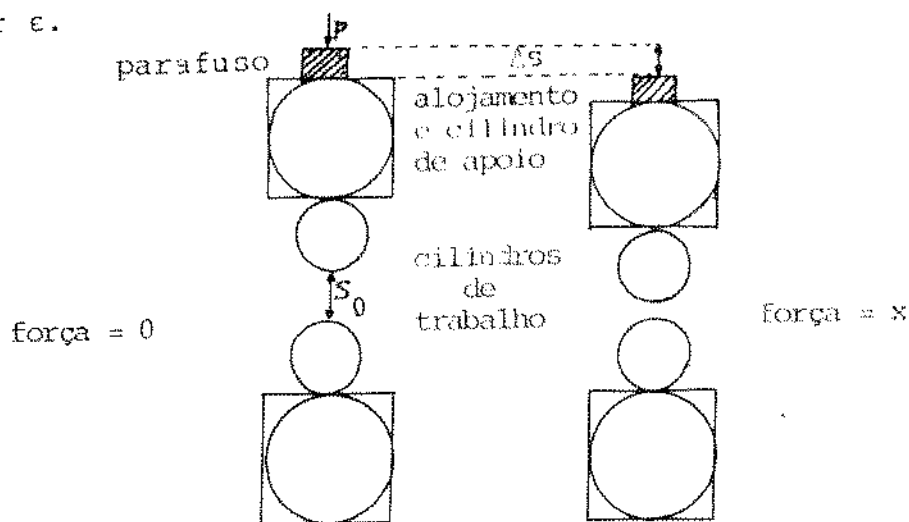


Fig. 3.1 - Elasticidade do laminador

As características de deformação da tira e da cadeira são determinadas a partir das seguintes hipóteses com relação à atuação do set-up [76].:

- Supõe-se que a quantidade de redução de espessura da tira é proporcional à força do cilindro.
- Supõe-se que a cadeira atua na região de deformação da tira, em que a razão entre a força P e o deslocamento vertical ΔS da cadeira é linear. Esta relação é denominada de módulo da cadeira, como mostrado na Fig. 3.2.

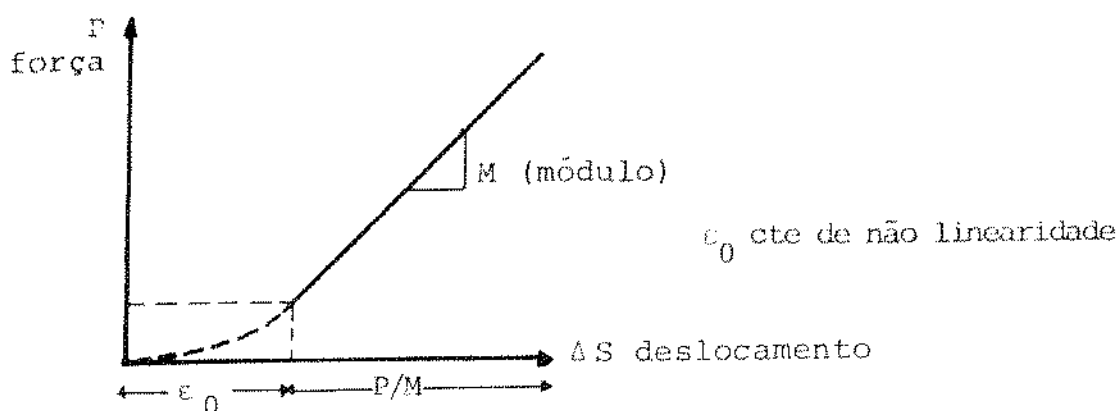


Fig. 3.2 - Relação entre força e deslocamento da cadeira

Na Fig. 3.3 apresenta-se a determinação da espessura de saída a partir da deformação que ocorre no processo da laminação.

A curva do lado direito, não linear e de inclinação desconhecida, representa a característica prevista da deformação plástica do material, enquanto que a curva tracejada representa as características reais. Esta curva é a hipótese do item "a" acima. A curva do lado esquerdo representa as características de elasticidade do laminador, P/M (hipótese "b" acima).

Na interseção das curvas, obtém-se o ponto no qual a

força exercida sobre a cadeira se iguala à força requerida para deformar a tira. Este é o ponto que determina a espessura de saída da cadeira.

Analisa-se a seguir como é obtida a espessura de saída como determinado pela Fig. 3.3.

Para reduzir a espessura de entrada h_1 a espessura de saída h_2 , o set-up prevê uma força dos cilindros P_p , e uma abertura dos cilindros sem carga S_0 . Pretende-se com a aplicação desta força no parafuso, com uma abertura S_0 correspondente, obter-se a espessura desejada. A evolução da diminuição da espessura com um aumento da força é vista na curva do lado direito, S_0 é a origem da curva do lado esquerdo, que é determinada experimentalmente para cada cadeira através de testes realizados na calibração, ponto A da Fig. 3.3. A calibração será vista na seção 3.3.3.

Devido a imperfeições dos modelos, ou uma diminuição da espessura de entrada h_1 , pode-se obter uma curva plástica de redução diferente da prevista, obtendo-se uma força medida P_M e uma espessura h'_2 diferente da prevista, ponto B da Fig. 3.3 [4].

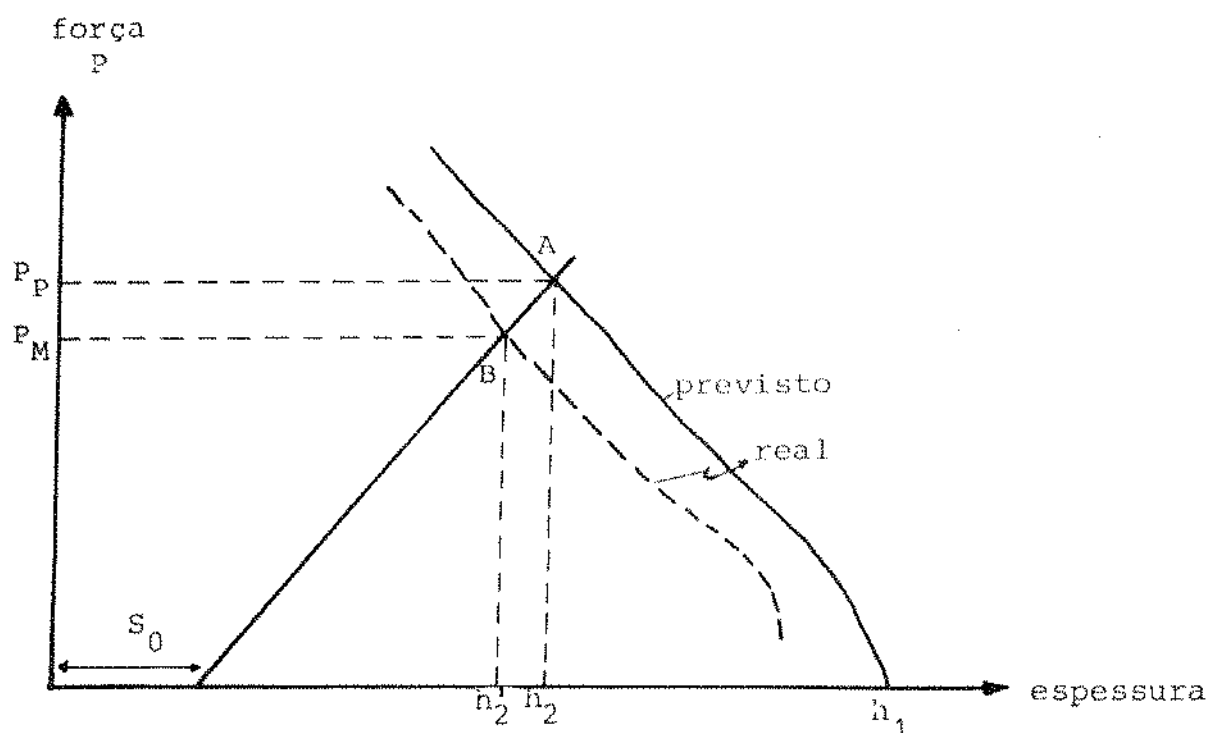


Fig. 3.3 - Determinação da espessura de saída

Esta diferença $P_M - P_P$ é compensada ajustando-se a abertura dos cilindros S_0 , neste caso abrindo os cilindros, de modo a fazer com que a espessura de saída real h'_2 se aproxime da espessura especificada h_2 .

Assim, a mudança líquida na força dividida pelo módulo da cadeia AP/M , tem que ser mantida igual ao movimento líquido do parafuso $-AS$. O sinal negativo representa o sentido inverso do movimento, negativo quando o movimento é para cima.

Durante a laminação, as condições de contorno variam: partes do laminador aquecem ou esfriam, cilindros se desgastam. Quando isto acontece, a inclinação da curva de deformação da cadeia (Fig. 3.2) permanece constante. Assim, para se levar em conta estes fatores, é necessário atuar na calibração dos cilindros, isto é, fazer uma adaptação do valor da abertura entre os cilindros, atuando em AS . Esta calibração é feita periodicamente, monitorando a espessura da tira com medidores de raios-X e recalibrando automaticamente os parafusos [78]. Se houver set-up on-line no sistema, compensações podem ser realizadas considerando-se variações na curva de redução do material, resultante de diferenças na espessura de entrada ou na temperatura.

Na Fig. 3.4 ilustra-se a relação destes parâmetros com a força e a espessura. Por exemplo, uma baixa espessura de entrada causará um deslocamento à esquerda da curva de redução do material (curva a), e uma baixa temperatura de entrada resultará numa grande inclinação (curva c). Em cada caso, um ponto de equilíbrio diferente será encontrado e, conseqüentemente, uma espessura diferente resultará.

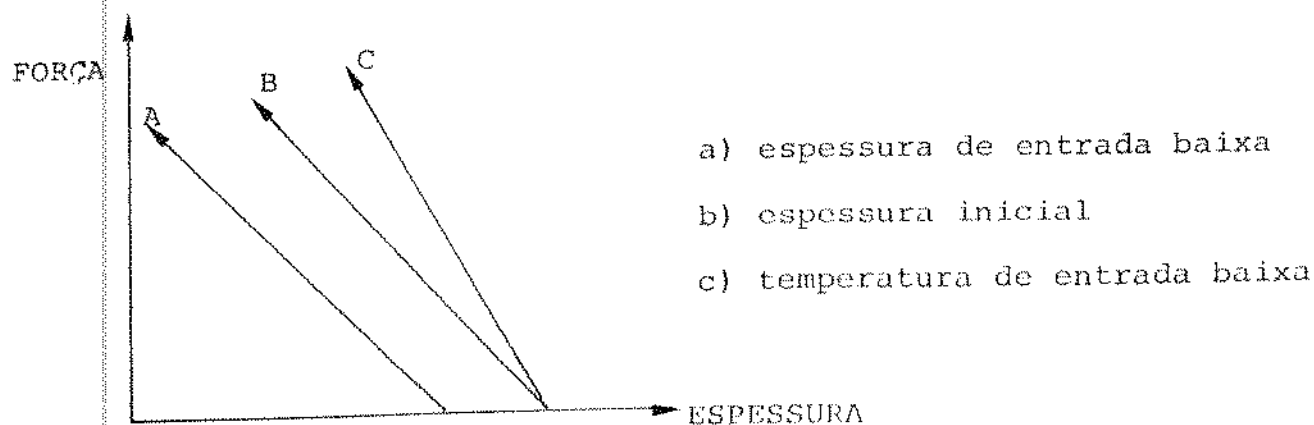


Fig. 3.4 - Curvas de redução

3.3. PARÂMETROS QUE INFLUENCIAM A DETERMINAÇÃO DA ESPESSURA DE SAÍDA

Como já foi descrito na seção anterior, durante a laminação ocorrem perturbações no sistema de posicionamento dos cilindros, que acarretam variações na espessura de saída. Um preciso conhecimento das variáveis que influenciam a espessura de saída é essencial para a avaliação dos métodos alternativos disponíveis para o ajuste da posição dos cilindros.

Da descrição da seção anterior, as variáveis que influem no processo são [74]:

- a) Posição dos cilindros sem carga
- b) Expansão térmica e desgaste dos cilindros de trabalho
- c) Módulo do laminador

Analisa-se a seguir como cada uma destas variáveis influenciam a espessura de saída.

3.3.1. Posição dos Cilindros sem Carga

A posição dos cilindros sem carga é a posição inicial dos cilindros, sem nenhuma força na cadeira, determinada pelo set-up.

O set-up posiciona o cilindro a partir de um zero de referência, obtido na calibração da cadeira, apresentada na seção 3.3.3.

Erros na posição inicial do parafuso fornecidos pelo set-up, estão diretamente relacionados com a precisão do sistema de regulação que posiciona os parafusos. Tem-se que estes erros ocorrem devido a [17,74,76,77,79]:

- a) Quando os cilindros são acionados a vazio, ocasionando alterações no atrito entre o cilindro de trabalho e de apoio, e

do filme de óleo nos mancais dos cilindros de apoio , função da viscosidade , temperatura do óleo e da velocidade dos cilindros, fazem com que a posição inicial do cilindro varie, aumentando suas influências conforme se aumenta a velocidade dos cilindros a vazio.

- b) Variação de temperatura nos cilindros entre uma passagem e outra da tira causam expansão térmica, desgaste e encurvamento nos cilindros, nos mancais e nos alojamentos da cadeira, acarretando alterações no raio e consequentemente na força e na espessura inicial da tira. Estes efeitos nos cilindros podem ser previstos através de medidas da força e compensados através do AGC [17].
- c) Set-up imprecisos. Para um dado set-up, a espessura de saída é uma função da espessura de entrada, dureza e condições da superfície. Sabe-se que variações na espessura da tira já ocorrem desde a sua saída do forno [76]. Estas imprecisões podem causar excesso de espessura no início da tira . Estes erros podem ser detetados por medições da força e compensados na posição dos parafusos pelo AGC [17].
- d) Diminuição do espaço entre os cilindros devido o impacto da tira na entrada da cadeira. Esta diminuição pode ser prevista como uma função da redução e da força dos cilindros.

Do descrito acima, vê-se a complexidade dos fatores que podem influenciar a posição inicial do cilindro, parâmetro importante no modelo do parafuso.

3.3.2. Expansão térmica e desgaste dos cilindros

Como visto na seção 3.3.1, variações de temperatura

e atrito nos cilindros causam expansão térmica e desgaste nos cilindros de trabalho. Estes efeitos causam variações contínuas na abertura dos cilindros, alterando o raio e a força, visto que o deslocamento axial do laminador é uma função da força que comprime o alojamento dos cilindros (Fig. 3.1), da deflexão do parafuso e do achatamento dos cilindros, todos estes fatores alterados pela expansão térmica e desgaste dos cilindros [79].

Para compensar estes efeitos, faz-se uma correção no ajuste do parafuso ou na calibração [21].

Mede-se a expansão e o desgaste dos cilindros para cada cadeira i , durante a passagem de cada tira através do laminador, através da diferença entre as espessuras fornecidas pelo modelo do parafuso e pelo modelo do fluxo de massa constante [80]:

$$d = S_{0i} + \left(\frac{P}{M} \right)_i - \frac{h_f v_f}{v_i} \quad (3.1)$$

onde S_0 é a abertura inicial entre os cilindros, P a força, M módulo da cadeira, h_f, v_f são a espessura e a velocidade finais da tira.

Os dois primeiros termos, referentes ao modelo do parafuso serão tratados na seção a seguir e o último termo referente ao fluxo de massa já foi visto no capítulo 2, seção 2.4.2.

Todas as variáveis da eq.(3.1) são mensuráveis, portanto, o valor d pode ser calculado diretamente.

3.3.3. Módulo da Cadeira [77]

O módulo da cadeira é definido como a razão entre a variação da força aplicada a uma cadeira e a variação da posição do parafuso, isto é, inclinação da curva da Fig. 3.5.

Determina-se o módulo da cadeira durante a calibração dos cilindros. A calibração é feita da seguinte forma: sem nenhum material passando entre a cadeira e com os cilindros operando a uma velocidade normal, faz-se uma aproximação dos cilindros até

que um determinado valor da força seja obtido, ponto A.

Em seguida, mover-se os cilindros a uma distância adicional ΔS_D , e repetem-se as medidas da força, ponto B da Fig. 3.5. Compara-se a mudança verificada na força em relação a uma mudança fixa no ajuste do parafuso para indicar a precisão do módulo, $\Delta P / \Delta S$. O valor do módulo obtido é utilizado como constante por várias corridas de laminação, até que novas medidas sejam realizadas e novos cilindros sejam colocados.

Durante este processo de cálculo do módulo determina-se também referências de velocidades, tomando-se medidas de velocidades para cada faixa analisada; e a excentricidade dos cilindros, detectando-se a variação na força, a cada vez que um grupo de leituras da força é realizado [20,81]. É importante conhecer valores de referência destes parâmetros para efeito de adaptação, visto que eles influenciam na abertura inicial do parafuso, seção 3.3.1 e 3.3.2.

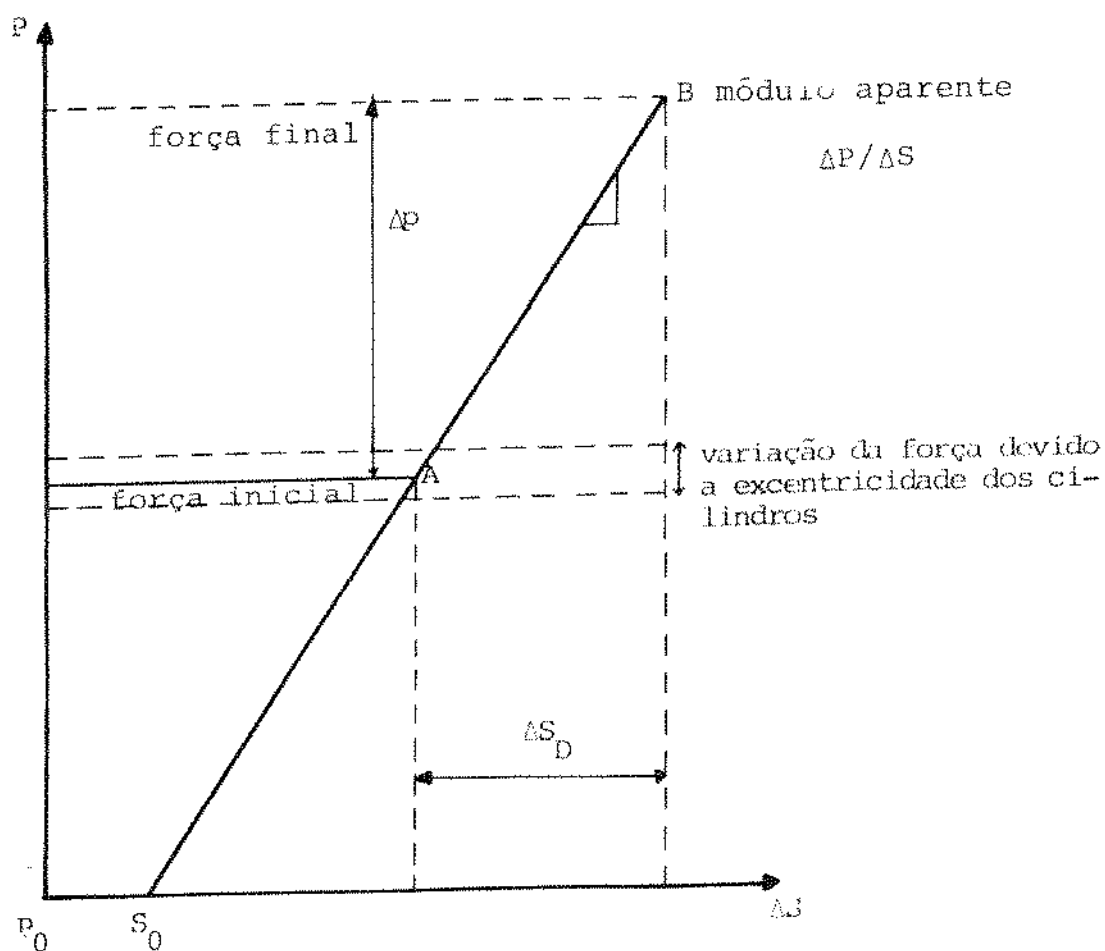


Fig. 3.5 - Calibração dos cilindros

O módulo tem um efeito importante na redução do material. Uma cadeia é como uma mola que produz uma força. Devido a construção da cadeia, a deformação total dela é a soma de um número de deformações separadas. E este fenômeno de mola, determina como estas deformações separadas acrescentam-se ao módulo total, a medida que a tira passa por entre os cilindros.

Na Fig. 3.6 apresenta-se um gráfico experimental (real) da força pela abertura real. Pode-se ver que o módulo pode ser suposto constante somente para valores de força maiores que 400 ton/mil*. Se a amplitude da força decresce, o módulo tende a diminuir.

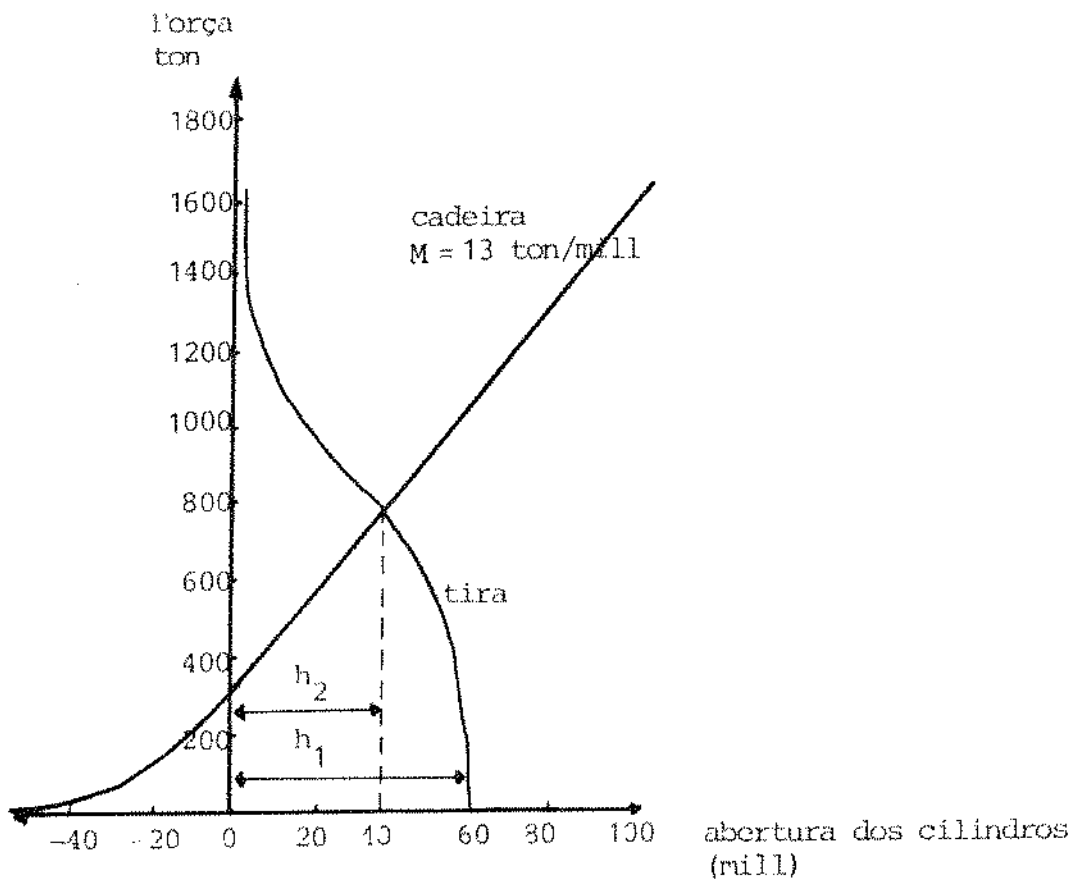


Fig. 3.6 - Resultado típico para uma cadeia com módulo = 13 Ton/mil .

* $\frac{1}{\text{mil}} = \frac{1}{1000}$

Variação no módulo da cadeia, resultante de um número de deformações separadas, ocorrem devido a não linearidade inicial da relação força e separação dos cilindros, do achatamento e encurvamento dos cilindros de apoio e de trabalho, choque e compressão da cadeia na entrada da tira e fenômeno de histerese [77].

Para valores elevados do módulo, acima de 50 ton [77], diminui-se o efeito de mudanças da força na espessura, e a estratégia de mudanças na abertura dos cilindros sem carga é mais eficiente. Isto atenua efeitos de fatores tais como espessura de entrada e dureza da tira na força de redução. Entretanto, altos valores do módulo acentuam outros fatores tais como excentricidade do cilindro de apoio, mudanças do filme de óleo e temperatura, que afetam a abertura dos cilindros sem carga e a espessura de saída. Assim, valores da ordem de 20 ton/mil a 30 ton/mil são de finidos na literatura como valores médios e comumente empregados.

3.4. MODELO MATEMÁTICO DO PARAFUSO

Pelo descrito na seção anterior, o controle da posição dos cilindros envolve o ajuste da abertura dos cilindros antes da laminação, resolvendo-se os modelos de set-up e o controle da abertura dos cilindros durante a laminação através do AGC, adaptação e malhas de realimentação da medida final [79].

Entretanto, para um controle preciso, existem alguns problemas [79]:

- a) a espessura absoluta depende dos modelos de set-up que fornecemos valores de referência. Variações na temperatura e na dureza do material causam desvios na força prevista pelo set-up.
- b) a resposta dinâmica do AGC e de outros métodos de controle não é o suficiente, devido a velocidade da linha.

Assim, variações na espessura entre uma tira e outra de

pendem dos modelos de set-up, e variações de espessura na tira dependem do AGC, que mantém a espessura da tira constante imediatamente após a tira ter entrado no laminador.

Tanto o set-up quanto o AGC agem na abertura dos cilindros ajustando a posição do parafuso, de acordo com um modelo matemático que representa o processo de aplicação da força, e a reação da tira à deformação imposta pelos cilindros. Este modelo matemático será analisado a seguir.

Wolf [74] expressou as magnitudes da abertura dos cilindros como segue:

A abertura do cilindro sem carga (s_u) é, de acordo com a Fig. 3.7;

$$S_u = S_0 + A_S \quad (3.2)$$

onde S_0 é a posição inicial do parafuso sem carga, e A_S é uma constante de calibração dos parafusos.

A abertura do cilindro depois que a tira entrou na cadeira é:

$$S_L = S_0 + A_S + \epsilon(P) \quad (3.3)$$

onde $\epsilon(P)$ é a magnitude da elasticidade da cadeira, visto na seção 3.2, Fig. 3.2, dado por:

$$\epsilon(P) = \epsilon_0 + \frac{P}{M} \quad (3.4)$$

onde ϵ_0 é a constante de linearização da elasticidade e M é o módulo.

A espessura de saída é a abertura total dos cilindros, logo tem-se que

$$h_2 = S_L \quad (3.5)$$

$$\text{ou} \quad h_2 = S_0 + \frac{P}{M} + A \quad (3.6)$$

onde A é uma constante dada por $A = A_S + \epsilon_0$. Geralmente este fator

A é substituído por um fator de adaptação baseado na eq.(3.1) [21,79].

Assim, a espessura de saída é a soma da magnitude da abertura do cilindro sem carga com a elasticidade da cadeia.

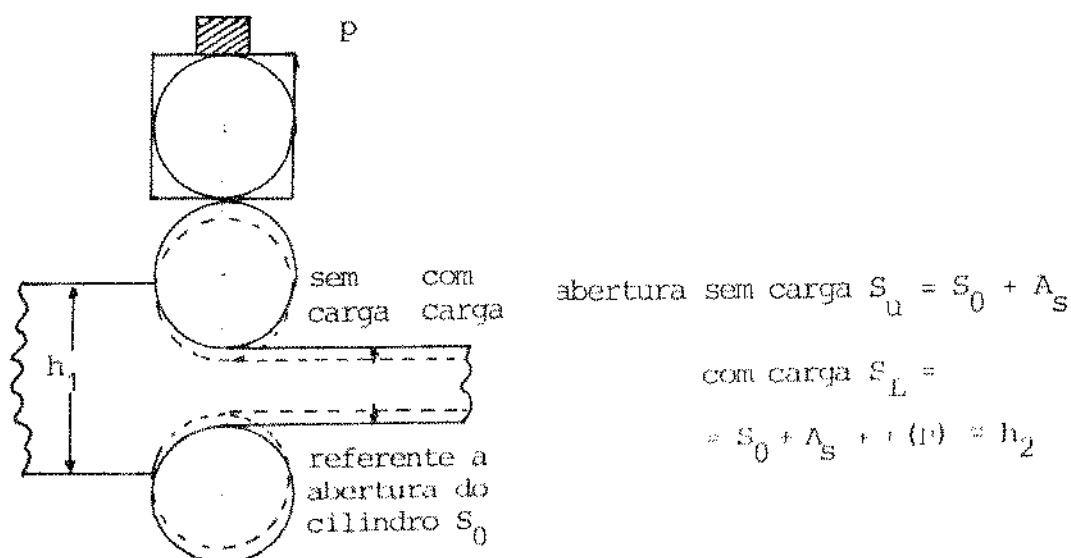


Fig. 3.7 - Diagrama esquemático da tira entre os cilindros de uma cadeia individual

Esta equação é a mais comumente utilizada na literatura [74,75,79] e a mais simples, existindo outras mais complexas, considerando as características físicas do material. Entre elas, Shaw [17] forneceu uma equação experimental mais completa e complexa. Trabalhando com a forma incremental, Shaw levou em consideração mudanças na força, posição do parafuso e dureza da tira, calculados para cada esquema de redução e largura. Levou em consideração ainda, mudanças na velocidade e desvios observados no medidor de raios-X.

A desvantagem de sua equação é o grande tempo de cálculo, maior esforço na obtenção de ganhos e na observação das variações que ocorrem durante a laminação, rápidas e não mensuráveis.

veis, como a espessura de saída de cada cadeira.

A equação utilizada neste trabalho segue a grande tendência dos trabalhos na literatura, que utilizam a eq.(3.6), devido a sua simplicidade.

3.5. SENSIBILIDADE DA ESPESSURA DE SAÍDA EM RELAÇÃO AOS PARÂME- TROS DO MODELO

A seguir analisa-se a influência das variáveis do processo na espessura de saída da tira numa determinada cadeira [74], com o objetivo de analisar a sensibilidade destas variáveis na espessura de saída.

Verifica-se a influência de cada parâmetro do processo na espessura de saída através da eq.(3.6).

Para tal, tem-se que a variação na espessura é dada pela eq.(3.7):

$$dh_2 = \frac{\partial h_2}{\partial S_0} dS_0 + \frac{\partial h_2}{\partial P} dP + \frac{\partial h_2}{\partial M} dM \quad (3.7)$$

O cálculo das derivadas parciais é obtido a partir da eq.(3.6) resultando:

$$dh_2 = dS_0 + \frac{1}{M} dP - \frac{P}{M^2} dM \quad (3.8)$$

Para que a variação na espessura de saída seja nula, utiliza-se a posição do parafuso como variável de controle, para compensar variações na elasticidade e na força, isto é:

$$dS_0 = - \frac{dP}{M} + \frac{P}{M^2} dM \quad (3.9)$$

Com a suposição de módulo constante durante a laminação tem-se que:

$$dh_2 = dS_0 + \frac{1}{M} dP \quad (3.10)$$

Na eq.(3.10) a variação da abertura inicial dS_0 é medida diretamente na cadeira.

Esta equação relaciona as variações da espessura de saída como uma função de outras variáveis do processo.

Como será visto no Cap. 4, mostra-se que a força é uma função da tensão de escoamento, espessura de entrada e de saída e temperatura. Assim, as variações na força são representadas como uma soma das mudanças das variáveis que a influenciam, tensão de escoamento (que representa a influência da dureza e temperatura do material), espessura de entrada e saída (que representam a redução).

Esta relação pode ser vista como segue:

$$dP = \frac{\partial P}{\partial \bar{K}} d\bar{K} + \frac{\partial P}{\partial h_1} dh_1 + \frac{\partial P}{\partial h_2} dh_2 \quad (3.11)$$

A partir das eqs.(3.10) e (3.11), pode-se analisar a sensibilidade da saída em relação às variáveis de entrada.

Combinando a eqs.(3.10) e (3.11), tem-se que:

$$dh_2 = \frac{M dS_0 + \frac{\partial P}{\partial \bar{K}} d\bar{K} + \frac{\partial P}{\partial h_1} dh_1}{M - \partial P / \partial h_2} \quad (3.12)$$

A partir da eq.(3.12) verifica-se que a espessura de saída aumenta quando os cilindros são levantados (dS_0 positivo), a tensão de escoamento e a espessura de entrada aumentam ($d\bar{K}$ e dh_1 positivos).

Entretanto, tem-se que o efeito destas variáveis é fortemente dependente da relação da força com a espessura de saída e do módulo da cadeira, representados no denominador da eq.(3.12):

$$M - \partial P / \partial h_2 \quad (3.13)$$

A seguir, relacionam-se as mudanças na posição inicial do parafuso e as mudanças resultantes na espessura de saída. Assumindo-se \bar{K} e h_1 constantes na eq.(3.12), tem-se:

$$\frac{ds_0}{dh_2} \approx 1 - \frac{1}{M} \frac{\partial P}{\partial h_2} \quad (3.14)$$

Esta relação varia frequentemente durante a laminação. Entretanto, é de grande valia estimá-la para se obter o limite de ação do regulador e requerimentos de resposta. Wolf [74] observou variações para $M = 15$ ton/mil, representados na Tabela abaixo. Vê-se que a faixa de variação de uma cadeira para a outra, -2,2 a -120 é grande.

cadeira	h_2 mils	B in	$\partial P / \partial h_2$ ton/mil	$\Delta S / \Delta h_2$
1	600	20	-2,2	$1,15_{M\bar{A}X}$
6	500	80	-120	$9_{M\bar{A}X}$

Tab.6.1 - Relação de variação de espessura de saída com força e posição do parafuso 1 mil = 0,001 in

A seguir, estima-se em que extensão uma variação na espessura de entrada é atenuada sem ação de regulação. Assumindo -se \bar{K} e S_0 constantes na eq.(3.12), tem-se:

$$\frac{dh_2}{dh_1} = \frac{\partial P / \partial h_1}{M - \partial P / \partial h_2} \quad (3.15)$$

Esta equação mostra que variações na espessura de saída sempre serão menores que variações na espessura de entrada. A atenuação varia de cadeira para cadeira devido a diferentes valores de M (de 5 a 20 ton/mil) e de $\partial P / \partial h_2$ de acordo com a Tab.6.1

A relação entre a variação da espessura de saída e a variação da força devido a tensão de escoamento é obtida assumindo-se S_0 e h_1 constantes na eq. (3.13).

$$\frac{dh_2}{dP_K} = \frac{1}{M - \partial P / \partial h_2} \quad (3.16)$$

onde dP_K é a mudança da força que resultaria se a espessura de entrada fosse mantida constante pela própria mudança no parafuso.

Sem ação de controle, a mudança na espessura de saída seria:

$$dh_2 = \frac{\Delta P_K}{M - \partial P / \partial h_2} \quad (3.17)$$

e a força para a nova espessura de saída é:

$$P_{\text{NOVO}} = P_{\text{VELHO}} + \Delta P_K + \frac{\partial P}{\partial h_2} \Delta h_2 \quad (3.18)$$

Vê-se que a variação da força devido a tensão de escoamento agiria na variação da força ∂P_K e na variação da espessura de saída relacionada a esta variação de força $\partial P / \partial h_2$.

Através da análise das relações obtidas acima, pode-se estimar a sensibilidade da influência de cada variável do processo na espessura de saída, de modo a se conhecer e ajustar a espessura de saída de forma adequada.

3.7. CONCLUSÕES

Com o objetivo de se obter um produto dentro das especificações, tem-se utilizado o controle no laminador de acabamento, embora a performance de outras unidades do laminador, em particular dos fornos de reaquecimento e em menor extensão do laminador

esboçador, sejam importantes. O controle no laminador de acabamento é feito de modo a se obter uma melhora na precisão da espessura ao longo do comprimento da tira.

Embora alguns sistemas de controle de espessura de saída no laminador de acabamento, façam uso parcial de tensão da tira entre as cadeiras, como um meio de controle, o princípio mais utilizado é o baseado no método BISRA, representado pela equação (3.6) onde se utiliza a medida da força do cilindro para se determinar a espessura de saída da tira.

A partir da espessura de saída especificada para uma cadeira, o set-up determina a abertura dos cilindros através da aplicação de uma força, calculada por um modelo matemático. Quando a tira atravessa a cadeira, o AGC mede a força e a abertura dos cilindros, determinando a espessura de saída. Se há desvio da espessura especificada, há uma correção na abertura dos cilindros.

Podem-se atribuir o sucesso deste sistema representado pela eq. (3.6), ao desenvolvimento de medidores seguros e precisos da força e da abertura dos cilindros.

Embora os sistemas de regulação local, AGC, sejam independentes do computador, a precisão da espessura para os primeiros um ou dois metros da tira é muito dependente da qualidade do modelo utilizado no set-up, para ajustar as condições iniciais do laminador, em termos das velocidades das cadeiras e aberturas dos cilindros sem carga. E este modelo do parafuso é fortemente dependente da precisão do cálculo do modelo de força dos cilindros.

Assim, um set-up preciso é dependente do sistema de posicionamento do parafuso, da repetitividade do módulo do laminador e da predicabilidade da força de separação dos cilindros requerida para fazer uma certa redução [20,81].

Um sistema que combine uma medição precisa da força com sistemas de posicionamento do cilindro de alta resposta, permite ajustar o módulo do laminador sobre uma grande faixa, de modo a aumentar ou diminuir ativamente o valor do módulo, alterando-se assim as características do laminador. Pode-se ainda ajus

tar a inclinação da curva de elasticidade do laminador durante a laminação, visto que sempre se utiliza o valor da inclinação da curva de elasticidade determinada com o laminador a vazio [76] . É importante observar que somente ajustes no módulo não resolvem o problema de se obter uma espessura ideal de acabamento, entre tanto, um ajuste propriamente feito permite melhorar os resulta dos finais.

É difícil de justificar grandes gastos para se melho rar ainda mais a precisão da espessura, embora ainda haja grandes diferenças na espessura, quando da soldagem dos terminais das bo binas para o trabalho a frio.

Pode-se obter melhoras em um sistema de posicionamento do parafuso mais sensível, com reguladores de velocidade das má quinas de maior resolução, operação de reguladores locais entre cadeiras e maior precisão nos modelos matemáticos para o cálculo da força. A precisão dos modelos utilizados para o ajuste de es pessura é dependente da informação correta fornecida da tensão de escoamento (dureza), e de temperatura imediatamente a frente da primei ra cadeira. Pode-se obter um melhor valor previsto da tensão de escoamento com uma maior precisão na medida da força, juntamente com informação de uma análise mais detalhada do material como da dos de entrada no set-up. Reduz-se o erro na previsão da tempera tura eliminando-se a formação de carepa e poluição atmosférica , que dificultam medidas precisas da temperatura da placa, imedia tamente antes dela entrar no laminador acabador.

Independente da possibilidade de se desenvolver mode los mais precisos, há uma contínua necessidade de se melhorar técnicas de controle adaptativo através do uso de malhas de rea limentação de dados medidos de espessura e temperatura [6].

CAPÍTULO 4

MODELOS MATEMÁTICOS PARA O CÁLCULO DA FORÇA NOS CILINDROS

4.1. INTRODUÇÃO

Como descrito no capítulo anterior, o cálculo da abertura dos cilindros para se obter a espessura de saída dentro dos limites especificados pelo set-up, depende da estimativa precisa da força a ser aplicada em cada cadeia do sistema de laminação de tiras a quente.

Na literatura, verifica-se que a maioria dos esforços de modelamento para o set-up, concentra-se no cálculo da força dos cilindros, que representa toda a dinâmica de deformação numa cadeia.

Neste trabalho, apresenta-se inicialmente um histórico das teorias de laminação iniciando-se com o desenvolvimento de Von Karman, Siebel, Ekelund e outros [56], Orowan [34], e as teorias que simplificaram o desenvolvimento de Orowan, Sims [37], Denton e Crane [44].

Mostra-se que a teoria de Orowan é a que realiza as hipóteses simplificadoras mais coerentes com a realidade. Apresenta-se um estudo detalhado desta teoria, visto que ela constitui a base das outras teorias desenvolvidas neste trabalho.

As teorias desenvolvidas após o trabalho de Orowan procuraram simplificar os cálculos dessa teoria, realizando hipóteses simplificadoras sobre a condição de atrito e a deformação do material, como descrito a seguir:

- i. Teoria de Sims [37]. Atrito aderente por todo o arco de contato.
- ii. Teoria de Elkalay e Sparling [50]. Atrito aderente e deslizante, utilizando a teoria de Sims para a região de aderência e a teoria de Bland e Ford para a região de deslize.
- iii. Análise de Denton e Crane [44], adaptaram a teoria de Elkalay e Sparling, de modo a considir a não homogeneidade de deformação variável na região de deslize..

Todas as teorias analisadas supõem que durante a lami

nação não ocorre espalhamento lateral, isto é, a laminação ocorre com um material cuja largura é pelo menos de 10 a 30 vezes maior que a espessura.

Obtém-se neste capítulo modelos matemáticos para o cálculo da força com objetivos do set-up, que exigem pouco esforço computacional e apresenta resultados próximos dos valores experimentais.

4.2. REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

Nesta seção apresenta-se uma breve revisão das teorias de laminação disponíveis, e das técnicas utilizadas na solução destas teorias. Não se pretende obter uma revisão completa de todas as teorias de laminação desenvolvidas durante as últimas décadas, pois várias suposições são cobertas por vários artigos que tentam obter um modelo matemático preciso para o cálculo de força, com o objetivo de aumentar a qualidade do produto e diminuir os custos de produção.

Os seguintes problemas são encontrados na formulação de uma boa teoria para o cálculo da força [56]:

- i. determinação da distribuição de pressão no arco de contato.
- ii. determinação das condições limites do processo de laminação, visto que não existe meios de investigação direta das condições de contato entre tira e cilindro. Isto implica que:
 - a) conhece-se parcialmente os limites de integração das equações diferenciais. Desconhece-se a priori as condições das superfícies das partes rígidas e plásticas do metal no lado de entrada e de saída do arco de contato.
 - b) as condições de contorno são do tipo misto, isto é, condições de tensão são definidas em algumas

partes do limite, e condições de velocidade em outras.

- c) devido ao desconhecimento do comportamento físico do metal no arco, desconhece-se precisamente a distribuição de tensão no arco de contato.
- d) admite-se a hipótese de deformação plana para algum ponto suficientemente distantes das laterais, isto é uma consequência de se supor que o espalhamento lateral total do produto é praticamente nulo [34,37,56].

Analisa-se a seguir uma gama de teorias de laminação, cuja distinção maior entre elas é a condição de atrito, isto é, atrito deslizando, aderente e misto.

4.2.1. Precursos da Teoria de Laminação

Dentre os precursos da teoria de laminação podem - se citar; Prandtl (1923), Siebel (1924), Van Karman (1925), Ekelund (1933), Tselikov e Nadai (1939), Sachs e Klinger (1947) [56]. Produziu-se através desta escola vários trabalhos teóricos e experimentais destacando-se Orowan e Pascoe (1946) e Tselikov (1958) [25, 26]. Os modelos desenvolvidos por estes pesquisadores para o cálculo da distribuição de tensão, têm as seguintes hipóteses simplificadoras:

- i. O produto é constituído de segmentos planos, significativamente pequenos, que após passarem entre os cilindros, permaneciam planos. Estes segmentos eram vistos como perpendicular à direção de laminação e submetidos a um estado de tensão, constituído somente de pressões normais entre os segmentos vizinhos sem tensões cisalhantes. Assim considera-se a deformação plástica dos segmentos como deformação homogênea (Siebel e Von Karman).

- ii. A laminação é simétrica.
- iii. A temperatura do produto na abertura entre os cilindros é uniforme.
- iv. A velocidade de deformação é suposta constante. A tensão de escoamento permanece constante por todo o arco de contato (Siebel e Von Karman).
- v. Supõe-se que o metal comporta-se identicamente sob tensão e compressão. Isto implica a validade do critério de plasticidade de Von Mises, que será descrito no Cap. 5, seção 5.3.
- vi. Supõe-se que o produto laminado é homogêneo, isotrópico, visto como meio contínuo, um corpo rígido perfeitamente plástico, isto é, encruamento zero. Aplica-se as leis de plasticidade de Von Mises conforme descrito no Cap. 5, seção 5.3.
- vii. A tensão de escoamento é independente de velocidade de deformação.
- viii. O cilindro é um corpo rígido, circular por toda a deformação, isto é, ele não se deforma elasticamente ao longo do arco de contato.

Além dessas hipóteses consideradas por esta escola, outras hipóteses particulares de cada autor são importantes. Von Karman [25,26] assumiu a deformação plana e atrito deslizante no arco de contato (lei de Coulomb), Ekelund [25,29,34,38] analisou as forças entre os cilindros considerando atrito aderente no lado de saída e atrito deslizante no lado de entrada do arco de contato. De modo a simplificar a solução, Trinks e Tselikov [25] propuseram soluções gráficas, substituindo o arco de contato por duas cordas [57].

Todas estas teorias eram simples, porém com o grande número de hipóteses descritas acima, tornaram-se imprecisas [56].

4.2.2. Teoria do Atrito Misto de Orowan

Um importante avanço foi dado com a teoria de Orowan (1943) [34] que considerou hipóteses realistas na laminação, de modo a se obter uma solução precisa. Ele eliminou as seguintes hipóteses restritivas assumidas nas teorias do item 4.2.1.

- a. A alínea i contradiz a equação fundamental de equilíbrio físico [56]. Vê-se a deformação como não-homogênea.
- b. A tensão de escoamento não é constante no arco de contato, pois ela varia com a temperatura e velocidade de deformação (alínea iv).
- c. A condição de atrito no arco de contato ocorre com o deslize no início e no final do arco de contato, com uma região de aderência na parte central do arco.

Além disso, Orowan considerou os cilindros como rígidos (alínea viii), e desprezou as equações de deslocamento na determinação da tensão [Hill & Lee].

A teoria desenvolvida por Orowan resultou em equações complexas sem solução analítica. Orowan desenvolveu um método gráfica para a computação numérica de solução para um dado conjunto de condições.

4.2.3. Simplificações à Teoria de Orowan

Muitos trabalhos surgiram com o objetivo de se obter uma solução analítica e computacional (Hockett [58] e Colton e Rees [25]) levando-se em conta a deformação dos cilindros.

O trabalho de Orowan foi valorizado devido às simplificações introduzidas por Bland e Ford [59], Sims [32] e Hockett [58] (obtenção de solução analítica). Bland e Ford simplificou o trabalho de Orowan considerando a compressão como homogênea e

atrito como deslizando somente, aplicando estas condições para a análise da laminação a frio, onde estas hipóteses são válidas.

Outras simplificações foram consideradas por Hill [25] que obteve uma solução analítica desprezando a tensão da tira no arco de contato. Hesselberg & Sims [25] e Larke [38] forneceram correções de modo a permitir o uso da tensão da tira. Sims [37] simplificou a teoria de Orowan para a laminação a quente, supondo atrito aderente, tensão de escoamento médio constante por todo o arco de contato e pequenos ângulos de contato. Além disso, Sims considerou a deformação dos cilindros utilizando a teoria de Hitchcock [38].

Ford, Ellias e Bland, Bland e Sims, Lianis e Ford [56] fizeram modificações na teoria de Bland e Ford, levando-se em conta as contribuições do arco de contato elástico na entrada e saída, supondo variante a tensão de escoamento no arco de contato [60]. Cook, McCrum [61], baseado nas combinações de relações teóricas desenvolvidas por Sims e resultados experimentais, encontrou resultados próximos dos reais sobre faixas de valores de deformação, velocidade de deformação e temperatura. Entretanto, este método não é útil para controle on-line porque Cook e McCrum representou suas funções graficamente válidas para faixas pré-determinadas, sendo necessário interpolações e extrapolações para cálculos finais [31].

Todas estas teorias baseiam-se na análise da barra, isto é, elas analisam o equilíbrio de seções finas verticais, perpendiculares a direção de laminação, resolvendo-se equações diferenciais para a distribuição de pressão.

Numerosas teorias para o cálculo da força têm surgido após o trabalho de Sims, entre eles Ford e Alexander (1963) [42], Elkalay e Sparling (1968) [50], Helmi e Alexander (1969) [64], Alexander (1972) [60] e Denton e Crane (1972) [44].

4.2.4. Teoria do Campo da Linha de Deslize

Dos autores mencionados acima, Ford e Alexander [42],

assim como Troost e Potaptikin tentaram eliminar as hipóteses res_ tritivas das teorias fundamentadas em Orowan, utilizando o recur_ so do campo da linha de deslize, inicialmente analisado por Ale_ xander [62]. Esta análise tem aberto um novo capítulo nas inves_ tigações téóricas de laminação [42,62,63,65,66,67].

O campo da linha de deslize, são campos de linha de ten_ são de cisalhamento máxima, visto que as condições de deformação plana prescrevem deformação nula sobre as linhas de deslize. Ca_ da linha é um elo rígido com uma velocidade imagem de deformação. A velocidade é construída sobre um hodógrafo que precisa ser com_ patível com as condições conhecidas do limite de velocidade. Um campo de deslize e um hodógrafo compátivel tem sido resolvido pa_ ra condições limites de tensão, de modo a se obter informações mais realistas sobre a abertura dos cilindros, visto que esta teo_ ria baseia-se nas linhas de deformação metalúrgica do material. Sua maior deficiência é que o histórico da deformação, encruamen_ to, anisotropia e variação da tensão de escoamento não são consi_ derados. Entretanto, todas as outras teorias tem esta deficiência.

4.2.5. Solução Algébrica do Atrito Misto

De modo a considerar atrito misto com solução analíti_ ca, Elkalay e Sparling [50] combinou as teorias de laminação de Sims e Bland e Ford, utilizando-as para a região de aderência cen_ tral no arco de contato, e para a região de deslize, no início e fim do arco de contato, respectivamente, com a suposição de não- homogeneidade constante.

Denton e Crane [44] da análise da teoria de Elkalay e Sparling, e mais particularmente de Bland e Ford mostrou que a não-homogeneidade da deformação variava em função da pressão e do atrito. Esta análise parece mais realista na teoria de lamina_ ção baseada em Orowan.

Quanto aos métodos de resolução das equações diferen_ ciais, além dos métodos clássicos como acima, surgiu mais recente_ mente o método das diferenças finitas [49], originado do campo

da análise estrutural. Este método tornou-se uma ferramenta útil na análise de problemas de material elástico-plástico, Tamano [48], rígidos plásticos, Shina [49], distribuição da temperatura e distribuição de pressão, Lahoti [40].

A aplicação dos métodos das diferenças finitas divide o interior da tira e a superfície do cilindro em volumes elementares, por meio de uma grade tridimensional. Cada volume resulta numa equação diferencial ordinária acoplada às deformações (ou temperatura, tensão de escoamento, raio) dos volumes vizinhos. Estas equações são então discretizadas no tempo, resultando num conjunto de equações algébricas, denominadas equações de diferença.

Para viabilizar a teoria de laminação várias simplificações foram realizadas, tornando difícil encontrar a fonte de discrepâncias entre os numerosas simplificações. Torna-se necessário atenuar as exigências da extrema simplicidade e procurar dar um tratamento suficientemente geral e preciso do problema, relacionando as condições diárias de laminação. Assim, um considerável volume de trabalhos tem-se dedicado a verificação experimental das teorias de laminação através de Stewartson [70], Sims e Wright [68], Wallquist [69], Lenard [71] e Murthy e Lenard [72] entre outros, concluindo-se que nenhuma das teorias presentes fornecem a priori valores numéricos exatos da força. Apesar de tudo, estas teorias fornecem leis formais que qualitativamente descrevem o efeito de vários parâmetros [56].

Destas teorias, analisam-se a seguir as teorias de Orwan, Sims, Elkalay e Sparling e Denton e Crane, de modo a mostrar o desenvolvimento das equações de laminação e suas hipóteses básicas com relação a atrito e tensão de escoamento.

4.3. MODELO MATEMÁTICO DE OROWAN [34]

Apresenta-se nesta seção as hipóteses e o desenvolvimento matemático da teoria de Orwan.

4.3.1. Considerações Iniciais e Hipóteses

A teoria de Orowan [34] é uma teoria aplicável tanto para a laminação a frio quanto para a laminação a quente, contanto que as quantidades físicas básicas, tensão de escoamento e coeficiente de atrito sejam conhecidos.

Esta teoria teve como primeiro objetivo evitar todas as simplificações matemáticas anteriormente utilizadas no tratamento teórico da laminação, de modo a se obter uma maior precisão no cálculo da força dos cilindros. As simplificações evitadas foram vistas no item 4.2.2.

As seguintes hipóteses foram assumidas por Orowan:

- i. No processo de deformação ocorre a não-homogeneidade da distribuição de tensão. Esta não-homogeneidade foi utilizada dos resultados de Prandtl e Nadai.
- ii. A tensão de escoamento é uma função da velocidade de deformação, deformação e temperatura, sendo que a velocidade de deformação é a que mais influencia a tensão de escoamento.
- iii. A tensão é constante na vizinhança da seção transversal de um segmento de tira comparável a sua altura. A distribuição de tensão sob a seção transversal independe de valores da tensão de escoamento nas partes mais distantes do arco de contato.
- iv. Sempre que a variação do atrito, representada pela pressão normal do cilindro pelo coeficiente de atrito exceder a tensão cisalhante de escoamento, conforme será demonstrado na seção 5.3.1, o atrito entre cilindro e tira será o valor máximo, isto é, a tensão cisalhante necessária de escoamento do material.
- v. Ocorre atrito deslizante e aderente no arco de contato.
- vi. O cilindro é visto como um corpo rígido, isto é, ele não se deforma elasticamente ao longo do arco de contato.

4.3.2. Desenvolvimento Matemático

4.3.2.1. Cálculo da equação de equilíbrio

Para se obter a condição de equilíbrio de um segmento vertical da tira entre os cilindros, considera-se uma seção limitada por duas superfícies cilíndricas, cujas interseções com os cilindros são sempre pertencentes a um mesmo plano vertical. Estas superfícies são cilíndricas, pois são geradas por linhas retas, paralelas ao eixo dos cilindros. Um corte destas superfícies é mostrado na Fig. 4.1.

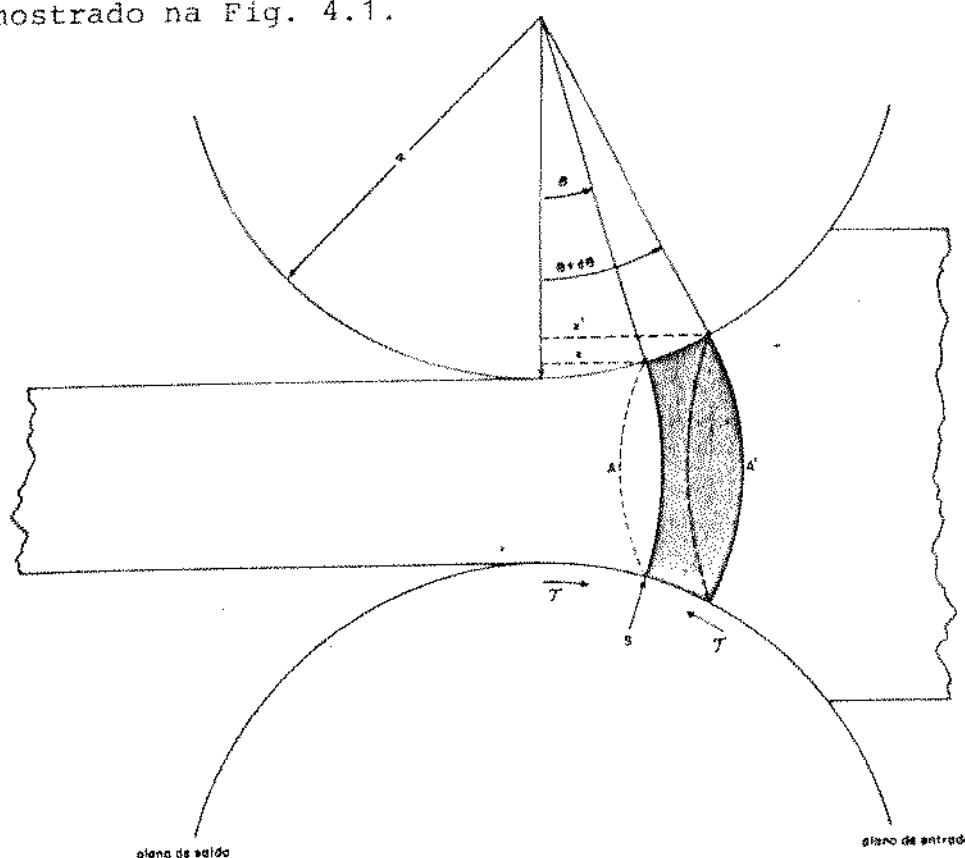


Fig. 4.1 - Equilíbrio de uma seção de metal ao ser laminado

Seja $f(\theta)$ a força horizontal resultante por unidade de largura, que atua na superfície A , que está situada a um ângulo θ do plano de saída.

Seja A' uma superfície que intercepta os cilindros no ângulo $\theta + d\theta$, tal que a força horizontal resultante atuando nesta

superfície seja $f(\theta+d\theta)$.

A força horizontal resultante por unidade de largura, que atua sobre o segmento vertical entre A e A' é descrita como segue:

$$f(\theta) - f(\theta+d\theta) = - \frac{df}{d\theta} d\theta \quad (4.1)$$

onde θ é a variável independente.

As forças por unidade de largura que atuam nesta superfície são a força de atrito F e a força devido a pressão normal s exercida pelos cilindros na parte inferior e superior da superfície. O equilíbrio é obtido se a eq.(4.1) é balanceada pelas componentes horizontais das forças devido ao atrito e pressão normal.

A seguir obtêm-se as componentes horizontais destas forças. Para tanto, utiliza-se a seguinte relação obtida da Fig.4.1:

$$x = R \sin \theta \quad (4.2)$$

$$dx = R \cos \theta d\theta$$

onde x é a distância projetada do plano de saída.

A superfície superior e inferior do segmento por unidade de largura é descrita como segue:

$$S_{si} = R d\theta = \frac{dx}{\cos \theta} \quad (4.3)$$

A componente horizontal da força devido a pressão normal s na superfície entre A e A' é descrita pela eq.(4.4):

$$S_h = 2s \sin \theta R d\theta \quad (4.4)$$

A componente horizontal da força de atrito T agindo na mesma superfície acima é:

$$F_h = \pm 2 \int \cos \theta \quad R \, d\theta \quad (4.5)$$

A existência do duplo sinal deve-se a mudança do sentido da força de atrito no plano neutro. O sinal superior refere-se ao lado de saída até o plano neutro, e o inferior do plano de entrada até o plano neutro.

A partir do equilíbrio das forças para a superfície entre A e A', obtém-se:

$$\frac{df}{d\theta} = 2Rs \sin \theta \pm 2R\gamma \cos \theta \quad (4.6)$$

Dependendo das condições de atrito, pode-se expressar γ como uma função de s ou da tensão de escoamento K .

Entretanto, existem algumas dificuldades na resolução da eq. (4.6) devido a existência de duas variáveis desconhecidas, $f(\theta)$ e $s(\theta)$.

Uma solução particular para relacionar f e s , com hipóteses restritivas foi dado pela teoria da compressão homogênea, teorias de Tsélikov, Siebel, Von Karman e Ekelund, que supuseram um valor constante para a pressão horizontal p e não consideraram a tensão de cisalhamento.

Para a teoria de compressão homogênea, denomina-se a pressão vertical como q e a pressão horizontal como p .

De acordo com estas teorias da compressão homogênea e o critério de plasticidade que será descrito no Cap. 5, seção 5.3, tem-se que s é uma função de pressão vertical q através da eq. (4.7) [34]:

$$q = s(1 \mp \mu \tan \theta) \quad (4.7)$$

Como se verá no Cap. 5, seção 5.3.2, o critério de plasticidade de deformação plana de Huber e Mises [34] mostra que a relação entre q e p é dada por:

$$q - p = \frac{2}{\sqrt{3}} \sigma = K \quad (4.8)$$

onde σ é a tensão de escoamento na compressão homogênea e K é a tensão de escoamento na deformação plana.

A relação da pressão horizontal p com a força horizontal f é obtida da condição de plasticidade, onde p e q são constantes para compressão homogênea [34]:

$$p = f/h \quad (4.9)$$

onde h é a altura do segmento.

Substituindo (4.8) e (4.9) em (4.7), obtém-se a relação entre f e s :

$$f = h[s(1 + \mu \tan \phi) - K] \quad (4.10)$$

Entretanto, as hipóteses de compressão homogênea, pressão horizontal p constante na eq. (4.9) (p varia da superfície da tira para o seu interior) e a não consideração da tensão de cisalhamento na eq. (4.7), impedem que esta relação seja substituída na eq. (4.6), a menos que se conheça como a pressão varia ao longo da seção transversal da tira.

Para se obter a relação entre f e s sem se considerar as hipóteses acima, Orowan utilizou o trabalho de Prandtl e Nadai.

4.3.2.2. Aplicação dos resultados de Prandtl e Nadai na equação de força

Prandtl e Nadai analisaram como a pressão varia ao longo da seção transversal da tira. Analisa-se a seguir como Prandtl equacionou o problema da distribuição de pressão, como Nadai extrapolou os resultados de Prandtl e a forma de como Orowan utilizou os resultados de Nadai.

Prandtl [34] determinou a distribuição de pressão em uma chapa comprimida entre duas placas paralelas, sem espalhamento lateral, conforme mostrado na Fig. 4.2.

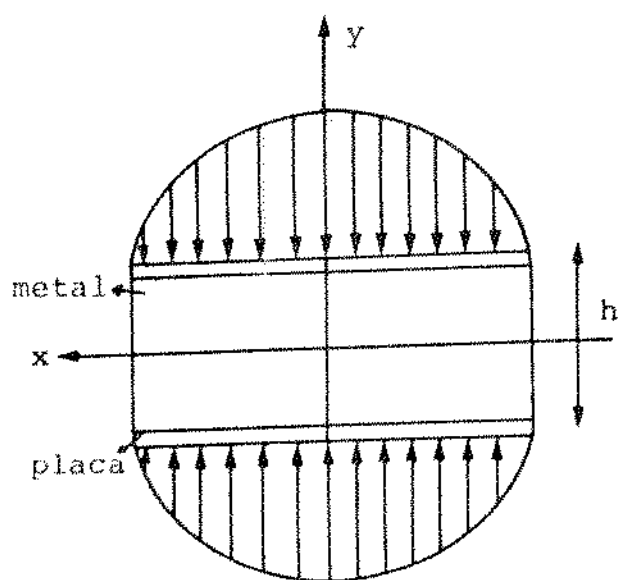


Fig. 4.2 - Compressão entre 2 placas paralelas

A distribuição de pressão é dada por:

$$s = C + \frac{K}{h} x \quad (4.10)$$

$$t = C + \frac{K}{h} x - K \sqrt{1 - 4y^2/h^2} \quad (4.11)$$

$$K_0 = - \frac{K}{h} y \quad (4.12)$$

onde x e y são coordenadas retangulares com a origem no centro entre as placas de compressão, $s(x,y)$ é a pressão normal, $t(x,y)$ a pressão horizontal, $K_0(x,y)$ a tensão de cisalhamento no plano vertical ou horizontal, h a espessura do material, K a tensão de escoamento na compressão uniaxial e c uma constante determinada pe

las condições limites.

De acordo com as eqs. (4.10) a (4.12), a tensão de cisalhamento se anula no centro da placa ($y = 0$) e a pressão normal é igual a pressão horizontal mais o valor da tensão de escoamento. Como não ocorre espalhamento lateral a pressão horizontal é significativamente menor do que a pressão vertical, e aí, a deformação plástica ocorre por compressão vertical, assumindo-se aderência na compressão.

Das equações acima, obtêm-se a variação da pressão horizontal sobre a seção vertical x constante através da equação:

$$t = s - K\sqrt{1 - 4y^2/h^2} \quad (4.13)$$

Entretanto, o caso tratado por Prandtl difere do caso real de laminação, porque as superfícies dos cilindros não são planas, e o material desliza em alguma parte dos cilindros, em vez de aderir por todo ele.

A seguir, apresenta-se como a eq. (4.13) é alterada para se considerar a superfície cilíndrica.

Analisando a deformação plana para o caso de atrito aderente, Nadai [34] aplicou às equações de Prandtl coordenadas polares r e v , relacionadas ao bissetor e ao ápice do ângulo existente entre as placas de compressão, conforme mostrado na Fig. 4.3.

Nadai determinou a pressão azimutal que age na superfície paralela ao raio vetor r de s , e a pressão radial na direção r de t , em lugar de pressão normal e pressão horizontal como denominadas anteriormente.

A variação da pressão radial ao longo do arco de contato pela eq. (4.12) substituindo y por v e h por 2θ :

$$K_0 = - \frac{K}{2\theta} v \quad (4.14)$$

Similarmente com a eq. (4.13), tem-se;

$$t = s - K\sqrt{1 - \frac{v^2}{\theta^2}} \quad (4.15)$$

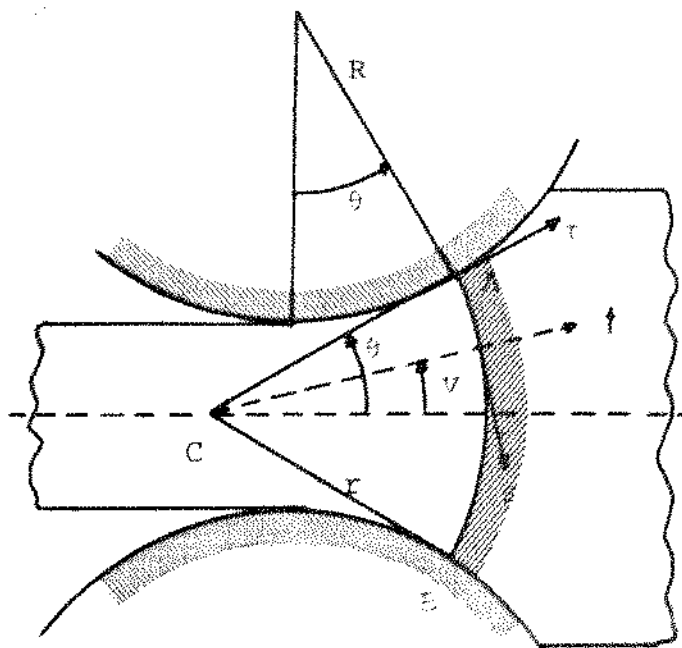


Fig. 4.3 - Representação dos elementos geométricos e de tensões necessárias ao cálculo da força horizontal de Orowan

A solução de Nadai é válida somente para o caso no qual o material flui em direção ao ápice do ângulo existente entre as placas de compressão, conforme o ponto c da Fig. 4.3. A eq.(4.15) relaciona a pressão radial e a azimutal para o lado de saída do arco de contato.

Orowan propôs que as eqs.(4.14) e (4.15) são válidas para o lado de entrada do arco de contato.

Resta determinar a relação entre t e s para o caso de atrito deslizante. Para isso, Orowan assumiu que a tensão de cisalhamento é constante na vizinhança da seção transversal de um segmento da tira, comparável a sua altura. Isto implica que a tensão de cisalhamento tem em todos os pontos da superfície do material o mesmo valor que ela tem na seção considerada.

No caso de deslize, Orowan obteve as seguintes equações :

$$K_0 = - \frac{2\mu s}{\theta} v \quad (4.16)$$

$$t = s - K \sqrt{1 - \left(\frac{2\mu s}{K}\right)^2 \left(\frac{v}{\theta}\right)^2} \quad (4.17)$$

A pressão azimutal s é independente de v , e varia so mente com r . As eqs. (4.16) e (4.17) foram obtidas substituindo as condições de atrito aderente pelas deslizantes, ou seja, $K/2$ por μs . O termo $2\mu s/K$ define quando existe atrito deslizante ou aderente.

4.3.2.3. Cálculo da força horizontal

A partir do valor da pressão dada pelas eqs. (4.14) e (4.17), obtém-se a força horizontal em função da pressão normal na compressão.

Como já visto, $f(\theta)$ é a componente horizontal da força por unidade de largura, agindo através de qualquer superfície que passa por duas linhas retas paralelas ao eixo dos cilindros com coordenadas angulares θ .

Supõe-se que a variação da tensão cisalhante K_0 e da pressão normal são longo do arco AB da Fig. 4.3, seja aproximadamente a mesma que ocorreria em compressão do corpo plástico entre os planos tangenciais aos pontos A e B.

A área de um elemento da superfície AB por unidade de largura na direção perpendicular ao plano da figura é:

$$S = rv \quad (4.18)$$

$$dS = \frac{h}{2\sin\theta} dv \quad (4.19)$$

A componente horizontal da força que age através da su

perfície AB da Fig. 4.3 é composta de duas partes, uma devido a projeção horizontal da pressão radial t e a outra devido a tensão cisalhante K_0 .

Calcula-se a seguir a componente horizontal destas forças.

A componente horizontal da força devido a pressão radial é:

$$t_h = t \cos v \, dS = t \cos v \frac{h}{2 \sin \theta} \, dv \quad (4.20)$$

Substituindo-se o valor de t quando o atrito é deslizante, dado pela eq. (4.17), na eq. (4.20) e integrando v de $-\theta$ a θ , obtém-se a componente horizontal da força devido a pressão radial:

$$f_t(\theta) = hs - \frac{hK}{\sin \theta} \int_0^\theta \sqrt{1 - \left(\frac{2\mu s}{K}\right)^2 \left(\frac{v}{\theta}\right)^2} \cos v \, dv \quad (4.21)$$

ou

$$f_t(\theta) = hs - hK \, \omega(a) \quad (4.22)$$

Define-se o fator a da seguinte forma:

$$\frac{\mu s}{K/2} = a \quad (4.23)$$

onde "a" expressa a relação entre a força de atrito μs e a tensão de escoamento no cisalhamento $K/2$.

Ocorre deslizamento quando a tensão de escoamento é maior que a força de atrito, isto é, $a < 1$. A aderência ocorre quando $a \geq 1$.

Define-se ainda o fator $\omega(a)$ da eq. (4.22) como sendo

$$\omega(a) = \frac{1}{\sin \theta} \int_0^\theta \sqrt{1 - a^2 \left(\frac{v}{\theta}\right)^2} \cos v \, dv \quad (4.24)$$

onde $\omega(a)$ representa a magnitude da deformação não homogênea, função de atrito e tensão de escoamento. Na Fig. 4.4 vê-se que ω é praticamente independente de θ . Para variações de θ de 0 a 30 graus, limite extremo coberto pela laminação prática, a variação de ω em relação a θ para diferentes valores de a é menor que 0,2%, e sua variação máxima, $a = 1$, é cerca de 1%.

Quando a tira adere ao cilindro, a força de atrito tem seu valor máximo $K/2$, neste caso $a = 1$.

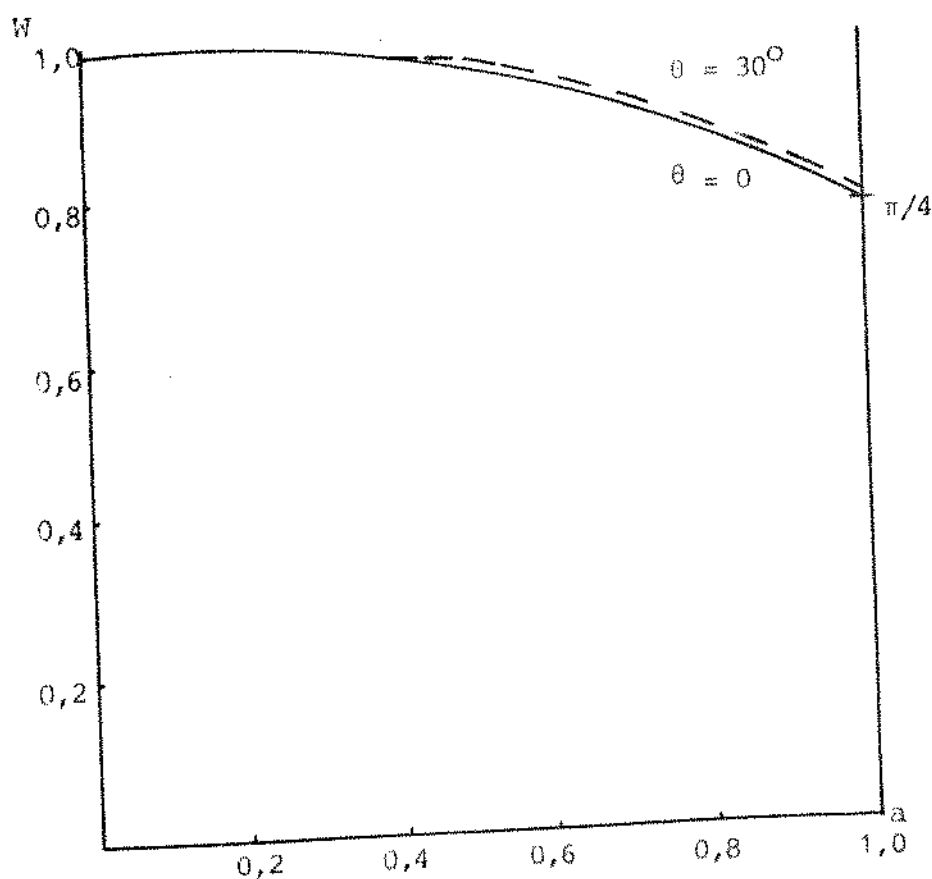


Fig. 4.4 - Representação gráfica da função $\omega(\theta, a)$

Para o caso de atrito aderente, $a = 1$, e pequenos ângulos de contato, $\cos \theta \approx 1$, $\sin \theta \approx \theta$, tem-se que o valor de ω tende a $\pi/4$.

A componente horizontal da tensão cisalhante agindo sobre a

superfície AB da Fig. 4.3 é:

$$K_{0h} = K_0 \sin \nu \, dS = \pm K_0 \sin \nu \frac{h}{2 \sin \nu} \, d\nu \quad (4.25)$$

Da Fig. 4.3 pode-se analisar o sinal da eq. (4.25). A tensão de cisalhamento agindo na superfície da tira é direcionada para a esquerda no lado de entrada, devido a condição de equilíbrio para um elemento de volume, sujeito a tensão de cisalhamento (Timoshenko, 1934) [34], tal que a tensão de cisalhamento no lado hachurado da superfície AB necessita ser direcionada para cima, e portanto, sua componente horizontal necessita ser negativa. Simi-larmente, se AB está na saída, a tensão de cisalhamento é positiva.

Substituindo o valor de K_0 quando o atrito é deslizante, dado pela eq. (4.16), na eq. (4.25), e integrando por partes ν de $-\theta$ a θ , obtêm-se a componente horizontal de força devido a tensão cisalhante:

$$f_{K0}(\theta) = \pm h \mu s \left(\frac{1}{\theta} - \frac{1}{\operatorname{tg} \theta} \right) \quad (4.26)$$

onde o sinal superior refere-se ao lado de saída e o inferior ao lado de entrada. A força horizontal resultante para o caso de atrito deslizante, devido as contribuições da pressão radial e da tensão cisalhante é:

$$f(\theta) = h s - h K w \pm h \mu s \left(\frac{1}{\theta} - \frac{1}{\operatorname{tg} \theta} \right) \quad (4.27)$$

ou

$$f(\theta) = h \left[s \left(1 \pm \mu \left(\frac{1}{\theta} - \frac{1}{\operatorname{tg} \theta} \right) \right) \right] - K w h \quad (4.28)$$

No caso de pequenos ângulos de contato, $\cos \theta \approx 1$ e $\sin \theta \approx \operatorname{tg} \theta \approx \theta$, tem-se que a contribuição do termo

$$h\mu s \left(\frac{1}{\theta} - \frac{1}{\operatorname{tg}\theta} \right) \quad (4.29)$$

é desprezível matematicamente em relação ao termo hs . Assim tem-se que a eq.(4.28) pode ser reescrita da seguinte forma para a maioria dos casos práticos de laminação:

$$f(\theta) = h(s - K\omega) \quad (4.30)$$

Para o caso de atrito aderente, a força de atrito é igual a $K/2$ e $\omega(a) = \omega(1) = \pi/4$. Substituindo-se estas condições na eq.(4.28), tem-se que a força horizontal resultante por unidade de largura, para o caso de aderência é dado pela eq.(4.31):

$$f(\theta) = h \left[s - K \left(\frac{\pi}{4} + \frac{1}{2} \left(\frac{1}{\theta} - \frac{1}{\operatorname{tg}\theta} \right) \right) \right] \quad (4.31)$$

4.3.2.4. Cálculo da equação de distribuição de pressão para as regiões de desliz e aderência

Nesta seção obtém-se as equações diferenciais da distribuição de pressão, levando-se a equação de força na equação de equilíbrio.

i. Caso de atrito deslizante

Da eq.(4.30) tem-se que a pressão é dada por:

$$s = f/h + K\omega \quad (4.32)$$

Substituindo a condição de atrito deslizante $\tau = \mu s$ na equação de equilíbrio (4.6), tem-se:

$$\frac{df}{d\theta} = 2Rs (\operatorname{sen}\theta + \mu \cos\theta) \quad (4.33)$$

Substituindo (4.32) em (4.33), tem-se a equação diferencial para o atrito deslizando:

$$\frac{df}{d\theta} = f \frac{2R}{h} (\sin\theta \pm \mu \cos\theta) + 2RK_0 (\sin\theta \pm \mu \cos\theta) \quad (4.34)$$

Esta equação permite o cálculo da força horizontal que age no segmento do arco de contato para atrito deslizando.

ii. Caso de atrito aderente

Da eq. (4.31) tem-se que a pressão é dada por:

$$s = \frac{f}{h} + K \left[\frac{\pi}{4} + \frac{1}{2} \left(\frac{1}{\theta} - \frac{1}{\tan\theta} \right) \right] \quad (4.35)$$

Substituindo a condição de atrito aderente $\tau = K/2$ na equação de equilíbrio (4.6), tem-se:

$$\frac{df}{d\theta} = 2Rs \sin\theta \pm 2R \frac{K}{2} \cos\theta \quad (4.36)$$

Substituindo (4.35) em (4.36), tem-se a equação diferencial para o atrito aderente:

$$\frac{df}{d\theta} = f \frac{2R}{h} \sin\theta + 2RK \left[\left(\frac{\pi}{4} + \frac{1}{2} \left(\frac{1}{\theta} - \frac{1}{\tan\theta} \right) \right) \sin\theta \pm \frac{1}{2} \cos\theta \right] \quad (4.37)$$

Para a obtenção da força em todo o arco de contato, necessita-se obter as regiões de atrito deslizando e aderente.

A determinação das regiões de deslize e aderência é obtida através da análise de $w(a)$ e a . Como já mostrado na eq. (4.23), quando $a < 1$ ocorre deslize e quando $a \geq 1$ ocorre aderência.

A relação entre $w(a)$ e " a " é obtida levando-se o valor de s da eq. (4.23) na eq. (4.30), obtendo-se:

$$\frac{f}{Kh} + w(a) = \frac{a}{2\mu} \quad (4.38)$$

Na Fig. 4.5 apresenta-se a solução gráfica desta equação. O valor de " a " que satisfaz a eq. (4.38) é o ponto M. Se o ponto C está acima do ponto Q, $a < 1$, e tem-se deslize; se C está abaixo ou no ponto Q, tem-se $a \geq 1$, aderência. A sequência de cálculo para se determinar as regiões de deslize e aderência é:

- i. Supondo deslize no início e no final do arco de contato, tem-se $a < 1$.
- ii. Calcula-se o valor $w(a)$ para determinado ângulo de entrada e de saída do arco.
- iii. Com o valor de $w(a)$, calcula-se $f(b)$.
- iv. Calcula-se f/Kh .
- v. Obtém-se $a/2\mu$.
- vi. Calcula-se a eq. (4.38).

Se $w(a) + f/Kh > a/2\mu$, tem-se para aquele valor de a , deslize. Caso contrário, tem-se aderência.

- vii. Com o novo valor de a volta-se a ii.

Como será mostrado na seção 4.5, por Elkalay e Sparling, se há deslize no início do arco de contato o mesmo acontecerá no final dele. Pode-se ter aderência logo a seguir, por toda a parte central do arco.

O deslize ocorre devido ao escorregamento da tira quan

do ela é "puxada" na entrada pelos cilindros no ato da batida da tira nos cilindros, e quando ela é "empurrada" pelos cilindros para fora do arco.

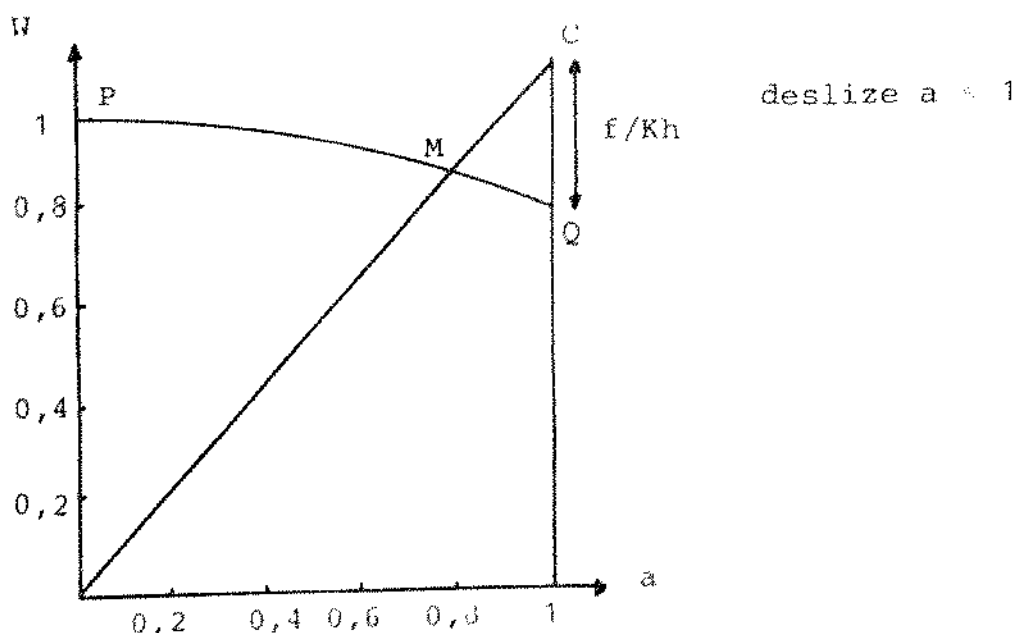


Fig. 4.5 - Cálculo de decisão das regiões de atrito

4.3.2.5. Cálculo da força dos cilindros

Nesta seção analisa-se o cálculo da força que age nos cilindros.

Considera-se um elemento de superfície do cilindro, de comprimento circunferencial $Rd\theta$, largura unitária, paralela ao eixo do cilindro. A força normal agindo no elemento de superfície é $sRd\theta$ e a força tangencial é $tRd\theta$. A componente vertical da força normal é $sRd\theta \cos\theta$, e da força tangencial $tRd\theta \sin\theta$.

Os sinais referem-se à mudança de sentido da força de atrito no ângulo neutro. O sinal superior refere-se ao lado de saída, e o inferior ao lado de entrada. Portanto, a força vertical total agindo no elemento de superfície por unidade de largura é:

$$P = R \left[\int_0^\alpha s \cos \theta d\theta - \int_0^\phi r \sin \theta d\theta + \int_0^\alpha r \sin \theta d\theta \right] \quad (4.39)$$

Se o ângulo de entrada α é pequeno (menor que 6 a 8°) [34], pode-se desprezar a contribuição da força tangencial. Assim, tem-se:

$$P = R \int_0^\alpha s d\theta \quad (4.40)$$

Um resumo dos cálculos apresentados podem ser vistos no diagrama a seguir, com a representação da sequência aproximada a seguir para a determinação das regiões de aderência e deslize.

4.3.2.6. Cálculo da tensão de escoamento, raio do cilindro e atrito

Para o cálculo das eqs. (4.32) a (4.37) é necessário conhcer o coeficiente de atrito μ , o raio do cilindro R e a tensão de escoamento K . Analisa-se a seguir a influência destas variáveis na força.

i. Tensão de escoamento

Orowan assumiu que a tensão de escoamento é função somente da taxa, mas não da quantidade de deformação. Determina-se esta função através de testes de compressão homogênea em elevadas temperaturas, e fazendo-se uma correção no resultado final, visto que a laminação é um processo não-homogêneo. Esta correção é determinada experimentalmente, com medidas diretas da tensão de escoamento em função da velocidade de deformação em compressão homogênea.

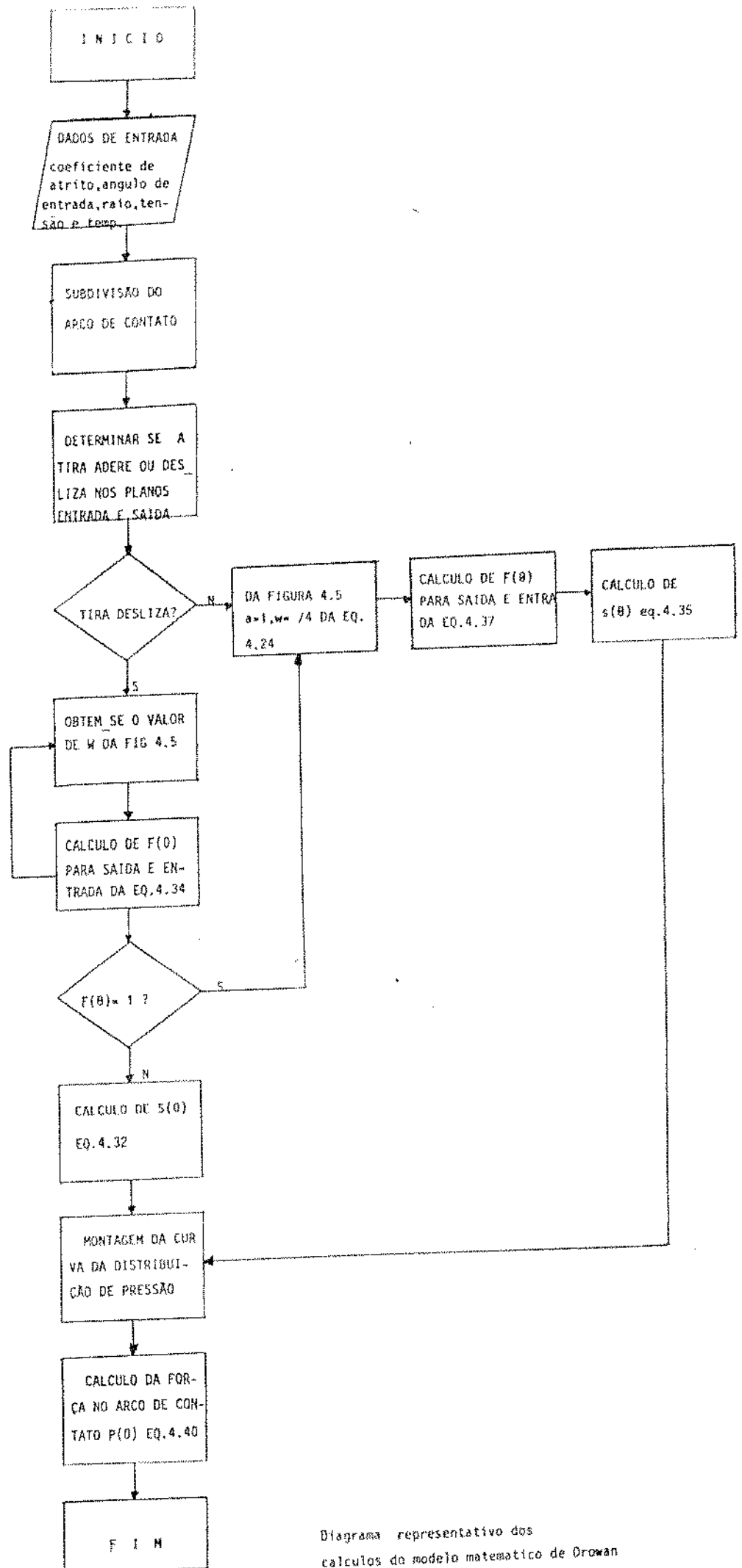


Diagrama representativo dos
calculos do modelo matematico de Orowan

A velocidade de deformação é obtida por Orowan da seguinte forma:

$$\dot{\lambda} = 2 V \frac{\operatorname{tg} \phi}{h} \quad (4.41)$$

onde V é o volume da tira por segundo, e h a espessura da tira em algum ponto do arco. Devido a inexistência de trabalhos sobre a tensão de escoamento, obtidos experimentalmente e tabelados, Orowan apresentou uma idéia da variação de K que se obteria em função $\lambda(x/D)$, sendo x a distância do plano de saída, e D o diâmetro do cilindro. Esta variação da velocidade e da tensão é apresentada na Fig. 4.6.

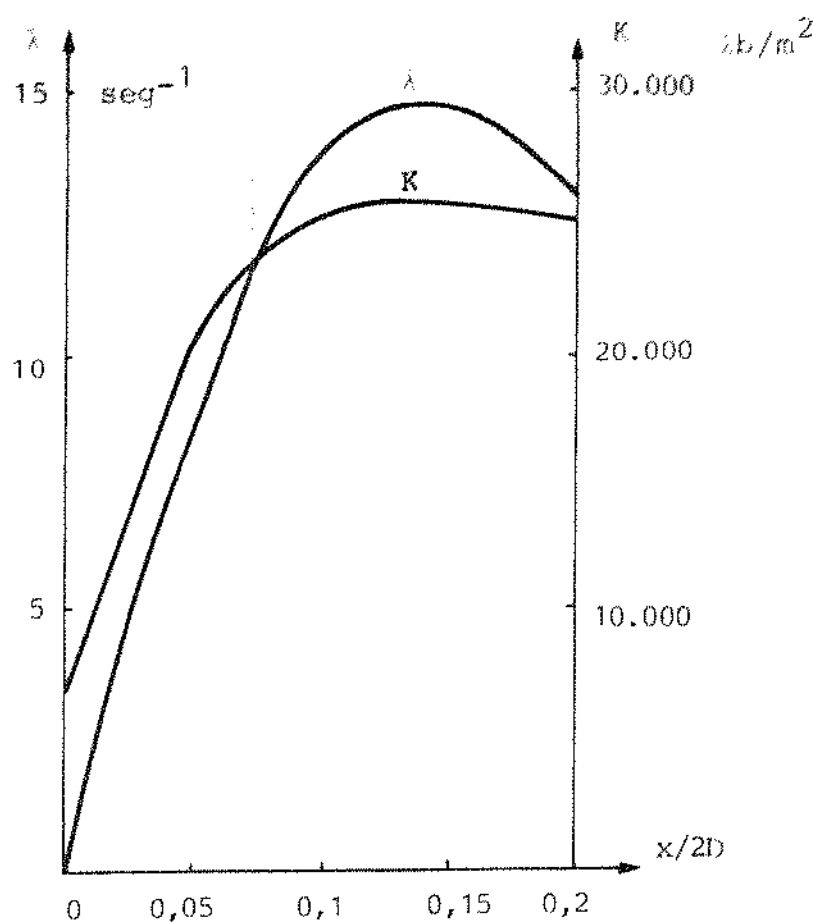


Fig. 4.6 - Variação da velocidade de compressão ao longo do arco de contato

A curva de velocidade e da tensão aumentam rapidamente ao longo do arco até alcançarem um valor máximo. A tensão praticamente se mantém e a velocidade cai logo a seguir. A variação de ambos é melhor analisada no Cap. 5.

Na Fig. 4.6 verifica-se que a hipótese de tensão constante no arco para a laminação a quente é irreal, como assumida pelos autores antes de Orowan (ver seção 4.2.1, item iv).

ii. Raio do cilindro

Como já visto no Cap. 2, seção 2.3.2, o raio do cilindro deve ser considerado na sua forma deformada, devido a aplicação de grandes pressões no cilindro, principalmente na laminação a quente de tiras. Segundo Orowan, do ponto de vista matemático, o problema é encontrar a deformação elástica de um cilindro contínuo, sujeito a forças na superfície, que dependem do ângulo somente, e não da distância ao longo do raio do cilindro. Orowan propôs a mudança de suas eqs. (4.2), (4.6), (4.34) e (4.37) para a seguinte forma respectivamente:

$$x = R \sin \theta \quad (4.42)$$

onde x é a variável independente, distância do plano de saída ao ângulo θ .

$$-\frac{df}{dx} = 2stg\theta \pm \tau \quad (4.43)$$

$$\frac{df}{dx} = 2 \frac{f}{h} (tg\theta \pm \mu) + 2K\omega (tg\theta \pm \mu) \quad (4.44)$$

$$\frac{df}{dx} = 2 \frac{f}{h} tg\theta + K(2\omega tg\theta \mp \frac{tg\theta}{\theta} \pm 2) \quad (4.45)$$

Os valores de h e θ precisam ser tomados da delineação

do arco de contato deformado. A diferença básica é que se passa a integrar ao longo de x , que de acordo com a eq.(4.2) contém K .

Estas equações foram propostas por Orowan como uma maneira de se considerar a deformação do raio. Entretanto, não foram utilizados por ele na simulação de casos práticos nem em sua teoria.

iii. Atrito

Na consideração do atrito, de acordo com o Cap. 2, seção 2.3.2, onde o produto μs é maior que $K/2$, o atrito entre cilindro e tira é máximo e não é superado. No caso, onde

$$\mu s \geq K/2 \quad (4.46)$$

a tira não desliza, mas é extrudada da abertura dos cilindros pela deformação plástica. Se

$$\mu s < K/2 \quad (4.47)$$

o deslize ocorrerá, mesmo se a extrusão do material comprimido for parcialmente feito por cisalhamento plástico [34].

O valor do coeficiente de atrito μ é assumido ser constante, obtido de análises experimentais na laminação, geralmente 0,2 para o deslize e 0,4 a 0,6 para aderência.

4.3.3. Análise dos Resultados Obtidos por Orowan

Apresenta-se nesta seção a comparação da teoria de Orowan com os experimentos realizados por Siebel e Lueg e com as teorias de Von Karman e Siebel. A teoria de Orowan mostrada na primeira parte desta comparação assume atrito deslizante e deformação homogênea. A teoria de Orowan que assume estas hipóteses não foi tratada neste trabalho, e é analisada aqui com o intuito

de mostrar que estas hipóteses assumidas por autores antes de Orowan se mostram inválidas quando comparadas com a prática. Na segunda parte desta comparação, mostra-se a teoria de Orowan que assume atrito misto e deformação não-homogênea, conforme demonstrada nos itens anteriores. Estas comparações são de interesse, pois mostram os erros devido às aproximações matemáticas e a suposição de tensão de escoamento constante, feitas nas teorias de Siebel e Karman. Comparações com as curvas de pressão mostram erros que aparecem das suposições de deformação homogênea e atrito deslizante.

Os experimentos de Siebel e Lueg utilizaram as seguintes condições de laminação:

Material	cilindros lisos	cilindros ásperos
diâmetro mm	180	180
h_1 mm (esp)	2,0	2,0
h_2 mm	1,0	1,1
B_1 mm (larg)	30,0	30,0
B_2 mm	30,8	32,3
ângulo contato	$6^{\circ}5'$	$5^{\circ}40'$

Siebel e Lueg mediram a distribuição de pressão do cilindro em diferentes distâncias do centro da tira. Orowan utilizou os valores medidos considerando-os válidos para o centro da tira, supondo que não há espalhamento lateral.

Das condições dos experimentos, levou-se em consideração tensões a frente e atrás, que a parte lateral da tira exerce na parte central. Entretanto, na entrada e na saída do arco de contato, não foram levadas em consideração as tensões a frente e atrás que o cilindro exerce sobre a tira. Outra condição é o fator de atrito, assumido como 0,4 para cilindros ásperos (aderência) e 0,14 para cilindros lisos (deslize), devido a falta de medidas durante os testes.

Na primeira análise, utiliza-se a teoria de Orowan com suposições de atrito deslizante e deformação homogênea, com o objetivo de levantar as falhas das teorias anteriores. Nas Figs. 4.7 e 4.8 apresenta-se a comparação entre as teorias de Orowan, Siebel e Karman e as medições de Lueg. A curva de Orowan é bem próxima à de Karman na Fig. 4.7, por causa das aproximações de pequenos ângulos, deslize e deformação homogênea realizada por Karman. A pequena diferença entre ambos é devido a suposição de tensão de escoamento constante. Esta é menor que seu valor médio no plano de entrada onde a pressão é grande. O método de Siebel apresenta baixos valores de pressão, por que em seus cálculos foi assumido que a pressão pode ser vista como aproximadamente constante ao longo do arco, e além disso, a tensão de escoamento é assumida com valor médio.

Na Fig. 4.8, onde se vê a condição de aderência, há uma discrepância entre a curva medida por Lueg e as demais calculadas, mostrando que, onde o material adere ao cilindro, os métodos que utilizam a hipótese de atrito deslizante falham completamente.

Segundo Orowan, em ambas análises não houve achatamento apreciável no cilindro e nenhuma razão pode assumir uma falha da lei de atrito aderente. Somente a suposição de atrito deslizante e com pressão homogênea seriam os responsáveis pelas discrepâncias.

Para mostrar maior evidência das conclusões acima, apresenta-se a seguir a segunda etapa desta comparação, onde se analisa a teoria de Orowan com as hipóteses de atrito misto e deformação não-homogênea, e os experimentos de Siebel e Lueg. Os resultados são mostrados na Fig. 4.9 e 4.10.

Na Fig. 4.9 ocorre atrito deslizante por todo o arco. Em relação ao arredondamento do pico da curva de distribuição de pressão, a curva calculada concorda com a medida dentro dos limites dos erros experimentais. A ligeira discrepância próxima ao ponto de entrada é possivelmente devido aos erros de medidas, desde que a curva medida aumenta mais lentamente que a curva de tensão de escoamento, que faz a pressão aumentar. Comparada com a Fig. 4.7, a curva 4.9 não mostra a mudança em relação ao lado de saída, e o ângulo neutro concorda muito mais com o ângulo neutro da curva medida.

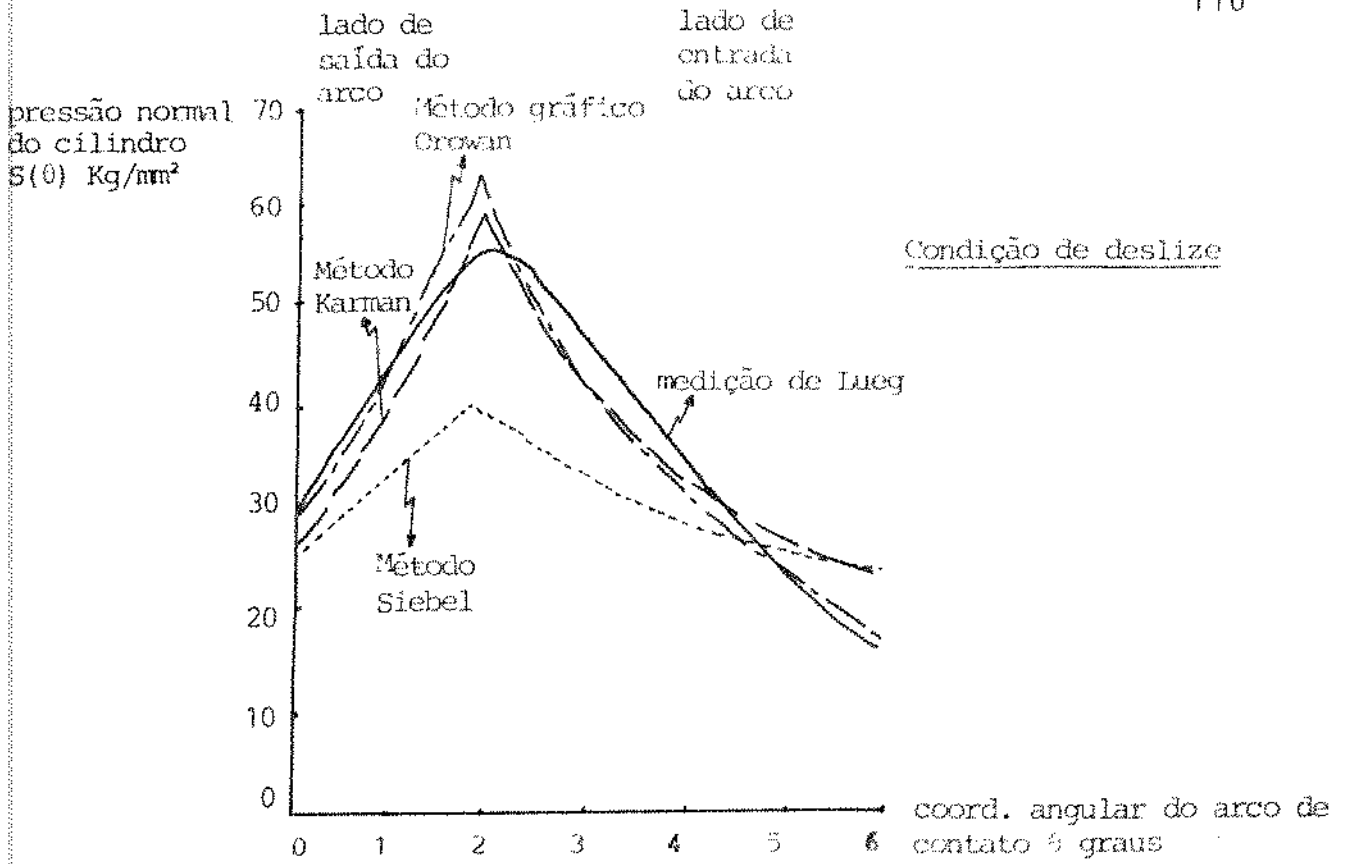


Fig. 4.7 - Curvas de distribuição de pressão para cilindros lisos $\mu = 0.14$

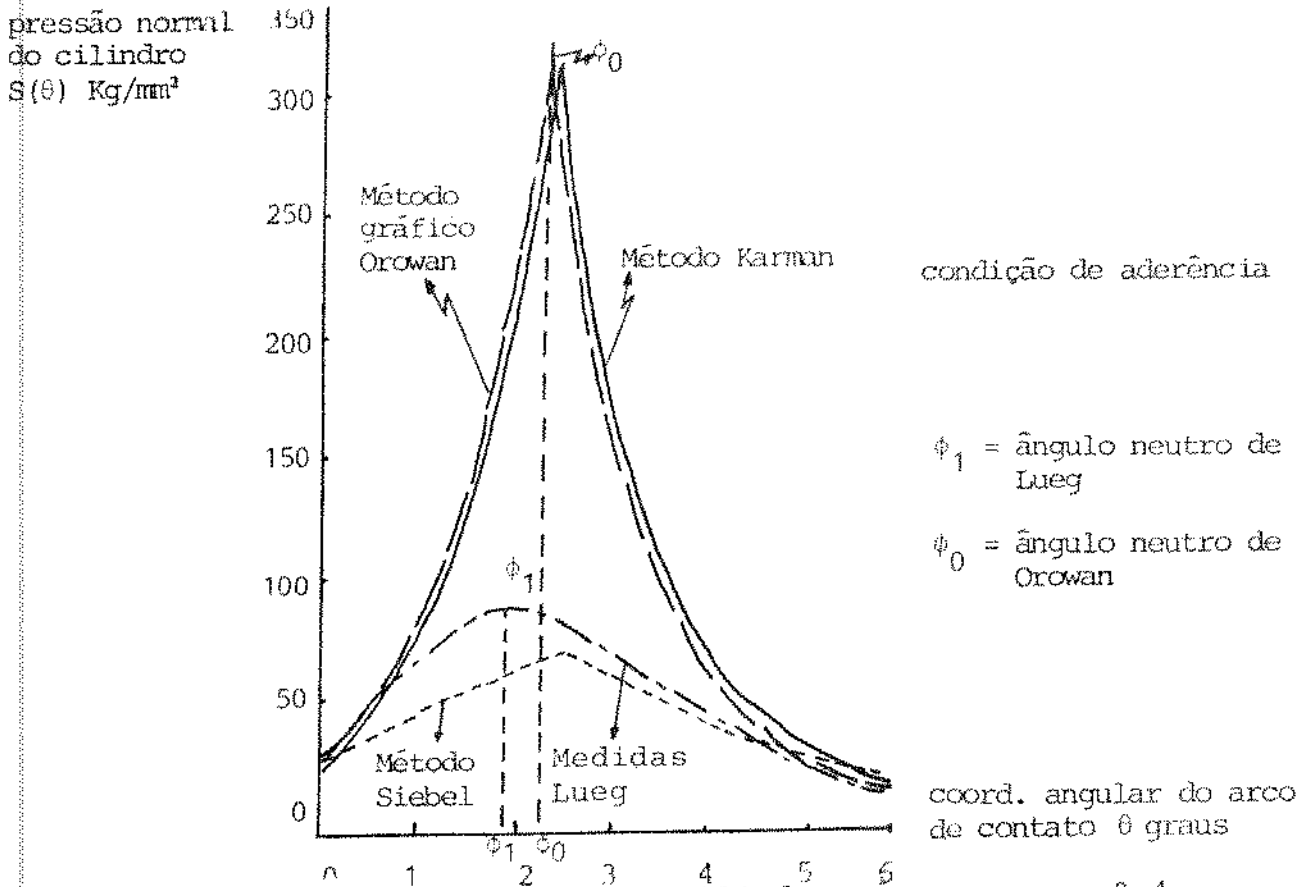


Fig. 4.8 - Curvas de tensão para cilindros ásperos $\mu = 0,4$

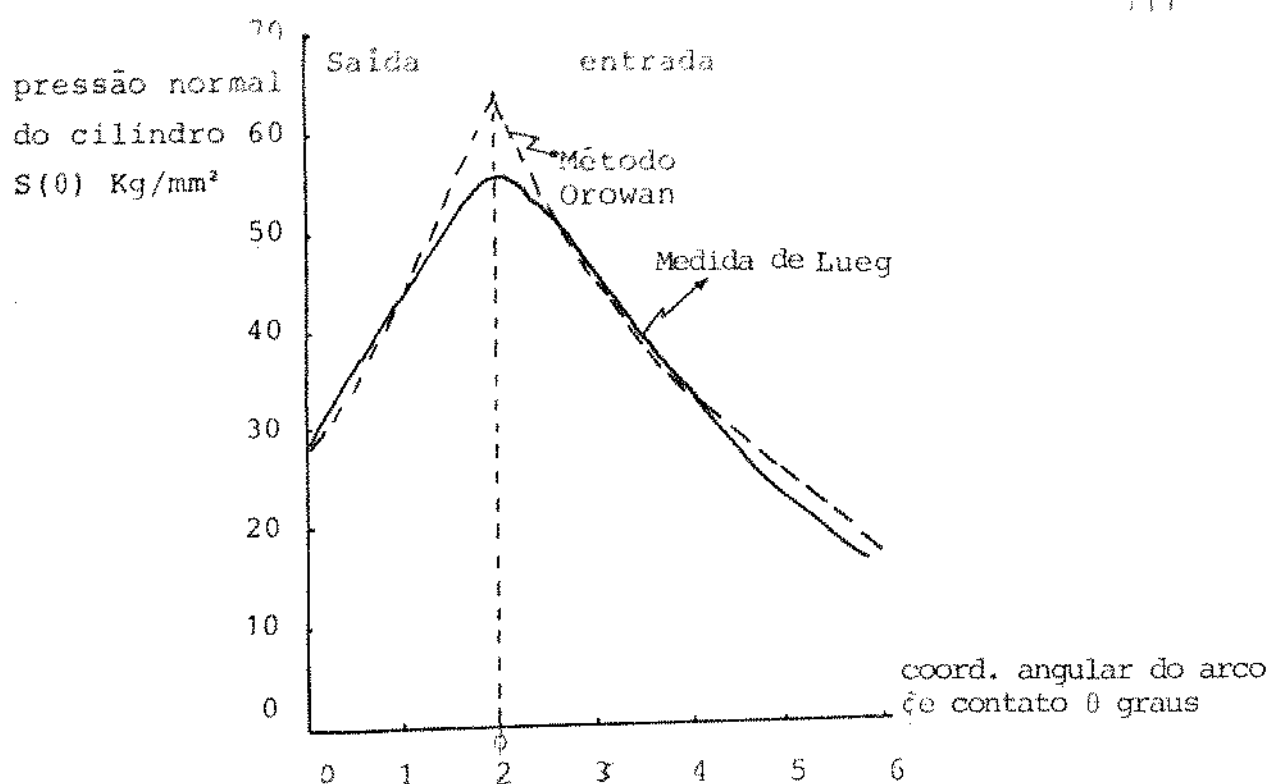


Fig. 4.9 - Distribuição de pressão para cilindros lisos $\mu = 0,14$

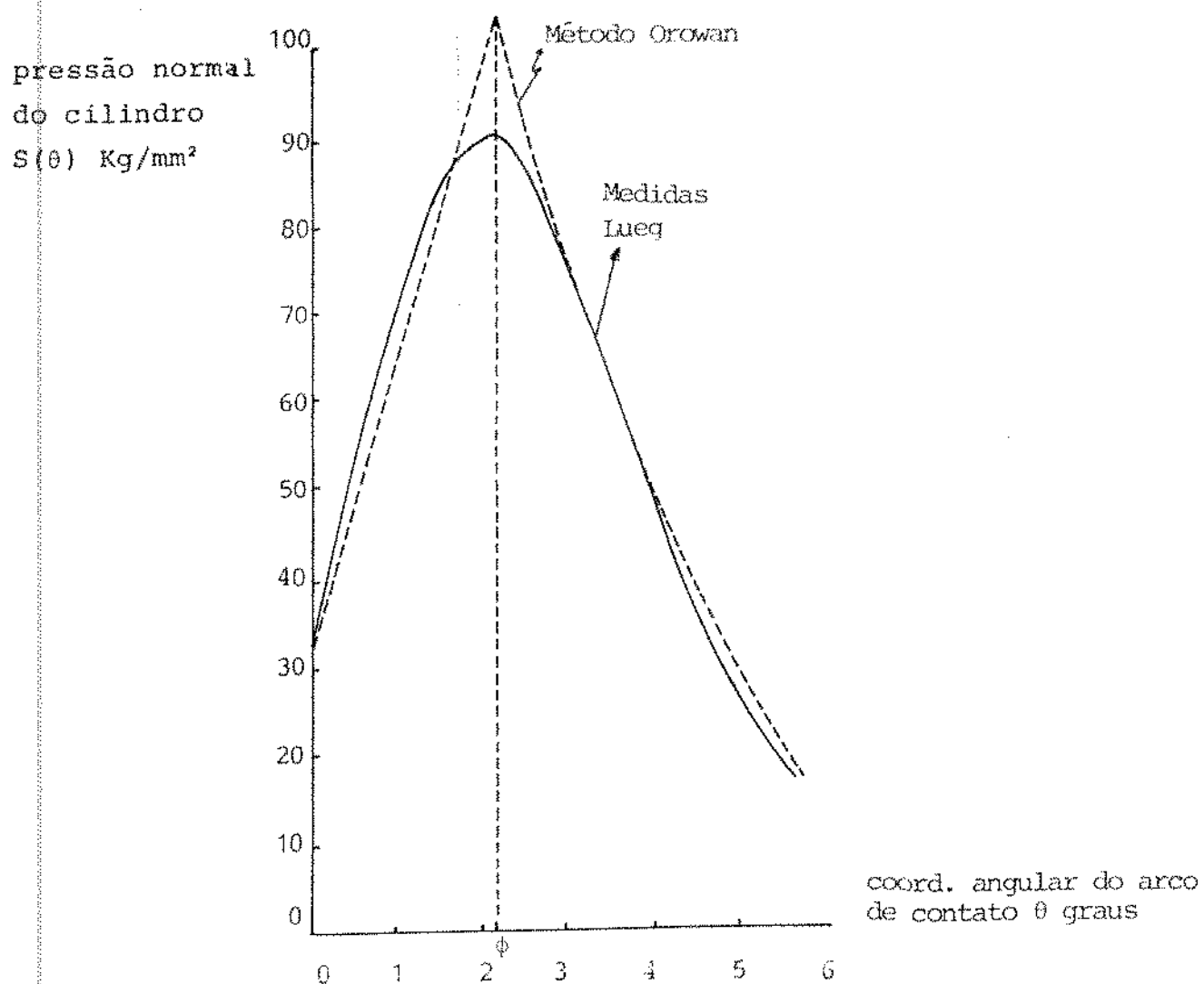


Fig. 4.10 - Distribuição de pressão para cilindros ásperos $\mu = 0,4$

Na Fig. 4.10 onde ocorre aderência, vê-se que as curvas calculadas com o método de Orowan e a medida são bem próximas, e os ângulos neutros são iguais. Isto porque o coeficiente de atrito não ocorre nos cálculos, conforme eq. (4.37), e portanto não há constante qualquer que seria ajustada, levando-se a obter uma concordância com a curva medida. Embora a base experimental disponível seja pequena, a Fig. 4.9 e 4.10 indicam que o método de Orowan representa um tratamento satisfatório sobre a laminação. Medidas da distribuição de pressão do cilindro similares às de Siebel e Lueg são desejáveis, de modo a se dar uma prova a mais à teoria, visto que medidas da pressão total do cilindro, ou deslize a frente e atrás não representam um teste severo o bastante, e dão pouca informação acerca da veracidade intrínseca e das falhas da teoria.

4.3.4. Considerações Finais

A solução de Orowan tem confirmado mostrar resultados coerentes com os valores medidos. Na literatura, é uma das teorias que realiza menos hipóteses simplificadoras, dando um tratamento teórico mais confiável e rigoroso que as demais.

Dentre as hipóteses simplificadoras utilizadas por Orowan, algumas se destacam por críticas que receberam na literatura. Analisa-se a seguir algumas delas.

- i. No caso de aderência por todo o arco de contato, na ausência de tensões a frente e atrás, a teoria de Orowan prevê que a tensão vertical nos planos de entrada e saída correspondem a $\pi/4$ da tensão de escoamento do material, ou seja:

$$s = \frac{\pi}{4} K$$

Underwood [57] mostrou através de resultados experimentais que esta previsão não é correta, pois a força ho

horizontal em uma compressão não homogênea, como no caso de laminação, não é constante ao longo de uma seção transversal. Isto porque a força horizontal estaria superposta por tensões de tração na superfície da peça, e por tensão de compressão no centro, de forma que o valor da tensão vertical sobre a seção não é o valor previsto por Orowan. O correto é considerá-la variável. Entretanto, pode-se considerar este valor como constante. Ele é utilizado por Sims [37], que o considera uma boa aproximação para o caso de aderência completa no arco de contato. Sims obtém desvios aceitáveis na prática quando comparado com os experimentais.

- ii. Orowan não considera o achatamento dos cilindros, porém propõe as modificações necessárias para se levar em conta este achatamento. Como já mostrado no Cap. 2, o fato de não se considerar o achatamento dos cilindros, introduz erros no cálculo da força.
- iii. Orowan utilizou o teorema de Hencky (1923) para análise da deformação plana, onde existe uma direção na qual nenhuma variável se altera (tensão e deformação). Este é o caso de laminação onde não há espalhamento lateral; o deslocamento paralelo ao eixo do cilindro desaparece, e a distribuição de tensão é a mesma em todos os planos perpendiculares ao eixo do cilindro. Com base neste teorema assume-se, no caso de deformação plástica, que a distribuição de tensão pode ser determinada sem introdução das equações de deslocamento. Devido às equações de equilíbrio e critério de plasticidade, combina-se três equações contendo somente tensões nos eixos x , y e z , como desconhecidas, e o problema é determinado estatisticamente. Este método é realizado por Orowan. Como resultados de trabalhos em deformação plástica Hill, Lee [56] e outros, afirmam que este ponto de vista é incorreto e as equações de deslocamento precisam ser levadas em conta, especialmente nas condições limites.

Apesar destas críticas, a teoria de Orowan tem sido a base de quase todas as teorias de laminação, servindo como teoria padrão do processo de laminação [37,40,41,48,58,59,82].

Os pontos mais críticos da teoria de Orowan situam-se na variação da tensão de escoamento e do coeficiente de atrito no arco de contato, devido a grande complexidade na determinação destas variáveis, e no raio deformado do cilindro, não considerada por Orowan.

Além destas variáveis, a resolução da teoria de Orowan envolve cálculos extensos e complexos, sem solução analítica viável, além de se utilizar muitos recursos gráficos. Porém, trabalha-se com um modelo de grande precisão, devido o menor número de hipóteses simplificadoras utilizadas.

4.4. MODELO MATEMÁTICO DE SIMS [37]

Apresenta-se nesta seção as simplificações matemáticas e o modelo matemático para o cálculo da força dos cilindros de Sims.

O objetivo da teoria de Sims [37] é fornecer um método de cálculo para a força no caso de laminação a quente, através de simplificações da teoria de Orowan, permitindo o desenvolvimento de expressões analíticas, que requerem um tempo de cálculo reduzido em comparação com as expressões desenvolvidas por Orowan.

4.4.1. Hipóteses Realizadas na Teoria

O modelo matemático de Sims é uma simplificação do mo

delo de Orowan, válido exclusivamente para a laminação a quente, onde não há espalhamento lateral. As hipóteses realizadas por Sims para se obter um modelo que requer um menor esforço computacional são:

- i. Atrito aderente por todo o arco de contato. Sempre que o produto da pressão normal do cilindro s pelo coeficiente de atrito μ , for maior que a tensão cisalhante $K/2$, o atrito entre cilindro e tira assume o valor máximo:

$$\mu s \geq K/2 \Rightarrow \tau = K/2 \quad (4.48)$$

- ii. Como consequência do item acima, supõe-se que na ausência de tensões a frente e atrás, a pressão normal nos planos de entrada e saída corresponde a $\pi/4$ da tensão de escoamento do material :

$$s^{\pm} = \pi/4 K \quad (4.49)$$

- iii. O ângulo de contato é pequeno de modo que as seguintes relações são válidas:

$$\begin{aligned} \sin\theta &= \tan\theta = \theta \\ \cos\theta &= 1 \\ 1 - \cos\theta &= \theta^2/2 \end{aligned} \quad (4.50)$$

- iv. O material é rígido-plástico, isto é, módulo elástico infinito e encruamento nulo, com uma tensão de escoamento igual ao valor médio.

- v. O cilindro se deforma plasticamente ao deformar a tira, conforme equação proposta por Hitchcock, mostrada no Cap. 2.

As hipóteses i e iii são as mais importantes, pois é a partir delas que se obtêm expressões analíticas que necessitam de um menor tempo de cálculo para a sua solução. A diferença básica entre as equações de Sims e Orowan, é que as equações de Sims estão limitadas a pequenos ângulos de contato, da ordem de 10° a 12° ($0,17 - 0,20$ rd).

4.4.2. Desenvolvimento Matemático

Analisar-se-á o desenvolvimento matemático de Sims para se obter a pressão e a força dos cilindros.

4.4.2.1. Cálculo da equação de distribuição de pressão

Apresenta-se a seguir o desenvolvimento matemático de modo a se obter a pressão no arco de contato.

Aplicando as hipóteses i e iii na eq.(4.6), Sims obtém a equação de equilíbrio de um segmento do material laminado, por unidade de largura, limitado por planos paralelos ao eixo dos cilindros, dada da seguinte forma:

$$\frac{df}{d\theta} = 2R's_\theta + R'K \quad (4.51)$$

onde f é a força horizontal por unidade de largura agindo num segmento de tira, R' o raio deformado do cilindro dado pela eq. (2.24).

Para a solução da eq.(4.51) de modo a se obter a pressão normal $s(\theta)$, é necessário explicitar $f(\theta)$.

Aplicando as hipóteses i e iii na eq.(4.30) para o caso de aderência, tem-se:

$$f(\theta) = h \left(s - \frac{\pi}{4} K \right) \quad (4.52)$$

onde $\pi/4$ é o valor de w quando $a \geq 1$.

Substituindo a eq.(4.52) em (4.51), e supondo a ten
são de escoamento K constante sobre o arco de contato, tem-se:

$$\frac{d}{d\theta} \left[Kh \left(\frac{s}{K} - \frac{\pi}{4} \right) \right] = 2R'\theta s \pm R'K \quad (4.53)$$

Desenvolvendo a eq.(4.53) obtêm-se:

$$hK \frac{d}{d\theta} \left(\frac{s}{K} - \frac{\pi}{4} \right) + \left(\frac{s}{K} - \frac{\pi}{4} \right) \frac{d(hK)}{d\theta} = 2R'\theta s \pm R'K \quad (4.54)$$

Desprezando a tensão a frente e atrás, tem-se que [59]:

$$Kh \frac{d}{d\theta} \left(\frac{s}{K} - \frac{\pi}{4} \right) >> \left(\frac{s}{K} - \frac{\pi}{4} \right) \frac{d(hK)}{d\theta} \quad (4.55)$$

Utilizando a simplificação dada por (4.55) e consider
ando que $h = h_2 + R'\theta^2$ e $(s/K)^- = \pi/4$, tem-se que a eq.(4.54) po
de ser reescrita da seguinte forma:

$$\frac{d}{d\theta} \left(\frac{s}{K} - \frac{\pi}{4} \right) = \frac{R'\pi\theta}{2(h_2 + R'\theta^2)} + \frac{R'}{h_2 + R'\theta^2} \quad (4.56)$$

Integrando a eq.(4.56) de 0 a ϕ e de ϕ a α , visto que
no ângulo neutro a pressão muda de sentido, assim como a força
de atrito que se anula, tem-se a distribuição de pressão para o
lado de saída (+) e para o lado de entrada (-) respectivamente [37]:

$$\left(\frac{s}{K} \right)^+ = \frac{\pi}{4} \ln \frac{h}{h_2} + \frac{\pi}{4} + \sqrt{\frac{R'}{h_2}} \operatorname{tg}^{-1} \sqrt{\frac{R'}{h_2}} \theta \quad (4.57)$$

$$\left(\frac{s}{K}\right)^- = \frac{\pi}{4} \ln \frac{h}{h_1} + \frac{\pi}{4} + \sqrt{\frac{R'}{h_2}} \operatorname{tg}^{-1} \sqrt{\frac{R'}{h_2}} \alpha - \sqrt{\frac{R'}{h_2}} \operatorname{tg}^{-1} \sqrt{\frac{R'}{h_2}} \quad (4.58)$$

Com a distribuição de pressão conhecida, resta obter o valor do ângulo neutro para se calcular a força.

O ângulo neutro é obtido igualando-se as eqs. (4.57) e (4.58) para o ângulo ϕ :

$$\phi = \sqrt{\frac{h_2}{R'}} \operatorname{tg} \left[\frac{\pi}{8} \sqrt{\frac{h_2}{R'}} \ln \frac{h_2}{h_1} + \frac{1}{2} \operatorname{tg}^{-1} \sqrt{\frac{R'}{h_2}} \alpha \right] \quad (4.59)$$

4.4.2.2. Cálculo da força dos cilindros

De acordo com a eq. (4.40), pode-se escrever:

$$P = R'K \left[\int_{\phi}^{\alpha} (s/K)^- d\theta + \int_0^{\phi} (s/K)^+ d\theta \right] \quad (4.60)$$

Substituindo a eq. (4.57) e (4.58) em (4.60), e integrando-a, tem-se que a força dos cilindros por unidade de largura é dada por:

$$P = R'K \left[\frac{\pi}{2} \sqrt{\frac{h_2}{R'}} \operatorname{tg}^{-1} \sqrt{\frac{r}{1-r}} - \frac{\pi \alpha}{4} - \ln \frac{h_N}{h_2} + \frac{1}{2} \ln \frac{h_1}{h_2} \right] \quad (4.61)$$

onde

$$r = (h_1 - h_2)/h_1$$

$$h_N = h_2 + R'\phi^2$$

ou

$$P = \bar{K} \sqrt{R'\delta} Q_p \left(\frac{R'}{h_2}, r \right) \quad (4.62)$$

onde

Q_p = função geométrica

$$\delta = h_1 - h_2$$

\bar{K} = tensão de escoamento média

Define-se a função geométrica Q_p de Sims da seguinte forma:

$$Q_p \left(\frac{R'}{h_2}, r \right) = \left[\frac{\pi}{2} \sqrt{\frac{1-r}{r}} \operatorname{tg}^{-1} \sqrt{\frac{r}{1-r}} - \frac{\pi}{4} - \sqrt{\frac{1-r}{r}} \sqrt{\frac{R'}{h_2}} \left(\ln \frac{h_N}{h_2} - \frac{1}{2} \ln \frac{1}{1-r} \right) \right] \quad (4.63)$$

Na eq. (4.62) Q_p descreve a influência do atrito e da não homogeneidade da deformação no cálculo da força, e $\bar{K}\sqrt{R'\delta}$ representa a componente da força do cilindro por unidade de largura devido a deformação plana homogênea, sem atrito.

Para facilidade de cálculo, Sims calculou Q_p em função da redução r para diversos valores de R'/h_2 . Esta função é representada na Fig. 4.11 e Tabela 4.1. Desta figura, verifica-se que Q_p é uma função crescente de r . Assim, para reduções maiores, grandes valores da força são obtidas para grandes razões R'/h_2 . A eq. (4.63) tem recebido por parte de alguns autores [83,33] simplificações matemáticas, de modo a diminuir o tempo de computação, porém de igual precisão.

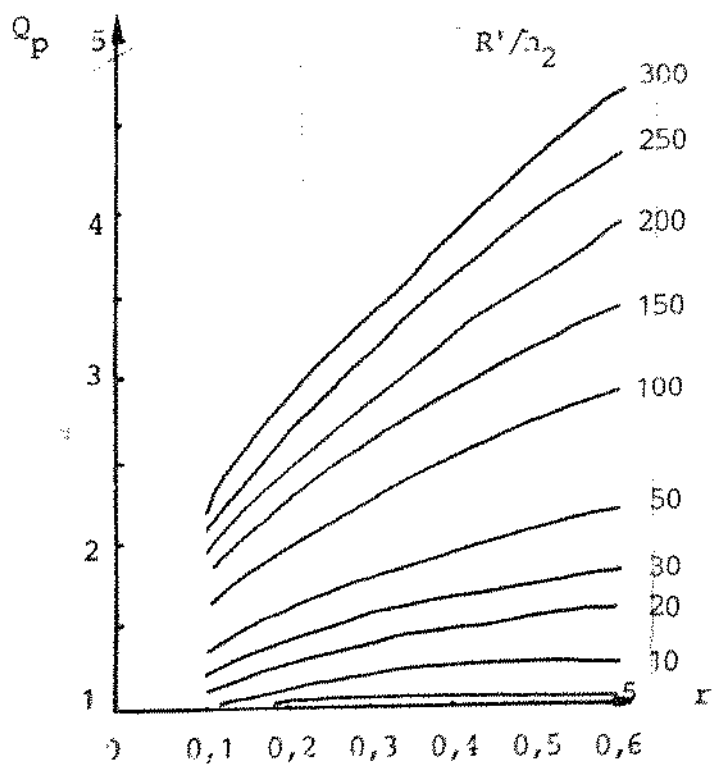


Fig. 4.11 - Função geométrica Q_p

r	R'/h	Q_p	r	R'/h	Q_p
0,1	5	0,9513	0,1	100	1,5976
0,2		1,0109	0,2		1,9630
0,3		1,0485	0,3		2,2628
0,4		1,0685	0,4		2,5232
0,5		1,0719	0,5		2,7583
0,1	10	1,0285	0,1	150	1,7814
0,2		1,1257	0,2		2,2387
0,3		1,1952	0,3		2,6129
0,4		1,2443	0,4		2,9422
0,5		1,2761	0,5		3,2405
0,1	20	1,1371	0,1	200	1,9397
0,2		1,2863	0,2		2,4699
0,3		1,4006	0,3		2,9061
0,4		1,4908	0,4		3,2943
0,5		1,5609	0,5		3,6486

Tab. 4.12- Funções geométricas Q_p

4.4.2.3. Cálculo do raio deformado dos cilindros e da tensão de escoamento

Analisa-se a seguir como são calculadas as variáveis e xistentes na expressão do cálculo da força.

1. Cálculo do raio deformado dos cilindros

O cálculo do raio deformado dos cilindros é realizado iterativamente através da equação proposta por Hitchcock, conforme descrita na seção 2.3.2.

$$R' = R \left(1 + \frac{cP}{\delta} \right) \quad (4.64)$$

onde $c = 3,45 \times 10^{-4} \text{ in}^2/\text{ton}$.

Com relação a iteração existente entre a força e o raio deformado, alguns autores tem proposto fórmulas alternativas, utilizando as equações de Sims, de modo a eliminar a iteração entre R' e P , tal como Buxtan [28] e Tarokh [83].

Utilizando uma função geométrica simplificada, Tarokh [83] assumiu a seguinte relação para o cálculo da força:

$$P = \frac{P'}{1-ZK} \quad (4.65)$$

onde P' é a força que não considera o achatamento do raio e P é a força que considera o achatamento dada por:

$$P = \sqrt{R'\delta} K \left[\frac{\pi}{4} + \frac{\sqrt{R'\delta}}{2h_1(2-r)} \right] \quad (4.66)$$

onde K é a tensão de escoamento e Z é um fator dado por:

$$Z = \frac{\pi}{4} c \sqrt{\frac{R}{rh_1}} + \frac{cP}{h_1(2-r)} \quad (4.67)$$

onde c é a constante de Hitchcock.

Supondo $cP/\delta \ll 1$, pode-se assumir a seguinte relação:

$$\sqrt{R'} = \sqrt{R} \left(1 + \frac{cP}{\delta} \right) \quad (4.68)$$

A eq.(4.65) é obtida substituindo (4.67) e (4.68) em (4.66). Esta eq.(4.65) permite o cálculo on-line da força com menor esforço que a eq.(4.62), e segundo Tarokh, os resultados obtidos são próximos aos obtidos por Sims com menor tempo de cálculo.

11. Cálculo da tensão de escoamento

Sims assumiu para a laminação a quente de um material rígido-plástico, uma tensão de escoamento igual ao valor médio, definido por:

$$\bar{K}_p = \frac{1}{\alpha} \int_0^\alpha K \, d\theta \quad (4.69)$$

onde o traço superior ao K significa o valor médio.

Como já conhecido de Orowan, a tensão varia no arco de contato. Entretanto, não existe uma equação que descreva completamente a relação da tensão com suas variáveis no arco de contato, temperatura, velocidade de deformação e deformação. Assim, Sims determinou o valor médio da tensão, relacionada com as suas variáveis da seguinte forma:

$$K = f(r) + B(r) \cdot \ln \bar{\lambda} \quad (4.70)$$

onde $f(r)$ é uma função de r , $B(r)$ uma constante que depende de

de r e $\bar{\lambda}$ a velocidade de deformação média dada pela seguinte equação:

$$\bar{\lambda} = \frac{2\pi N}{60} \frac{1}{\sqrt{r}} \sqrt{\frac{R'}{h_1}} \ln \frac{1}{1-r} \quad (4.71)$$

onde N é a velocidade do cilindro em rpm, e $2\pi N/60$ é a variação do ângulo com o tempo, $d\theta/dt$. Maiores comentários com relação a esta equação são feitas no Cap. 5.

Sims determinou a tensão de escoamento experimentalmente a partir de testes de compressão homogênea, plotando-a com relação a deformação, para vários valores de deformação média dada pela eq. (4.71), e de temperatura. A tensão de escoamento média para deformação plana foi obtida pela seguinte equação (Cook, Woodcock):

$$\bar{K}_P = \frac{1}{\sqrt{r}} \left[K_1 \sqrt{r} + \int_0^r \sqrt{r-e} \, dK \right] \quad (4.72)$$

onde K_1 é a tensão de escoamento para a deformação plana no início da deformação plástica.

Na Fig. 4.12 vê-se a distribuição de pressão em relação ao ângulo, calculada por Cook e Larke[38] pelas equações de Orowan e de Sims.

A diferença entre a distribuição de pressão empregando a tensão de escoamento verdadeira e o valor médio é pequena, e a força calculada com estes valores difere menos que 2%.

4.4.2.4. Contribuição de Cook e McCrum [61]

O trabalho de Sims teve uma extensa utilização prática a partir do trabalho de Cook e McCrum[61], que simplificaram a teoria de Sims, apresentando um método gráfico para a força, para uma determinada faixa de temperaturas, velocidades de deformação e redução, obtidas experimentalmente [68].

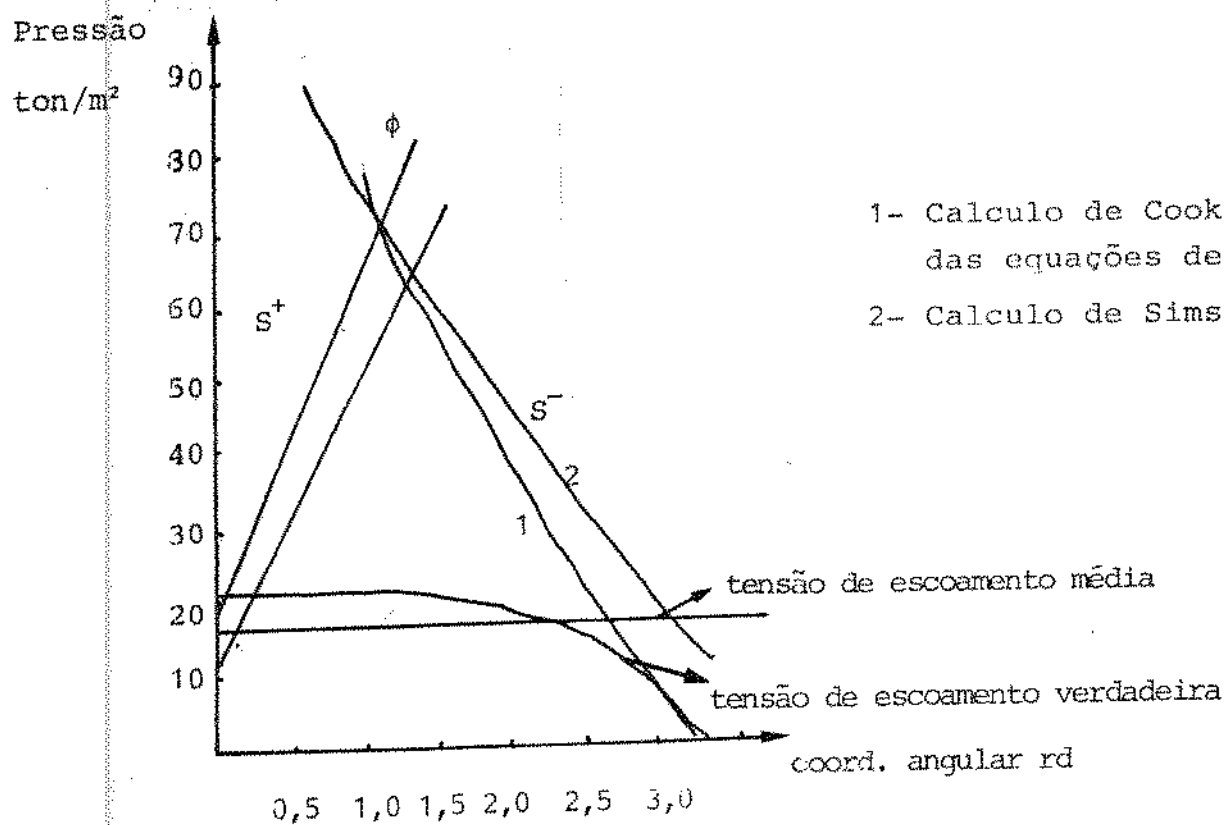
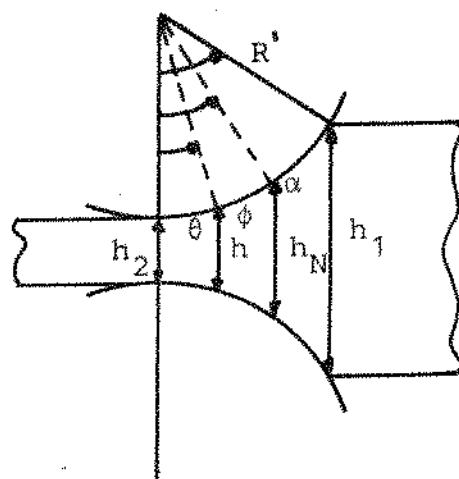


Fig. 4.12 - Distribuição angular da pressão para atrito aderente

As equações de Sims modificadas por Cook e McCrum são da
das pelas seguintes equações:

$$P = BR' F_P C_P \quad (4.73)$$

onde

$$F_P = \sqrt{\frac{1+r}{1-r}} \bar{K}_P \quad (4.74)$$

$$C_P = \sqrt{\frac{h_2}{R'} \frac{r}{1+r}} Q_P \quad (4.75)$$

onde B é a largura do material.

Cook e McCrum forneceram curvas das funções geométricas C_P versus R'/h_2 para uma faixa de redução e curvas de F_P versus velocidade de deformação média e redução, para uma faixa de temperatura de 900 - 1200°C.

Para evitar a armazenagem de um grande número de curvas e o grande tempo de computação, Buxton [28] aproximou as equações acima por expressões analíticas obtidas por análise de regressão.

Para o cálculo da força dos cilindros, pode-se resumir a teoria de Sims no diagrama a seguir, da figura 4-13.

4.4.3. Validação da Teoria de Sims

Nesta seção apresenta-se o resultado de três comparações da teoria de Sims, uma experimental com base em medidas obtidas pela SKF, e uma teórica com base na teoria de Orowan. Além destas , apresenta-se as comparações teóricas e experimentais obtidas por Stewartson [64]. Outras comparações entre a teoria de Sims e outras teorias serão vistas nos itens posteriores.

O objetivo desta comparação é verificar as equações propostas e estender as soluções numéricas, se possível, para cobrir a condição de deformação não-plana.

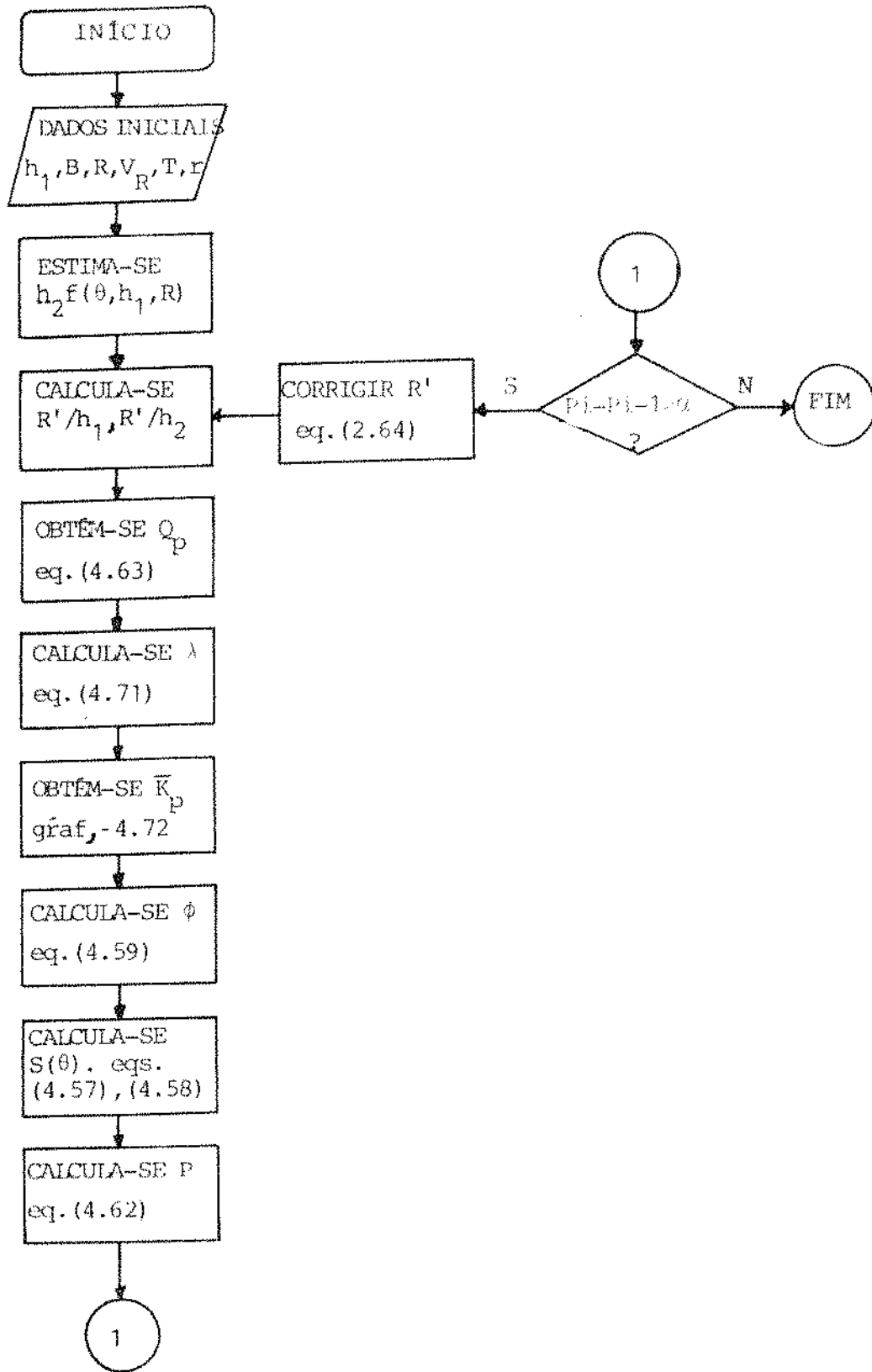


Fig. 4.13 - Diagrama representativo dos cálculos do modelo matemático de Sims

A comparação experimental foi feita entre a eq. (4.62) e os dados medidos obtidos em Holfors - Suécia pela SKF (1947-1950), com folhas de aço de 0,1% de carbono. Para a determinação da tensão de escoamento na compressão uniaxial, utilizou-se os dados fornecidos por Cook e Woodcock para o aço de 0,17% de carbono, em velocidades de deformação de 15 a 40 seg^{-1} , em temperaturas de 1000, 1100 e 1200. Nas velocidades de deformação utilizadas no experimento, a tensão de escoamento variou linearmente com o logaritmo da velocidade.

A tensão de escoamento média calculada na compressão plana é mostrada na Fig. 4.14. Foi assegurado no experimento que ocorreu aderência por todo o arco de contato, utilizando-se cilindros ásperos.

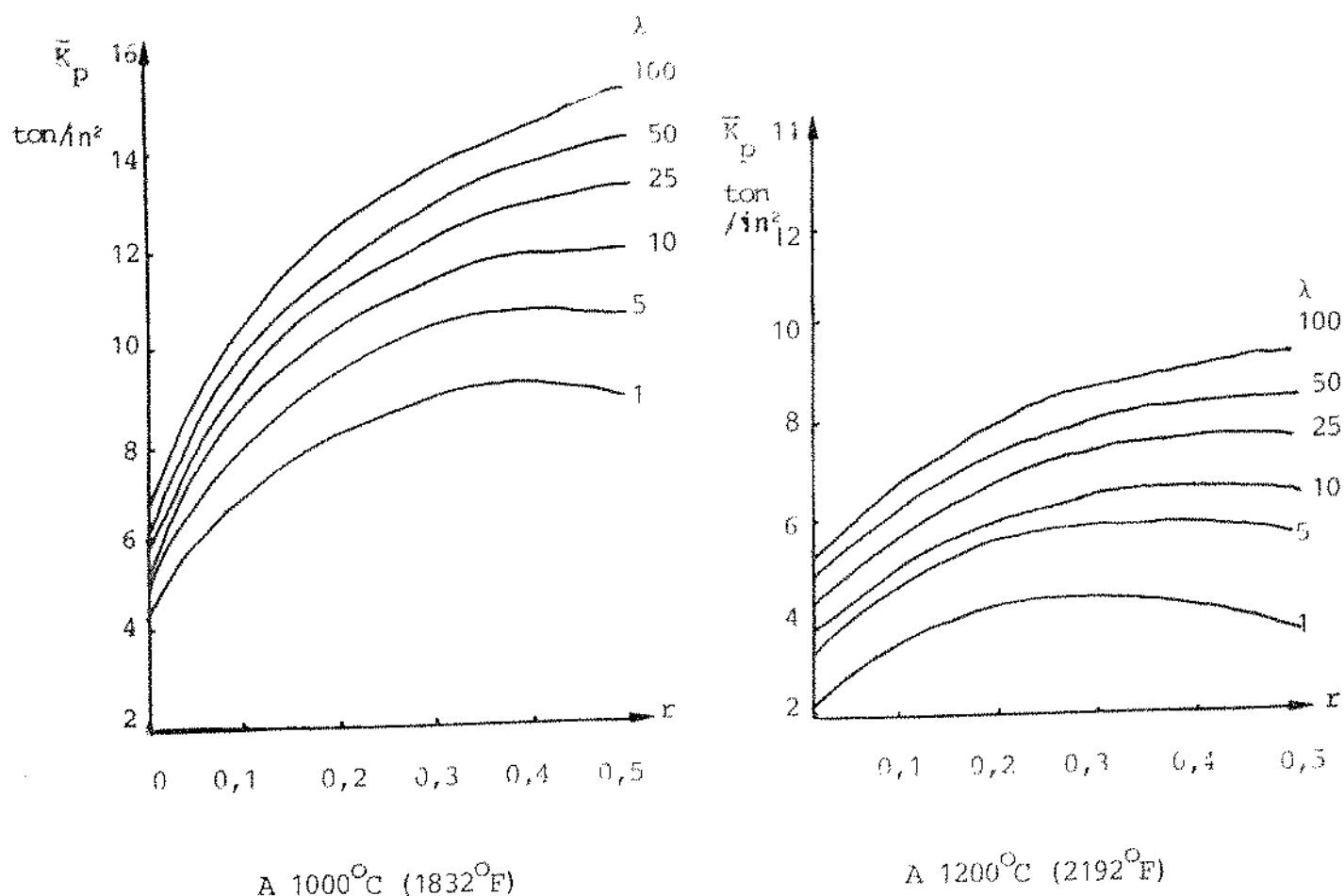


Fig. 4.14 - Tensão de escoamento média calculada na compressão plana para aço de 0,17% de C

Medidas de força são dadas na Fig. 4.15, juntamente com os valores calculados com condições de laminação aproximadas para deformação plana. A não linearidade dos resultados experimentais em reduções abaixo de 10 - 15%, é devido a erros na leitura dos medidores. Erros introduzidos no cálculo da coordenada angular do plano neutro (eq.(4.59)), pela suposição de tensão de escoamento médio, podem justificar a não linearidade de valores calculados.

Entretanto, a concordância entre valores calculados e medidos da força está dentro de $\pm 5\%$ em ambas as espessuras do material.

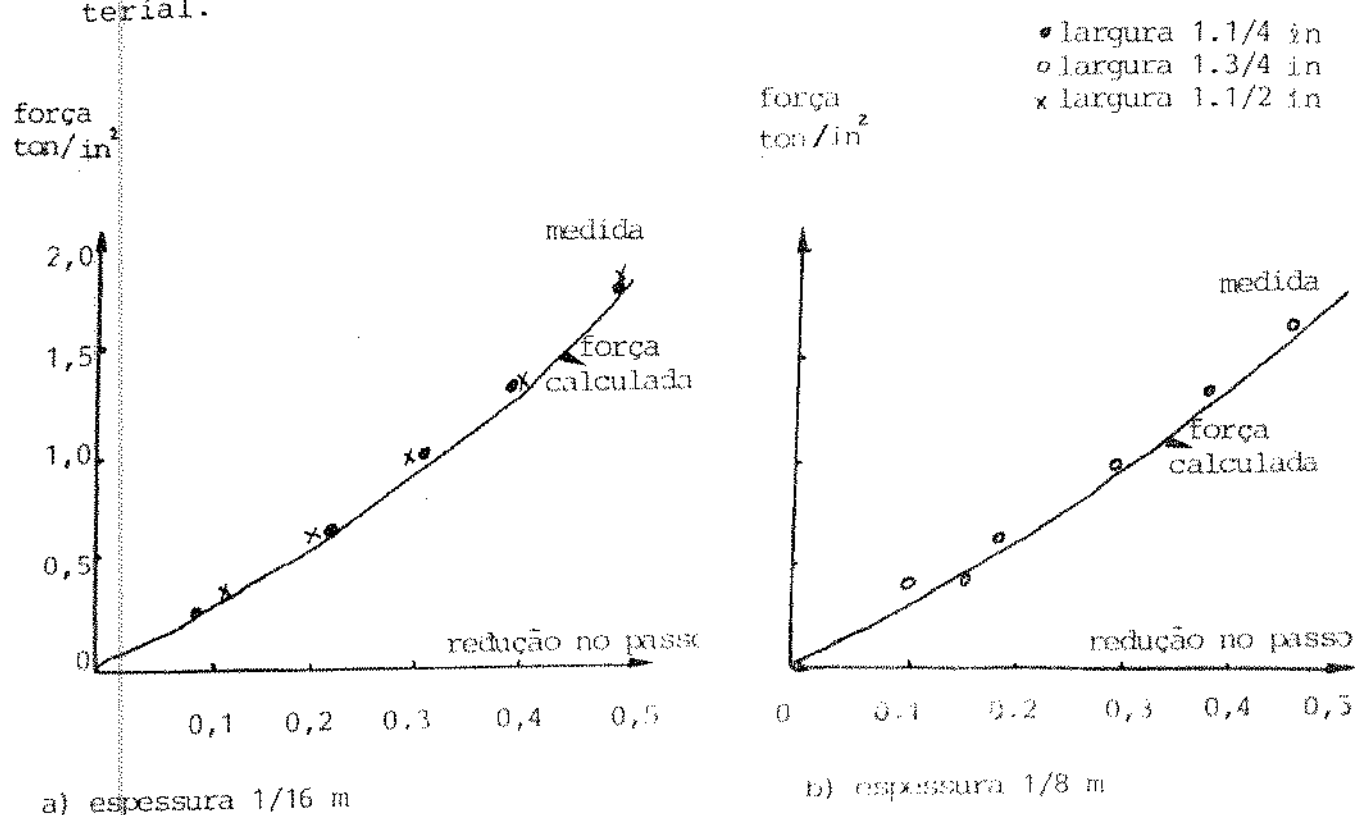


Fig. 4.15 - Força dos cilindros calculadas por barras de chumbo

A comparação teórica realizada por Sims foi feita com a teoria de Orowan, utilizando uma forma simplificada da equação da força de Orowan, apresentada da seguinte forma:

$$P = \bar{K} \sqrt{R\delta} Q_0 \left(\frac{R'}{h_2}, r \right) \quad (4.76)$$

onde

$$Q_0 \left(\frac{R'}{h_2}, r \right) = \frac{r}{4} + \sqrt{\frac{R'\delta}{4h_2}}$$

(4.77)

A eq.(4.76) e a eq.(4.62) diferem somente pelos fatores Q_p e Q_0 , e uma comparação entre as equações de Sims e Orowan é feita sobre uma faixa de redução e valores dos parâmetros R'/h_2 . Estes valores são dados na Tab. 4.2 abaixo, onde se vê que há uma concordância em pequenas reduções, até 0,3, mas a força calculada por (4.76) é 20% maior que o valor correspondente obtido pela eq. (4.62) em altas reduções.

Reduções no Passo	R'/h ₂							
	5		20		50		200	
	Q _p	Q ₀	Q _p	Q ₀	Q _p	Q ₀	Q _p	Q ₀
0,1	0,95	0,97	1,14	1,15	1,35	1,37	1,94	1,96
0,2	1,01	1,06	1,29	1,34	1,60	1,67	2,47	2,55
0,3	1,05	1,15	1,40	1,51	1,81	1,94	2,91	3,10
0,4	1,07	1,24	1,49	1,69	1,98	2,23	3,29	3,68
0,5	1,07	1,34	1,56	1,89	2,12	2,55	3,65	4,31
0,6	1,05	1,57	1,61	2,15	2,24	2,95	3,96	5,13

Q_p = valor de Sims

Q₀ = valor de Orowan

Tab. 4.2 - Valores comparativos das funções geométricas de Sims e Orowan

A outra comparação experimental e teórica foi realizada por Stewartson [64], com o objetivo de se mostrar a precisão e os pontos mais sensíveis a erros devido a simplificações entre a teoria de Sims e as teorias de Ekelund, Orowan e Pascoe, com as medidas experimentais.

Deve ser observado que a precisão das teorias em relação aos resultados experimentais dependem em muito das condições de como os testes experimentais foram realizados.

As equações utilizadas de Ekelund e Orowan-Pascoe são dadas abaixo:

i. Ekelund [29,25,38,85] determinou empiricamente a pressão específica sobre os cilindros supondo atrito aderente na saída e deslizando na entrada do arco de contato da seguinte forma:

$$S_e = (1 + m) (2K + \eta \lambda) \quad (4.78)$$

onde m é o coeficiente que caracteriza o efeito do atrito entre material e cilindro, sobre a pressão específica:

$$m = \frac{1,6\mu\sqrt{R\delta} - 1,2\delta}{h_1 + h_2} \quad (4.79)$$

onde μ é o coeficiente de atrito dado por

$$\mu = 0,8 (1,05 - 0,0005T) \quad (4.80)$$

$2K$ é a resistência específica num ensaio estático de compressão, dado por:

$$2K = (14 - 0,01T) (1,4 + \%C + \%Mn) \quad (4.81)$$

onde T é a temperatura de laminação, $\%C$ e $\%Mn$ são as porcentagens de carbono e manganês no material.

η é a viscosidade do material que está sendo laminado:

$$\eta = 0,01(14 - 0,01T) \quad (4.82)$$

λ é a velocidade de deformação

$$\lambda = 1,05 - 0,0005T \quad (4.83)$$

A pressão específica é obtida conhecendo-se a temperatura e o tipo de aço, visto que todas as equações acima são baseadas na temperatura de laminação.

ii. A equação proposta por Orowan-Pascoe [29] foi determinada com base no trabalho original de Orowan [34]:

$$P = \bar{K} \sqrt{R\delta} Q_{0p} \quad (4.84)$$

onde

$$Q_{0p} = \frac{\sigma}{4} + \sqrt{\frac{R\delta}{16h_2}} \quad (4.85)$$

Apresentam-se na Fig. 4.16 as comparações realizadas por Stewartson, onde a ordenada é a força medida experimentalmente, e a abscissa é a força prevista. A concordância pode ser definida como uma linha de 45° de inclinação.

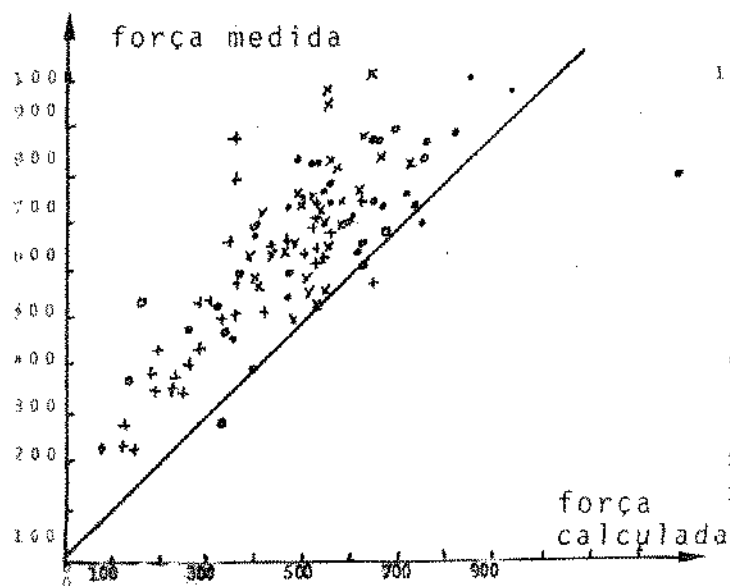
Na Fig. 4.16a apresentam-se os resultados de Ekelund. A linha média através dos pontos mostra forças calculadas 150 a 200 ton inferiores às medidas, com erros médios não maiores que $\pm 25\%$.

Os resultados obtidos com a equação de Orowan-Pascoe são apresentada na Fig. 4.16b. Os resultados obtidos não são melhores que os de Ekelund. Para reduções menores que 10% os resultados são similares aos de Ekelund. Com redução acima de 10%, a maioria dos valores calculados excede os medidos de -10% a +50%. Uma fonte de erro possível é a tensão de escoamento que tem sido recalculada e extrapolada de um pequeno número de medidas experimentais da força.

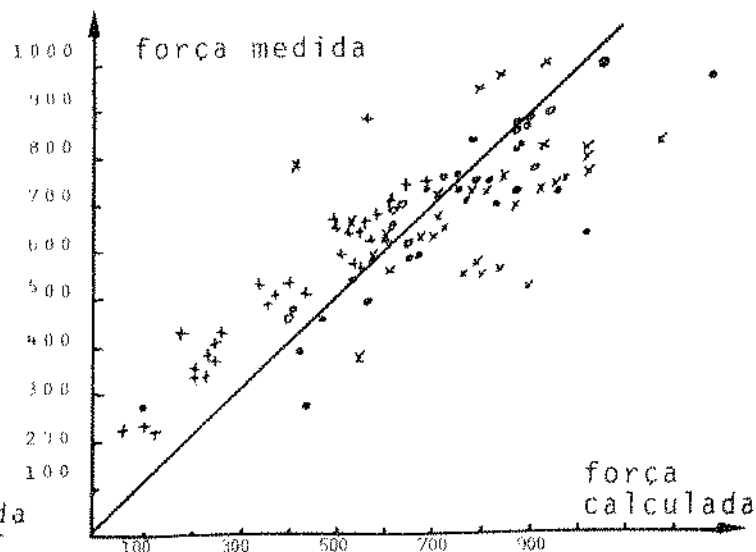
Na Fig. 4.16c apresenta-se a equação de Sims. Reduções acima de 10% mostram igual dispersão tanto de um lado quando do outro da linha média, com o volume de pontos ficando dentro dos 25%. Para reduções abaixo de 8%, a média dos pontos fica 200 ton abaixo da medida, com erros de $\pm 20\%$.

Considerando reduções acima de 10% somente, Sims apresenta melhores resultados com a força medida, embora haja erros de $\pm 20\%$, talvez devido a dificuldades de medidas de temperatura da

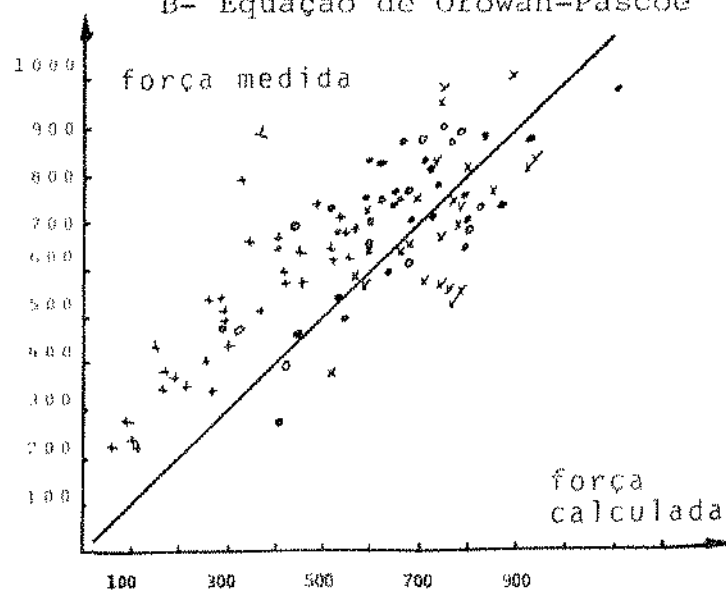
placa. Saxl [84] comentando estes resultados, observa que nove valores medidos da redução entre 8 - 15% estavam em pelo menos 20% mais altos que os calculados por Sims, e 5 deles estavam pelo menos 30% mais altos.



A- equação de Ekelund



B- Equação de Orowan-Pascoe



C- Equação de Sims

Fig. 4.16 - Comparação de valores calculados e medidos

Dos resultados apresentados por Stewartson, Orowan-Pascoe fornecem valores mais precisos para reduções menores que 8%. Pequenas reduções são frequentemente necessárias quando no fim do esquema de laminação, quando a espessura da tira e temperatura são baixas. Sub-estimação grosseira como resultados de Sims, nesta faixa é perigoso.

Neste ponto, pode-se propor a utilização de dois ou mais modelos para a implementação no laminador de tiras a quente. Neste caso, utilizar-se-ia o modelo de Sims para as primeiras cadeiras onde as reduções são em média 10 a 30%, e o modelo de Orowan-Pascoe ou Ekelund para as últimas cadeiras, onde as reduções são pequenas.

Para um laminador e esquemas de reduções determinados e várias simulações dos vários modelos existentes, pode-se escolher para este laminador, o modelo ou modelos que melhor se adaptam às diversas condições de operação.

4.4.4. Considerações Finais

Comparações realizadas entre valores calculados e medidos por Wallquist e Stewartson [69,70] indicaram que o método de Sims é o mais preciso e consistente dos métodos disponíveis, e pode ser utilizado para uma grande variedade de materiais, se características tensão de escoamento versus deformação são disponíveis.

Devido a sua simplicidade a teoria de Sims tem sido a mais utilizada, tanto como um modelo base para comparações e desenvolvimento de outras teorias, como atrito misto [44,48,50] e cálculos de set-up [18,33], quanto em simulações em sistemas industriais [18,19].

Entretanto, algumas críticas tem sido feitas relativas a alguns pontos da teoria, a saber:

- i. Devido ao desconhecimento e dificuldades envolvidas nas investigações experimentais sobre a determinação da região de desliz e aderência, Sims supõe atrito aderente por todo o arco de

contato. Em muitas teorias existentes na literatura [18,44,50] , considera-se o atrito misto como o mais correto com a prática, o correndo atrito deslizante no início e final do arco de contato, e atrito aderente na parte restante.

Denton [44] justifica que todas as teorias baseadas em Von Karman concordam em predizer que μ/K é mínimo na entrada e na saída, tendo nestes pontos altos valores de coeficiente de atrito. Segundo Denton, não é comum que sob certas condições de laminação, altos valores de atrito sejam mantidos para ocorrer aderência nestas regiões. Embora a existência de regiões de deslize tendam a reduzir a força total, esta situação não é inteiramente direta por causa do efeito associado dado pelo fator de não homogeneidade de Orowan. Isto implica em considerar atrito misto, e consequentemente, o coeficiente de atrito como mais uma variável ajustável.

Esta é a linha de análise que será vista nas seções seguintes.

ii. A utilização do valor médio da tensão de escoamento, como uma forma viável de se considerar a variação da tensão no arco de contato. Como já colocado anteriormente, os valores calculados de força concordam com as medidas sobre uma larga faixa de reduções onde as diferenças são menores que 2%, sendo a causa atribuída ao uso de valores médios da tensão.

iii. Segundo Ford e Alexander [42], a consideração que Sims faz de $\partial\sigma/\partial t$ ser a velocidade do cilindro e não da tira, torna errônea a equação da velocidade de deformação. Ambas as velocidades são diferentes por causa do deslize. Esta consideração é imprecisa para reduções médias e grandes (0,4 - 0,6), tornando o valor da tensão mais impreciso ainda, visto que a tensão é uma função da velocidade da deformação.

iv. Segundo Alexander [84], as curvas de tensão de escoamento médio em função da deformação plana para várias velocidades

de deformação, conforme mostrado na Fig. 4.14, foram calculadas de testes em compressão livre utilizando os mesmos valores de velocidades de deformação, quando em deformação plana. Não é correto assumir que os resultados de testes de compressão livre em uma dada velocidade de deformação constante, sejam convertidos em testes equivalentes de compressão em deformação plana para a mesma velocidade de deformação, isto porque o sistema de tensão na laminação se comporta de maneira complexa, e o termo velocidade de deformação não tem o mesmo significado para tensão livre e tensão plana. Uma tese mais aceitável é utilizar o critério de Von Mises de escoamento, que será analisado no Cap. 5, seção 5.3.2, para se encontrar a velocidade de deformação equivalente. Assim o teste de compressão uniaxial livre ϵ_p é dado segundo Alexander, por:

$$\frac{d\epsilon_p}{dt} = \frac{2}{\sqrt{3}} \frac{d\epsilon_2}{dt}$$

onde $d\epsilon_2/dt$ é o incremento de deformação em deformação plana e $2/\sqrt{3}$ é o fator de equivalência introduzido por Von Mises.

Na teoria de Sims, nenhuma correção foi realizada na velocidade de deformação em compressão uniaxial e plana. Segundo Sims [37], esta correção é sem sentido em vista dos dados originais serem muito grosseiros. Onde os resultados são mais detalhados, entretanto, uma correção do tipo acima seria realmente necessária.

Das observações acima, vê-se que maiores atenções são necessárias na tensão de escoamento médio constante e no coeficiente de atrito, assumido alto ($\mu = 0,4$), dando lugar a completa aderência por todo o arco de contato, como parâmetros que introduzem imprecisões na equação da força.

4.5. MODELO MATEMÁTICO DE ELKALAY E SPARLING [50]

4.5.1. Hipóteses Simplificadoras

A teoria de Elkalay e Sparling [50], da mesma forma que a teoria de Orowan, considera o processo de laminação como constituído de atrito misto, ou seja, atrito aderente e deslizante.

Para desenvolver a sua teoria, Elkalay e Sparling utilizaram as seguintes teorias;

- i. Teoria de Sims, já vista na seção anterior, desenvolvida para a laminação a quente, supondo-se atrito aderente por todo o arco de contato. Foi utilizada por Elkalay para a região central do arco de contato, onde ocorrem altos coeficientes de atrito.
- ii. Teoria de Bland e Ford [59], desenvolvida para a laminação a frio, supondo-se atrito deslizante por todo o arco de contato. Foi utilizada por Elkalay para a região de entrada e saída do arco de contato, onde ocorrem baixos coeficientes de atrito.

Além destas duas teorias, Elkalay utilizou a teoria de Orowan para determinar o valor da distribuição de pressão nas condições limites dos planos de entrada e saída, de modo a levar em consideração a não homogeneidade da deformação nas regiões de atrito deslizante. Sims e Bland e Ford consideraram estas condições limites como sendo $\pi/4$ e 1, respectivamente, para a razão de distribuição de pressão.

4.5.2. Desenvolvimento Matemático

Analisa-se nesta seção, primeiramente, a teoria de Bland e Ford [59]. A seguir, apresenta-se como Elkalay e Sparling realizaram as adaptações na teoria de Bland e Ford para se

considerar as condições limites na entrada e saída para a laminação a quente.

4.5.2.1. Teoria de Bland e Ford

A teoria de Bland e Ford é uma aproximação à teoria de compressão homogênea analisada por Orowan [34], desenvolvida para a laminação a frio, onde a compressão homogênea acontece. A teoria de Bland e Ford foi desenvolvida com as seguintes hipóteses, válidas para a laminação a frio:

i. Compressão elástica do material desprezível.

ii. Seções planas perpendiculares a direção de laminação permanecem planas, com tensões verticais q e horizontais p constantes nestas seções, daí:

$$q - p = K \quad (4.86)$$

onde K é a tensão de escoamento.

iii. Pequenos ângulos de contato

iv. Atrito deslizando por todo o arco de contato. A utilização desta hipótese implica em se ter para a força de atrito, conforme mostrado no Cap. 2, seção 2.3.2:

$$\tau = \mu S \quad (4.87)$$

e além disso, segundo a eq. (4.23):

$$a = \frac{2\mu S}{K} < 1$$

ou seja,

$$\mu S < \frac{K}{2} \quad (4.88)$$

Isto significa que a força de atrito $\tau = \mu s$ é menor que a metade da tensão de escoamento na deformação plana, ocorrendo assim o deslize do material sobre o cilindro.

Com as hipóteses acima, Bland e Ford desenvolveram as seguintes equações para a pressão

Aplicando as hipóteses iii e iv acima na equação de equilíbrio (4.6) de Orowan, e considerando o achatamento do cilindro, obtém-se:

$$\frac{df}{d\theta} = 2R's(0 \pm \mu) \quad (4.89)$$

onde o sinal superior refere-se ao lado de saída e o inferior ao lado de entrada do arco de contato.

Utilizando a hipótese ii e aplicando a eq.(4.9) onde p e q são constantes para a compressão homogênea, tem-se a relação entre a pressão normal e a força horizontal; supondo-se a pressão vertical p igual a pressão normal s :

$$f = h \left(\frac{s}{K} - 1 \right) \quad (4.90)$$

A diferença entre esta equação e a eq.(4.30), é que em (4.30), tinha-se $W(a)$ em lugar da unidade.

Substituindo a eq.(4.90) em (4.89), obtém-se:

$$hK \frac{d}{d\theta} \left(\frac{s}{K} \right) + \left(\frac{s}{K} - 1 \right) \frac{d}{d\theta} (hK) = 2R's(0 \pm \mu) \quad (4.91)$$

com a hipótese de

$$\left(\frac{s}{K} - 1 \right) \frac{d}{d\theta} (hK) \ll hK \frac{d}{d\theta} \left(\frac{s}{K} \right) \quad (4.92)$$

tem-se que a eq.(4.91) é dada por:

$$hK \frac{d}{d\theta} \left(\frac{s}{K} \right) = 2R's(\theta \pm \mu) \quad (4.93)$$

Integrando a eq. (4.93) em θ de 0 a ϕ e de ϕ a α , e aplicando a condição limite para o caso de deslize, em que $s/K=1$ na entrada e na saída do arco de contato, tem-se as seguintes equações para a distribuição de pressão para o lado de saída e entrada respectivamente [59]:

$$\left(\frac{s}{K} \right)^+ = \frac{h}{h_2} e^{\mu H} \quad (4.94)$$

$$\left(\frac{s}{K} \right)^- = \frac{h}{h_1} e^{\mu(H_1 - H)} \quad (4.95)$$

onde h é a espessura em algum ponto do arco de contato, e H é um fator dado por:

$$H = 2 \sqrt{\frac{R'}{h_2}} \operatorname{tg}^{-1} \sqrt{\frac{R'}{h_2}} \theta \quad (4.96)$$

e

$$H_1 = 2 \sqrt{\frac{R'}{h_2}} \operatorname{tg}^{-1} \sqrt{\frac{R'}{h_2}} \alpha$$

onde α é o ângulo de entrada e θ o ângulo de variação no arco de contato.

A força é obtida integrando-se a distribuição de pressão, tendo-se:

$$P = R'K \left[\int_0^\phi \left(\frac{s}{K} \right)^+ d\theta + \int_\phi^\alpha \left(\frac{s}{K} \right)^- d\theta \right] \quad (4.97)$$

Bland e Ford mostraram que a hipótese (4.92) introduz um

erro de 5% na inclinação da curva de distribuição de pressão acerca do ponto neutro, mas o erro médio na pressão normal por causa disto é cerca de 1% no lado de saída, e -3% no lado de entrada do arco.

Apresenta-se na Fig. 4.17 a comparação teórica do método de Bland e Ford com a teoria de Orowan assumindo compressão homogênea. Pela proximidade das curvas vê-se que as aproximações de Bland e Ford não levam a grandes erros, embora a condição de laminação a frio mostrada seja extrema. As diferenças não ultrapassam mais que 2%.

De comparações experimentais, as forças calculadas diferem das medidas em até 10%. A teoria de Bland e Ford é simples e precisa para a maioria dos casos práticos, para a laminação a frio, onde condições homogêneas de deformação estão presentes.

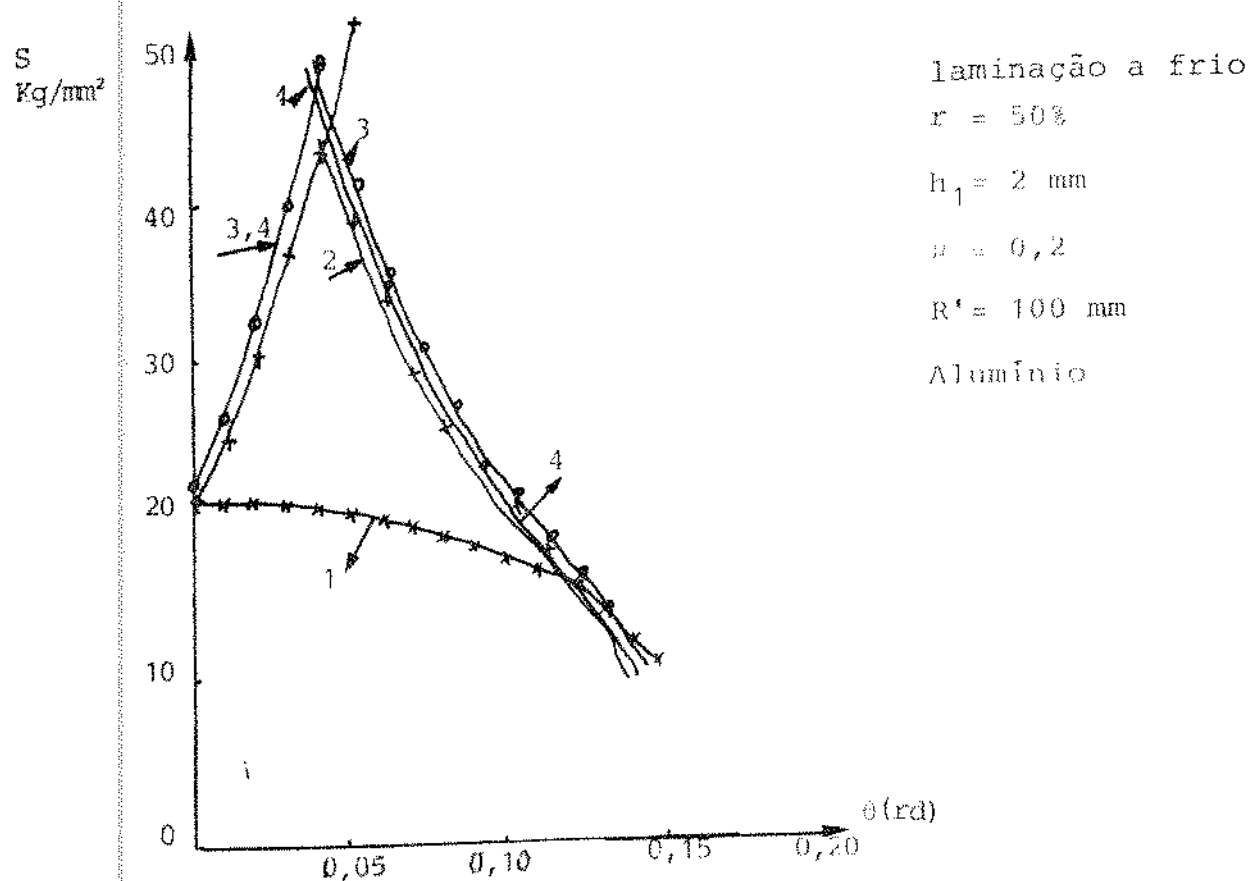


Fig. 4.17 - Curva de pressão normal do cilindro

- | | |
|---------------------------------------|---------------------|
| 1. tensão de escoamento | 2. Método de Orowan |
| 3. Método gráfico homogêneo de Orowan | 4. Bland e Ford |

4.5.2.2. Adaptação da teoria de Bland e Ford para a laminação a quente

i. Determinação da equação de distribuição de pressão para a região de deslize

Como já visto na seção anterior, a teoria de Bland e Ford foi desenvolvida com a hipótese de compressão homogênea para a laminação a frio. Para utilizar esta teoria na laminação a quente, Elkalay e Sparling propuseram uma correção nas equações de distribuição de pressão de Ford e Alexander de modo a considerar a não-homogeneidade de deformação, válida para o caso de laminação a quente.

Orowan [34] mostrou que a não-homogeneidade da deformação expressa pela eq. (4.24) e o fator "a" variando uma forma elíptica, conforme representado pela Fig. 4.4. Considerando que as relações acima variam de uma forma analítica, Elkalay e Sparling deduziram as condições limites de entrada e saída através do seguinte caminho:

$$\frac{\frac{\omega^2}{2}}{A} + \frac{\frac{a^2}{2}}{B} = 1 \quad (4.98)$$

onde A e B são obtidos aplicando as condições de $a = 0$, $\omega = 1$ e $a = 1$, $\omega = \pi/4$, obtendo-se:

$$A = 1$$

$$\frac{1}{B^2} = 1 - \left(\frac{\pi}{4} \right)^2 \quad (4.99)$$

Com os valores de A e B, a equação da elipse pode ser reescrita da seguinte forma:

$$\omega^2 + \left[1 - \left(\frac{\pi}{4} \right)^2 \right] a^2 = 1$$

ou

$$\omega = \sqrt{1 - 1,5326 \mu^2 \left(\frac{s}{K}\right)^2} \quad (4.100)$$

De acordo com Orowan [34], na entrada e na saída do arco de contato as distribuições de pressões se igualam, então:

$$\left(\frac{s}{K}\right)^+ \Big|_{\theta=0^0} = \left(\frac{s}{K}\right)^- \Big|_{\theta=\alpha} = \omega \quad (4.101)$$

Levando esta igualdade na eq.(4.100), tem-se:

$$\left(\frac{s}{K}\right)^2 + \left(1 - \left(\frac{\pi}{4}\right)^2\right) 4\mu^2 \left(\frac{s}{K}\right)^2 = 1 \quad (4.102)$$

Em $\theta = 0$ (+) e em $\theta = \alpha$ (-) tem-se:

$$\left(\frac{s}{K}\right)_{\pm} = \frac{1}{\sqrt{1 + 1,5326 \mu^2}} = Z \quad (4.103)$$

Elkalay e Sparling propuseram considerar a não homogeneidade da deformação através da inclusão do termo Z nas eqs.(4.94) e (4.95), considerando-se assim a não-homogeneidade através da função $\omega(a)$.

Procede-se da entrada e da saída onde a razão s/K se iguala a Z, em direção ao centro do arco de contato, utilizando-se as equações de Bland e Ford, até posições onde $s/K = 1/2\mu$, conforme eq.(4.88), onde o atrito deslizante termina, de acordo com a Fig. 4.18, onde se representa os ângulos de aderência e de deslize. Estes ângulos serão demonstrados mais a frente.

Integrando-se a eq.(4.93), incluindo as hipóteses da eq.(4.92) e utilizando-se as condições limites representadas pela eq.(4.103) até os devidos ângulos, tem-se para o lado de saída e entrada respectivamente:

$$\left(\frac{s}{K}\right)^+ = Z \frac{h}{h_2} e^{\mu H} \quad (4.104)$$

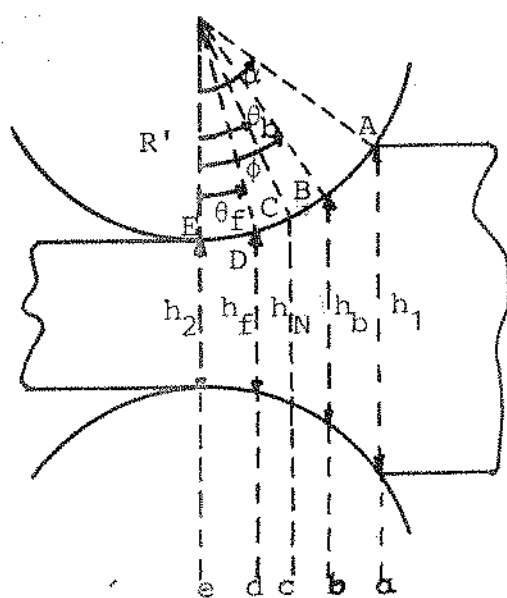
$$\left(\frac{s}{K}\right)^- = Z \frac{h}{h_1} e^{\mu(H_1 - H)} \quad (4.105)$$

onde H e H_1 são dados pela eq. (4.96).

Segundo Elkalay e Sparling estas equações representam a melhor forma de se considerar o atrito deslizante na laminação a quente, onde a não homogeneidade da deformação ocorre. Este fator Z , função somente do coeficiente de atrito é constante na região de deslize.

ii. Determinação das equações de distribuição de pressão para a região de aderência.

De acordo com a Fig. 4.18, com referência ao plano de saída, medem-se os ângulos θ_f e θ_b , respectivamente o fim e o início da região de aderência.



- a) plano de entrada
- b) plano de mudança
deslize \rightarrow aderência
- c) plano neutro
- d) plano de mudança
aderência \rightarrow deslize
- e) plano de saída

condições limites:

em A e E $S/K = Z$ deslize

em B e D $S/K = 1/2\mu$ aderência

Fig. 4.18 - Parâmetros geométricos de El Kalay e Sparling

A razão s/K aumenta a partir destas posições em direção ao ponto neutro, de acordo com as expressões de Sims, eq.(4.53). Integrando-a de θ_f a θ_b com a condição limite $s/K = 1/2\mu$, onde começa a aderência, tem-se para o lado de saída e entrada, respectivamente:

$$\left(\frac{s}{K}\right)^+ = \frac{1}{2\mu} + \frac{\pi}{4} \ln \frac{h}{h_f} + \sqrt{\frac{R'}{h_2}} \left[\operatorname{tg}^{-1} \sqrt{\frac{R'}{h_2}} \theta - \operatorname{tg}^{-1} \sqrt{\frac{R'}{h_2}} \theta_f \right] \quad (4.106)$$

$$\left(\frac{s}{K}\right)^- = \frac{1}{2\mu} + \frac{\pi}{4} \ln \frac{h}{h_b} + \sqrt{\frac{R'}{h_2}} \left[\operatorname{tg}^{-1} \sqrt{\frac{R'}{h_2}} \theta_b - \operatorname{tg}^{-1} \sqrt{\frac{R'}{h_2}} \theta \right] \quad (4.107)$$

onde h_b e h_f referem-se as espessuras do material nos respectivos ângulos θ_b e θ_f , e são dados pelas equações abaixo, utilizando-se a hipótese de pequenos ângulos de contato:

$$h_b = h_2 + R' \theta_b^2 \quad (4.108)$$

$$h_f = h_2 + R' \theta_f^2 \quad (4.109)$$

Obtém-se os ângulos θ_b e θ_f igualando-se as eqs.(4.94) e (4.95), inserindo-se a condição de que a força de atrito por unidade de área é igual a tensão de escoamento no cisalhamento $K/2$ [50]:

$$\theta_f = \sqrt{\frac{h_2}{R'}} \operatorname{tg} \left[\Delta_f - \frac{2,3026 \log \sec \Delta_f}{\beta + \operatorname{tg} \Delta_f} \right] \quad (4.110)$$

onde

$$\Delta_f = \sqrt{\frac{h_2}{R'}} \operatorname{tg} \left(\frac{1,1513}{\beta} \log \frac{1}{2\mu Z} \right) \quad (4.111)$$

$$\theta_b = \sqrt{\frac{h_2}{R'}} \operatorname{tg} \left[\Delta_b + \frac{2,3026 \log \sec \Delta_b}{\beta - \operatorname{tg} \Delta_b} \right] \quad (4.112)$$

onde

$$\Delta_b = \sqrt{\frac{h_2}{R'}} \operatorname{tg} \left(\operatorname{tg}^{-1} \sqrt{\frac{R'}{h_2}} \alpha - \frac{1,1513}{\beta} \left(\log \frac{1}{2\mu Z} + \log \frac{h_1}{h_2} \right) \right) \quad (4.113)$$

onde

$$\beta = \mu \sqrt{\frac{R'}{h_2}} \quad (4.114)$$

O ângulo neutro é o ponto no qual as forças de atrito se anulam e a pressão é máxima. Ele é obtido igualando-se as eqs. (4.106) e (4.107), visto que é na região de aderência que ele ocorre. Igualando-se as eqs. (4.104) e (4.105), pode-se eliminar a relação entre θ_b e θ_f , obtendo-se a seguinte expressão para o ângulo neutro:

$$\begin{aligned} \phi = & \sqrt{\frac{h_2}{R'}} \operatorname{tg} \frac{1}{2} \sqrt{\frac{h_2}{R'}} \left[\left(\frac{\pi}{4} - \frac{1}{2\mu} \right) \ln \frac{h_f}{h_b} + \right. \\ & \left. + \sqrt{\frac{R'}{h_2}} \operatorname{tg}^{-1} \sqrt{\frac{R'}{h_2}} \alpha - \frac{1}{2\mu} \ln \frac{h_1}{h_2} \right] \quad (4.115) \end{aligned}$$

As eqs. (4.104) e (4.105) pouco diferem das eqs. (4.94) e (4.95) de Bland e Ford. El Kalay introduziu somente o fator Z de correção, devido a condição limite de $s/K = Z$ na entrada e na saída. A condição limite anterior era a unidade, visto que a deforma

ção era homogênea em condições de deslize.

Quanto as equações para a região de aderência propostas por El Kalay, (4.106) e (4.107), estas diferem das eqs. (4.57) e (4.58) de Sims, também na condição limite, $s/K = 1/2$. Sims considerou de acordo com a teoria de Orowan, para o caso de aderência, que $s/K = \pi/4$ na entrada e na saída do arco de contato.

Em termos de teoria de atrito misto, as equações de El Kalay e Sparling vieram trazer uma solução analítica simples e de precisão aceitável [50] na maioria dos casos práticos de laminação.

4.5.2.3. Cálculo da força dos cilindros

Determinadas as equações para a distribuição de pressão com condições de atrito misto, analisa-se a seguir o cálculo da força.

Como uma primeira hipótese, El Kalay e Sparling assumiram que, para a laminação a quente com reduções relativamente altas, os ângulos θ_b e θ_f aproximam-se aos ângulos de entrada e saída, em tal extensão, que a distribuição de pressão nas regiões de deslize pode ser substituída por uma linha reta em vez de uma linha ligeiramente curva da função exponencial (isto diminui a extensão da região de deslize na entrada e na saída do arco de contato), conforme Fig. 4.19.

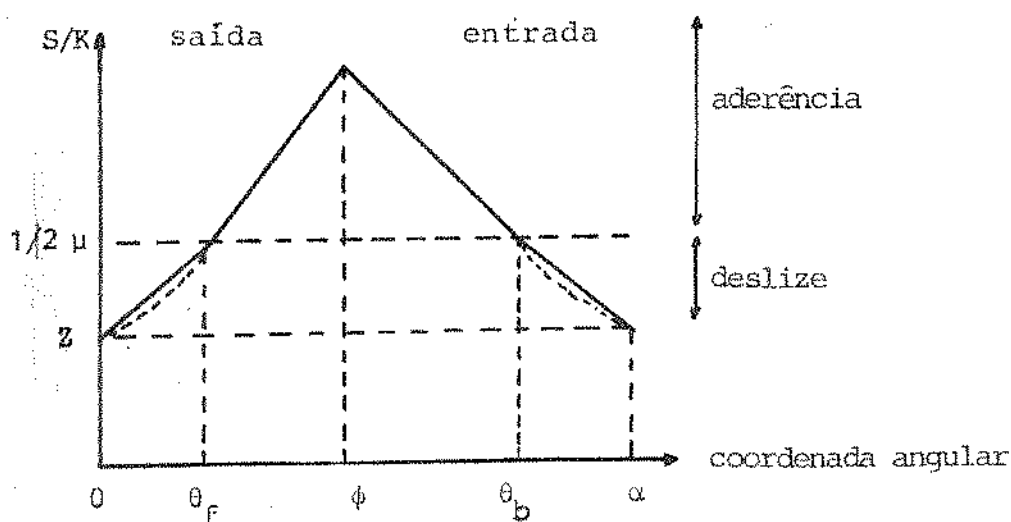


Fig. 4.19 - Distribuição de pressão verdadeira e aproximada

Utilizando-se as aproximações de Orowan e Sims, eq. (4.40), e a hipótese de Sims de tensão de escoamento médio constante, a força total por unidade de largura é dada por

$$P = \bar{K}_P \int_0^{\alpha} s/K \, d\theta \quad (4.116)$$

Integrando a eq. (4.116) para as condições de atrito des

lizante e aderente, utilizando as eqs. (4.104) a (4.107), tem-se [50]:

$$P = \bar{K}_p \sqrt{R'} \delta F_p \quad (4.117)$$

onde a função F_p é dada por:

$$\begin{aligned} F_p = & \left(\frac{1 + 2\mu Z}{4\mu} \right) + \sqrt{\frac{1-r}{r}} \left[\frac{1}{2} \sqrt{\frac{R'}{h_2}} \ln \frac{1}{1-r} - 2 \sqrt{\frac{R'}{h_2}} \ln \sec \operatorname{tg}^{-1} \right. \\ & \left. \sqrt{\frac{R'}{h_2}} \phi - \mu \frac{R'}{h_2} \operatorname{tg}^{-1} \sqrt{\frac{R'}{h_2}} \alpha + \left(\frac{\pi}{2} + \mu \frac{R'}{h_2} \right) \right. \\ & \left. \left(\operatorname{tg}^{-1} \sqrt{\frac{R'}{h_2}} \theta_b - \operatorname{tg}^{-1} \sqrt{\frac{R'}{h_2}} \theta_f \right) - \left(\frac{\pi}{2} - \frac{1 - 2\mu Z}{4\mu} \right) \right. \\ & \left. \left(\sqrt{\frac{R'}{h_2}} \theta_b - \sqrt{\frac{R'}{h_2}} \theta_f \right) + \sqrt{\frac{R'}{h_2}} \ln \frac{1}{2\mu Z} \right] \quad (4.118) \end{aligned}$$

Supondo-se que $\ln \sec \operatorname{tg}^{-1} \sqrt{R'/h_2} \phi$ é aproximadamente igual a $\ln \sec \operatorname{tg}^{-1} \sqrt{R'/h_2} \theta_s$ (θ_s ângulo neutro dado por Sims), pode-se simplificar a eq. (4.118) da seguinte forma:

$$\begin{aligned} F_p = & Q_p + \frac{1 + 2\mu Z + \mu \pi}{4\mu} - \sqrt{\frac{1-r}{r}} \left[\left(\frac{\pi}{2} + \frac{\mu R'}{h_2} \right) \left(\operatorname{tg}^{-1} \sqrt{\frac{R'}{h_2}} \alpha - \right. \right. \\ & \left. \left. \operatorname{tg}^{-1} \sqrt{\frac{R'}{h_2}} \theta_b + \operatorname{tg}^{-1} \sqrt{\frac{R'}{h_2}} \theta_f \right) + \left(\frac{\pi}{2} - \frac{1 - 2\mu Z}{4\mu} \right) \right. \\ & \left. \left(\sqrt{\frac{R'}{h_2}} \theta_b - \sqrt{\frac{R'}{h_2}} \theta_f \right) - \sqrt{\frac{R'}{h_2}} \ln \frac{1}{2\mu Z} \right] \quad (4.119) \end{aligned}$$

ou
$$F_p = Q_p + \xi(\mu, r, R'/h_2) \quad (4.120)$$

onde

$$\begin{aligned} \xi = & \frac{1 + 2\mu Z + \mu\pi}{4\mu} - \sqrt{\frac{1-r}{r}} \left[\left(\frac{\pi}{2} + \frac{\mu R'}{h_2} \right) \left(\operatorname{tg}^{-1} \sqrt{\frac{R'}{h_2}} \alpha - \right. \right. \\ & \left. \left. \operatorname{tg}^{-1} \sqrt{\frac{R'}{h_2}} \theta_b + \operatorname{tg}^{-1} \sqrt{\frac{R'}{h_2}} \theta_f \right) + \left(\frac{\pi}{2} - \frac{1 - 2\mu Z}{4\mu} \right) \right. \\ & \left. \left(\sqrt{\frac{R'}{h_2}} \theta_b - \sqrt{\frac{R'}{h_2}} \theta_f \right) - \sqrt{\frac{R'}{h_2}} r \frac{1}{2\mu Z} \right] \end{aligned} \quad (4.121)$$

onde Q_p é o termo geométrico de Sims, dado pela eq.(4.63).

A primeira parte da expressão de ξ é função somente do atrito, enquanto que a segunda parte depende do atrito, da redução e da razão R'/h_2 . ξ diminui quando a redução aumenta e tem seu valor mínimo em um certo valor de R'/h_2 .

$\xi = 0$ quando $\mu \geq 2/\pi$, isto é, quando ocorre aderência; aí $F_p = Q_p$ e a força dada por El Kalay será a mesma dada por Sims. Tem-se assim a relação entre as forças:

$$\frac{P}{P_s} = \frac{F_p}{Q_p} = 1 + \frac{\xi}{Q_p} \quad (4.122)$$

onde P_s é a força dada por Sims.

Dentre os parâmetros utilizados na equação acima, a tensão de escoamento foi calculada utilizando-se a forma planar de curvas de tensão de escoamento versus deformação verdadeira para várias velocidades de deformação, calculadas pela equação de Ford e Alexander [42]:

$$\bar{\lambda} = \frac{V_R}{\sqrt{R} h_1} \sqrt{r} \left(\frac{4 - 3r}{(2-r)^2} \right)$$

Para os valores da tensão de escoamento e da velocidade de deformação foram tomados os valores médios constantes.

Para o cálculo do raio deformado do cilindro, utilizou-se a equação de Hitchcock (eq.(2.24)).

Para o atrito, considerou-se um valor constante para o coeficiente de atrito por todo o arco, de acordo com as condições de laminação.

4.5.3. Conclusão

A teoria de El Kalay e Sparling combinou teorias recentes e amplamente utilizadas na literatura de modo a considerar as condições de atrito misto.

Para a utilizador do modelo, já ressaltado nas teorias de Orowan e Sims, os pontos pendentes são ainda a determinação satisfatória do atrito e da tensão de escoamento.

Entretanto, pode-se notar, através de uma análise das equações propostas por El Kalay e Sparling, que a variável coeficiente de atrito aparece em todas as equações, tornando-as dependentes do atrito, o que não ocorria em Orowan e Sims, este último com suposição de atrito aderente. Porém, a determinação e correção para o coeficiente de atrito ainda não foi resolvida.

Outro ponto de questionamento é o termo $w(a)$, o fator de não homogeneidade de Orowan. Segundo Denton e Crane [44], este termo conforme utilizado na eq.(4.103) é função somente do coeficiente de atrito, e é o mesmo que considerá-lo constante por toda a região de deslize. Denton e Crane [44] mostraram que este termo é função de s/K , além do atrito, e varia com ele na região de deslize.

A correção para se considerar esta variação será vista na seção a seguir.

4.6. ANÁLISE DE DENTON E CRANE

4.6.1. Considerações Iniciais

A análise do Denton e Crane [44] teve como objetivo comparar a teoria de Crane e Alexander [65] do campo da linha de deslize com outras teorias de laminação. Tal teoria difere das teorias até agora analisadas, conforme mostrado na seção 4.2, por analisar a compressão da tira através de relações iterativas do comportamento da tensão de cisalhamento máxima no interior do material, e da velocidade dos elementos das curvas durante o compressão.

Esta teoria não é analisada neste trabalho, que se propõe analisar a linha de pesquisas do método BISRA, representadas por Orowan, Sims, El Kalay e Sparling, e Pascoe. Denton e Crane mostraram, através de comparações entre resultados experimentais e as teorias do método BISRA, a necessidade de correções nas teorias analisadas. Denton e Crane propuseram a variação do fator de não-homogeneidade na teoria de El Kalay e Sparling, e a consideração de atrito misto na teoria de Sims, como um meio de se obter melhor concordância entre resultados medidos e calculados.

4.6.2. Desenvolvimento Matemático

Mostra-se a seguir a análise experimental realizada, e as correções necessárias nas medidas obtidas para se levar em conta o efeito de têmpera do cilindro. Obtidas as medidas, Denton e Crane analisaram as teorias de Sims, El Kalay e Sparling, e a teoria de Orowan-Pascoe, comparando-as com as medidas obtidas em um laminador. Desta comparação, verificaram as correções necessárias nas teorias para se obter maior concordância entre teoria e prática.

A análise, tanto dos resultados experimentais quanto dos teoricos, foi feita com base no fator geométrico

$$fg = \frac{L}{\sqrt{h_1 h_2}} \quad (4.123)$$

obtido do exame das soluções do campo da linha de deslize de vários trabalhos já publicados [42,65,62,63], e que DeLoren [44] conclui ser a melhor representação da geometria do arco de contato, visto que a eq.(4.123) incorpora o comprimento do arco de contato L em função da relação de espessura $L = \sqrt{R(h_1 - h_2)}$. Outro fator geométrico, comumente utilizada na literatura, é:

$$fg = \sqrt{\frac{R'}{h_2}} \quad (4.124)$$

utilizado por Sims [37]. Esta relação parece representar melhor a geometria do arco que a relação (4.123), visto que ela leva em consideração o raio deformado, e a simplificação R'/h_2 representa mais precisamente a deformação do arco.

4.6.2.1. Análise das teorias de laminação

As curvas relativas às teorias de Sims, El Kalay e Orowan-Pascoe, são mostradas nas Figs. 4.20 a 4.22.

Na Fig. 4.20 vê-se que necessita-se de uma família de curvas para descrever os resultados para diferentes reduções. Isto implica que o fator de geometria da eq.(4.123) não representa todas as características do material.

Na Fig. 4.21 vê-se que as curvas obtidas são mais altas que as de Sims, e elas são muito dependentes da redução, visto nas equações plotadas através do fator r e $L/\sqrt{h_1 h_2}$ de Orowan-Pascoe:

$$P = KL \left(1,6 + \frac{n}{\sqrt{1-r}} \frac{L}{\sqrt{h_1 h_2}} \right) \quad (4.125)$$

onde n descreve a posição do plano neutro.

Na Fig. 4.22, as curvas são um pouco mais baixas que as de Orowan-Pascoe e próximas às de Sims.

Com os resultados das comparações teóricas, o passo seguinte foi verificar se a concordância se estendia com resultados práticos.

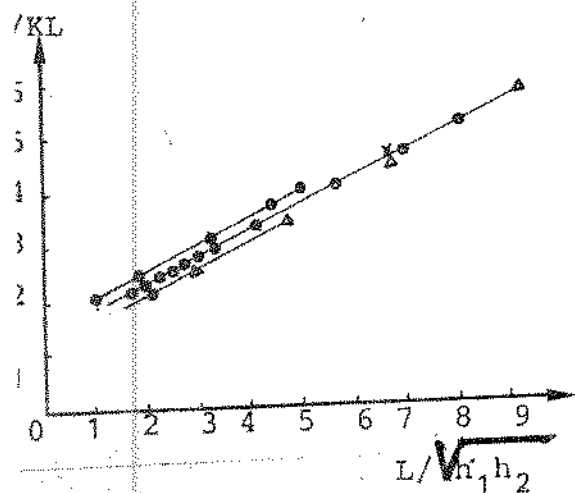


Fig.4.20 Função força teórica de Sims
redução: • 10%, × 20%, ○ 30%,
△ 40%

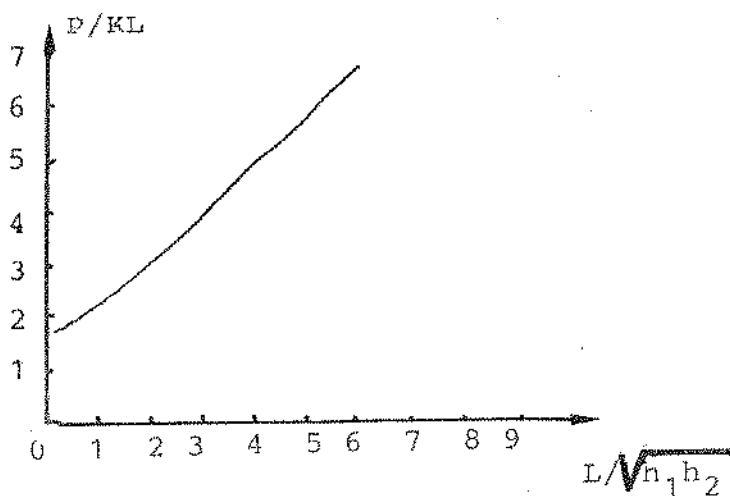


Fig. 4.21 Função força de Orowan-Pascoe

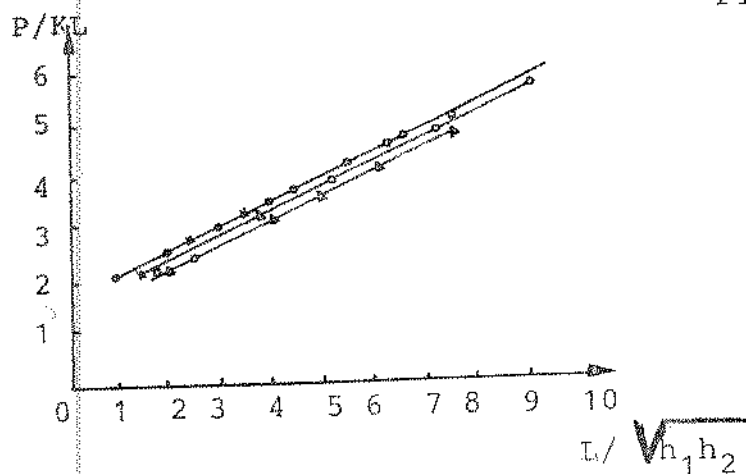


Fig.4.22 Função força de El kalay para atrito=0,3
redução: • 10%, × 20%, ○ 30%, △ 40%

4.6.2.2. Investigação experimental

Com o objetivo de estender a concordância dos trabalhos teóricos aos casos práticos, Denton e Crane [44] realizou uma investigação experimental.

O material analisado foi um aço de 0,14%C, 0,46%Mn, 0,025%S e 0,01%P. Tal composição foi escolhida para se poder utilizar os dados da tensão de escoamento obtidos por Cook e McCrun.

As dimensões da espessura nominal limitaram - se de 0,625 a 0,07 in com a razão R/h_2 variando de 10 a 150.

Considerou-se a deformação do raio dos cilindros, utilizando-se a equação de Hittcock através da eq.(2.24) com um valor para $C = 2,81 \times 10^{-4}$ in /ton.

i. Análise dos resultados

A força obtida experimentalmente é plotada na Fig. 4. 23. Quando a razão $L/\sqrt{h_1 h_2}$ é maior que 5 nota-se uma não linearidade dos valores medidos. Segundo Denton e Crane, esta não linearidade acentuada pode ser explicada pelo fato de haver uma condução de calor da tira, muito fina no teste realizado, para o cilindro, com massa muito maior, fazendo com que a temperatura média dentro da zona de deformação seja menor que a nominal. Isto aumenta a tensão de escoamento da tira e consequentemente aumenta a força. Para corrigir o efeito de temperatura do cilindro, Denton e Crane propuseram um ajuste na tensão de escoamento, ajuste este determinado experimentalmente da seguinte forma:

$$K_P^* = K_{P_{\text{temp.lamin.}}} + \Delta T_{\text{crítico}} \frac{dK_P}{dT} \quad (4.126)$$

onde K_P^* é o valor corrigido, ΔT_c a variação de temperatura dado por [44]:

$$\Delta T_{\text{crítico}} = 1,1284 T_s \sqrt{\frac{a_t}{h_1 h_2}} \frac{1}{\sqrt{\lambda}} (0,67 - 0,17r) \sqrt{\frac{r}{1-r}} \quad (4.127)$$

T_s é a diferença entre a temperatura de laminação nominal e a da superfície do cilindro, r a redução, a_t a difusão térmica e $\bar{\lambda}$ a velocidade de laminação média de Ford e Alexander, mostrada no Cap. 5. Esta equação de temperatura crítica é apresentada no Cap. 6, seção 6.5.4.3.

A variação da tensão de escoamento com a temperatura da eq. (4.126) é dada por [44]:

$$\frac{dK_p}{dT} = 0,0152 r^{0,28} \quad (4.128)$$

Esta equação foi obtida dos valores experimentais tabelados de Cook e McCrun[61].

Os valores experimentais, corrigidos de modo a levar em consideração o efeito de temperatura dos cilindros, são dados na Fig. 4.24.

Comparando-se as figuras dos valores teóricos, Figs. 4.20, 4.21 e 4.22, e esta de valores experimentais, Fig. 4.24, vê-se que estes valores experimentais são mais baixos que os valores fornecidos pelas relações teóricas, além de exibirem uma curvatura pronunciada.

Vê-se que na Fig. 4.24 a não linearidade ainda permanece com relação à Fig. 4.23, mas é muito reduzida, e praticamente não existe no intervalo de $L/\sqrt{h_1 h_2}$ entre 6 e 8. Nas Figs. 4.20 a 4.22 representam-se relações lineares diferentes dos dados experimentais. A correção para as diferenças existentes será vista a seguir.

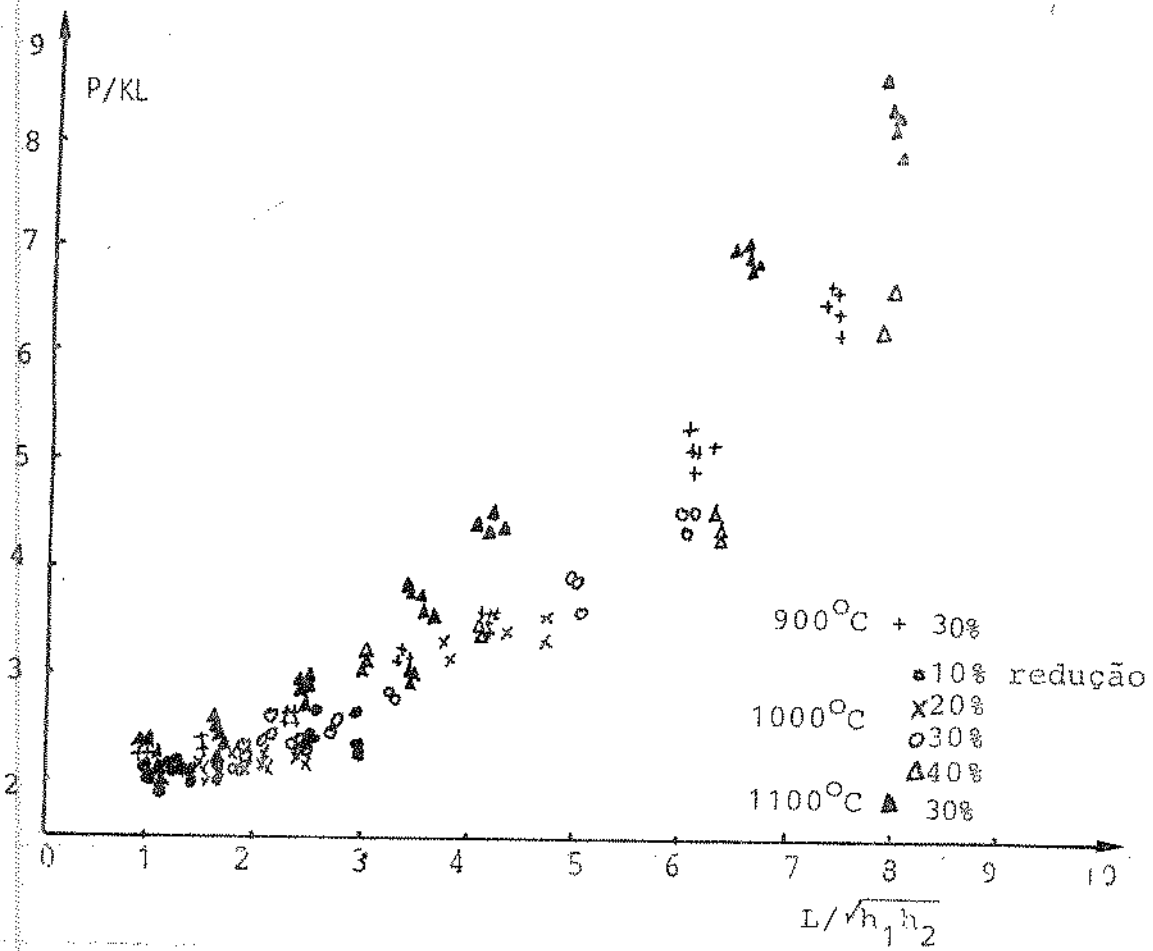


Fig. 4.23 - Força experimental

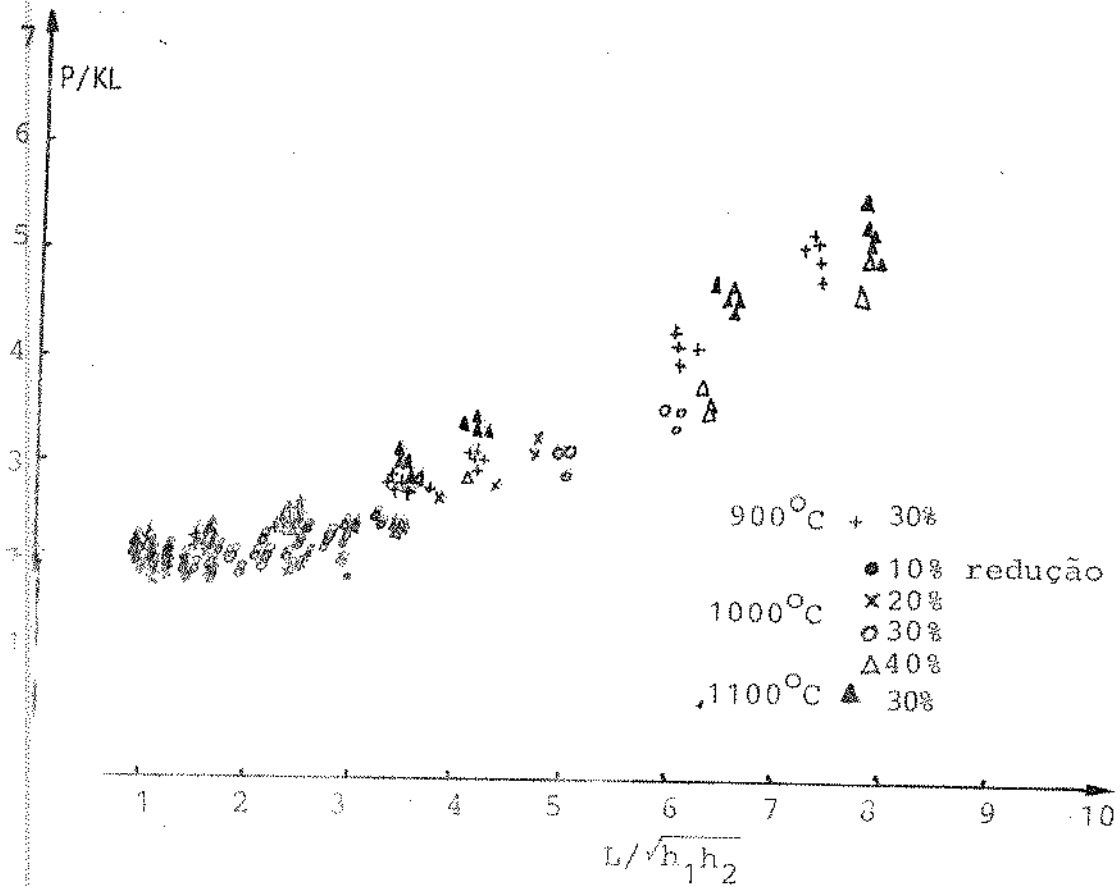


Fig.4.24 Força experimental incorporando a correção de temperatura

4.6.2.3. Modificação das teorias de laminação

Observando as teorias de Sims e El Kalay e Sparling, Denton e Crane propuseram modificações nestas teorias, em vista das diferenças existentes entre os valores teóricos e práticos. Foram propostas modificações no atrito e no fator de não homogeneidade de Orowan, considerado por Sims como constante, e por El Kalay e Sparling como constante e função somente do atrito.

Segundo Denton e Crane é pouco provável a existência de altos coeficientes de atrito na entrada e na saída, onde eles a creditam que há baixos valores de atrito, ocorrendo deslize, conclusões contrárias às suposições de aderência completa de Sims.

Quanto a variação do fator de não homogeneidade, esta pode ser vista da eq. (4.24) proposta por Orowan, onde:

$$\omega = \frac{1}{\sin \theta} \int_0^\alpha \sqrt{1 - a^2 \left(\frac{v}{\theta} \right)^2} \cos v \, dv$$

e

$$a = \frac{2\mu s}{K}$$

Das equações deduzidas por El Kalay e Sparling, onde se mostrou que ω é uma função elíptica, retirou-se as condições limites de entrada e saída do arco de contato, dadas pela eq. (4.103):

$$\left(\frac{s}{K} \right)_{\pm} = \frac{1}{\sqrt{1 + 1,5326\mu^2}}$$

De acordo com Denton e Crane, esta equação representa a ω de ω constante por toda a região de deslize, já que ele na entrada e na saída (ω é constante para a região de ademas, de acordo com a eq. (4.24), ω é função de s/K e de μ , da entrada e da saída para o interior do arco de conta- que a condição limite para a aderência seja alcançada, is é, $s/K = \pi/4$ (com μ assumido por Sims). A partir daí, com atri aderente, ω permanece constante.

i. Introdução do fator de não homogeneidade variável e cálculo da força

Mostra-se a seguir a introdução do fator W variável na região de deslize, utilizando-se a teoria de Bland e Ford já vista na seção 4.5.2.1.

Utilizando-se a equação de equilíbrio para atrito deslizante de Bland e Ford, eq.(4.89), substitui-se a eq.(4.32) que relaciona a pressão com a força horizontal. Separando as diferenciais tem-se:

$$\left(\frac{s}{K} - \omega \right) \frac{d}{d\theta} (hK) + hK \frac{d}{d\theta} \left(\frac{s}{K} - \omega \right) = 2R's (\theta \pm \mu) \quad (4.129)$$

Desprezando-se tensões a frente e atrás, de acordo com as simplificações de Bland e Ford (eq.(4.92)), tem-se:

$$hK \frac{d}{d\theta} \left(\frac{s}{K} - \omega \right) \gg \left(\frac{s}{K} - \omega \right) \frac{d}{d\theta} (hK) \quad (4.130)$$

Substituindo-se a eq.(4.130) em (4.129) tem-se que:

$$hK \frac{d}{d\theta} \left(\frac{s}{K} - \omega \right) = 2R's (\theta \pm \mu) \quad (4.131)$$

Da eq.(4.131), obtém-se:

$$\frac{d\omega}{d(s/K)} = \frac{1,5326 \mu^2 s/K}{\omega} \quad (4.132)$$

Substituindo (4.132) em (4.131), e integrando-a em θ

$$\ln \frac{s}{K} + 1,238 \mu \sin^{-1} (1,238 \mu s/K) = \ln \frac{h}{h_2} \pm$$

$$\pm 2\mu \sqrt{\frac{R'}{h_2}} \operatorname{tg}^{-1} \sqrt{\frac{R'}{h_2}} \theta + C \quad (4.133)$$

onde

$$h = h_2 + R\theta^2$$

Das condições de entrada e saída, onde

$$\left(\frac{s}{K}\right)^{\pm} = \frac{1}{\sqrt{1 + 1,5326\mu^2}}$$

a constante de integração C é determinada de uma forma similar a utilizada por Bland e Ford [59].

As equações finais da distribuição de pressão são da das para o lado de saída e entrada respectivamente, como segue:

$$F_1 \left(\frac{s}{K}\right)^+ = C_0 \frac{h}{h_2} e^{\mu H} \quad (4.134)$$

$$F_1 \left(\frac{s}{K}\right)^- = C_0 \frac{h}{h_1} e^{\mu (H_1 - H)} \quad (4.135)$$

As funções $F_1(s/K)$ e C_0 são definidas como segue:

$$F_1 \left(\frac{s}{K}\right) = \frac{s}{K} \exp[1,238\mu \operatorname{sen}^{-1} 1,238\mu s/K] \quad (4.136)$$

$$C_0 = \frac{1}{\sqrt{1 + 1,5326\mu^2}} \exp \left[1,238\mu \operatorname{sen}^{-1} \sqrt{\frac{1,5326\mu^2}{1 + 1,5326\mu^2}} \right] \quad (4.137)$$

$$H = 2 \sqrt{\frac{R'}{h_2}} \operatorname{tg}^{-1} \sqrt{\frac{R'}{h_2}} \theta \quad (4.138)$$

$$H_1 = 2 \sqrt{\frac{R'}{h_2}} \operatorname{tg}^{-1} \sqrt{\frac{R'}{h_2}} \alpha \quad (4.139)$$

Quanto as equações utilizadas para a região de aderência, permanecem as mesmas como adotadas por El Kalay e Sparling, eqs. (4.106) e (4.107):

$$\left(\frac{s}{K}\right)^+ = \frac{1}{2\mu} + \frac{\pi}{4} \ln \frac{h}{h_f} + 2 \sqrt{\frac{R'}{h_2}} \left(\operatorname{tg}^{-1} \sqrt{\frac{R'}{h_2}} \theta - \operatorname{tg}^{-1} \sqrt{\frac{R'}{h_2}} \theta_f \right)$$

$$\left(\frac{s}{K}\right)^- = \frac{1}{2\mu} + \frac{\pi}{4} \ln \frac{h}{h_b} + 2 \sqrt{\frac{R'}{h_2}} \left(\operatorname{tg}^{-1} \sqrt{\frac{R'}{h_2}} \theta_b - \operatorname{tg}^{-1} \sqrt{\frac{R'}{h_2}} \theta \right)$$

Com as equações acima, Denton e Crane utilizaram o mesmo princípio de atrito misto de El Kalay e Sparling, e corrigiram o fator de não homogeneidade, tornando-o variável com relação a s/K e μ , como pode-se ver através das eqs. (4.136) e (4.137). A alteração introduzida foi " w " ser variável com a distribuição de pressão na região de deslize, além de ser função do coeficiente de atrito, como considerado por El Kalay e Sparling.

A força por unidade de largura é calculada integrando as equações acima da seguinte forma:

$$P = K_p R \int_0^{\theta_b} \frac{s}{K} d\theta \quad (4.140)$$

Na Fig. 4.25 mostra-se a distribuição de pressão referida ao lado de ... proposto por

El Kalay e Sparling. Vê-se que o atrito deslizante ocorre sobre uma grande fração do arco de contato, onde o atrito é menor.

Na Fig. 4.26 mostra-se a força obtida por El Kalay corrigida pelo presente método. Vê-se que a solução obtida apresenta uma certa curvatura apresentando valores mais próximos com os experimentais.

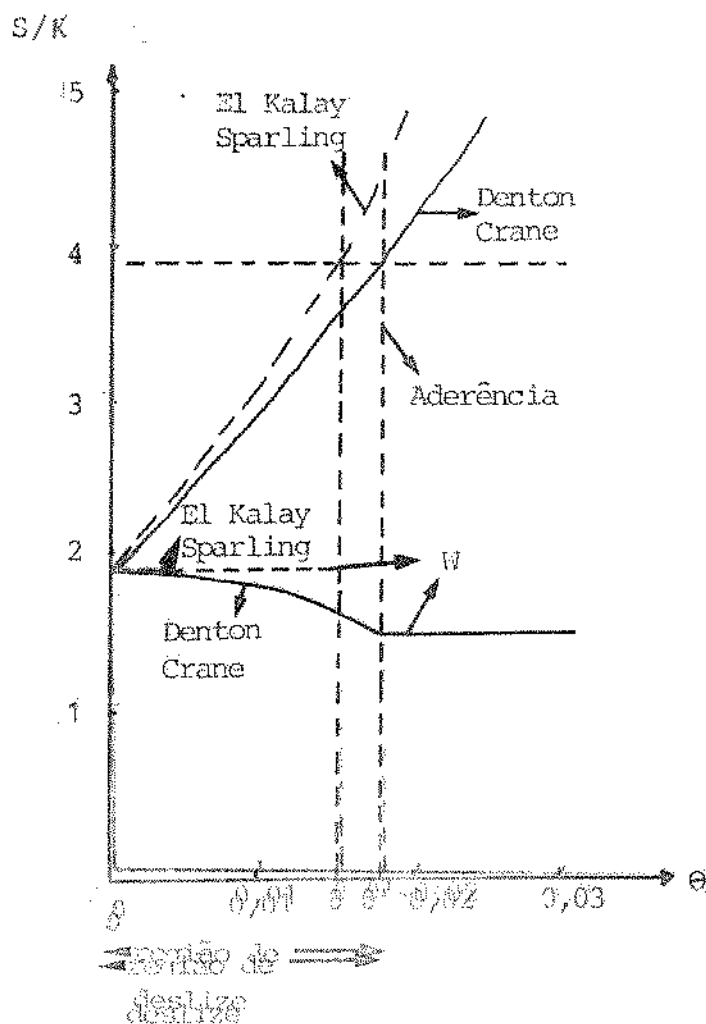


Fig. 4.25 - Parte da saída de distribuição de pressão, mostrando a diferença entre o contato por Denton e Crane e o de El Kalay (R/h_2) .

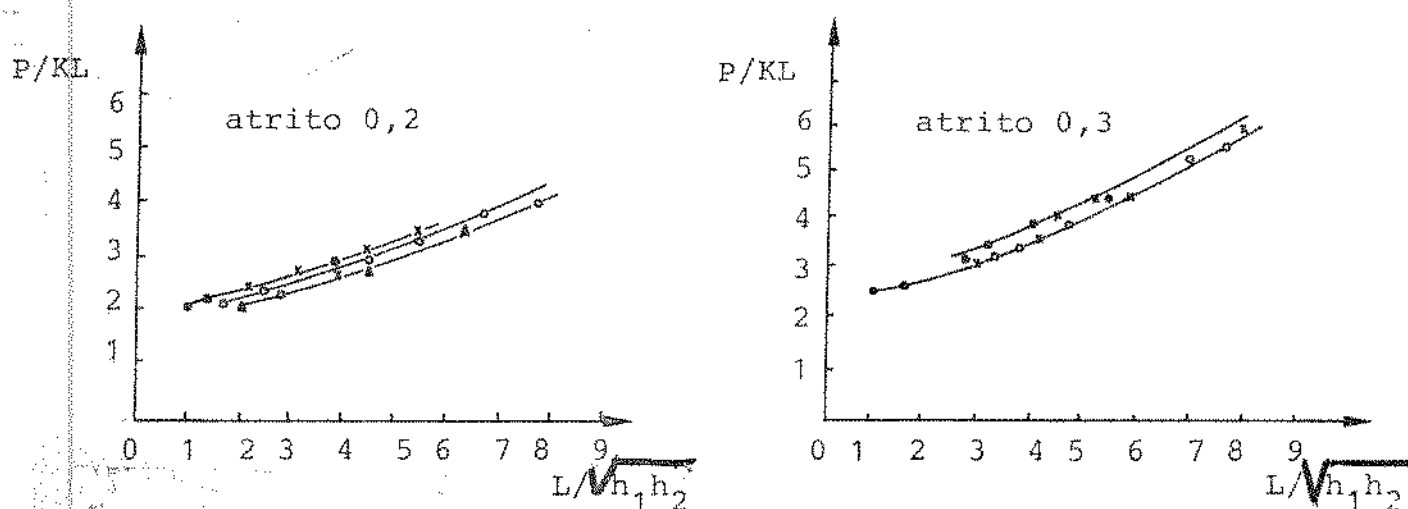


Fig. 4.26 - Função da força prevista pelo presente método, redução: • 10%, x 20%, o 30% e ▲ 40%

4.6.3. Conclusão

Pode-se concluir dos resultados obtidos por Denton e Crane, que a melhor concordância dos valores teóricos com os valores práticos pode ser prevista com a suposição de:

- i. condição de atrito misto no arco de contato
- ii. fator de não homogeneidade variável na região de desliz
- iii. baixos valores de coeficiente de atrito entre 0,2 a 0,4

De acordo com os resultados obtidos, as inadequações das teorias analisadas consistem não meramente nas suposições acima, mas também no uso do valor médio da velocidade de deformação e da suposição de temperatura constante no interior da zona de deformação, utilizada para o cálculo da tensão de escoamento.

O efeito de têmpera observado no cilindro é corrigido

pela eq.(4.126) é para produzir um gradiente de temperatura dentro da tira, na direção longitudinal e através da espessura. A distribuição de temperatura resultante, a qual é também afetada pela geração de calor entre os cilindros devido a deformação imposta, ocasiona um aumento na variação da tensão de escoamento que não é susceptível de uma simples análise.

Quanto ao fator $L/\sqrt{h_1 h_2}$, de acordo com que as teorias apresentaram nos gráficos, este fator não é por si só uma medida adequada da geometria, tendo uma dependencia adicional da redução. Entretanto, os resultados experimentais não confirmaram isto [44]. Uma melhora nas relações obtidas na fig.4.26 pode ser obtida incorporando-se o achatamento do raio do cilindro, e utilizando uma relação geométrica do tipo $\sqrt{R'/h_2}$ [34,37].

Outro ponto que merece uma análise mais profunda do ponto de vista de implementação de um algoritmo de controle, é a dimensão das melhoras obtidas com estas modificações, realizadas por Denton e Crane na teoria de El Kalay e Sparling.

A introdução do fator de não homogeneidade variável na região de deslize traz uma melhora no cálculo da força que é questionável. A região de deslize é pequena quando comparada com a região de aderência; a deformação obtida dentro desta zona de deslize é pequena, e a compressão pode estar ocorrendo ainda dentro da zona elástica. Como a magnitude da força na região de deslize é pequena, o esforço computacional para o cálculo da força pelo modelo de Denton pode não compensar o erro obtido na força quando esta for calculada pelo modelo de Elkalay. A resolução da equação de distribuição de pressão de Denton e Crane envolve uma solução transcendental iterativa, exigindo maior tempo de cálculo que as equações de El Kalay.

A diferença dos resultados pode não ser significativa para aplicação prática. Entretanto, os resultados teóricos não lineares obtidos por Denton são mais próximos dos valores experimentais que os valores das outras teorias analisadas.

Fisicamente, as considerações de Denton são mais corre-

tas que as teorias anteriores, por considerarem a não-homogeneidade da deformação variável com o atrito e com a distribuição de pressão.

4.7. CONCLUSÃO

Nos últimos sessenta anos, tem sido propostas numerosas teorias para a previsão da força atuando nos cilindros de um laminador de tiras a quente. Entretanto, nenhuma destas teorias têm sido adequadamente testadas em um amplo espectro de condições de operação.

Os modelos preditivos da força dos cilindros descritos neste trabalho, são obtidos a partir de várias hipóteses nas condições de atrito no arco de contato.

No modelo desenvolvido por Orowan, supõe-se que ocorre atrito aderente e deslizante no arco de contato. A decisão de qual tipo de atrito ocorre, em determinado ângulo no arco de contato, é função da força horizontal no arco de contato. A teoria desenvolvida por Orowan foi a primeira que realizou hipóteses simplificadoras mais coerentes com a prática. Devido a complexidade do modelo e a falta de solução analítica, é necessário utilizar -se de processos iterativos que exigem tanto grande esforço computacional, como análise de convergência do método utilizado, inviabilizando até o presente momento a sua utilização on-line.

Sims simplificou o modelo desenvolvido por Orowan, assumindo que o atrito aderente ocorre por todo o arco de contato, além de considerar o fator de não homogeneidade da deformação deduzido por Orowan como constante no arco de contato. Sims obteve um modelo algébrico simples e eficiente para a laminação, onde pequenos ângulos de contato e altos valores de atrito.

De modo a analisar a laminação de uma forma mais correta El Kalay e Sparling consideraram o atrito na laminação como de misto, utilizando a teoria de Sims para a região de atrito aderente, e a teoria de Bland e Ford para a região de atrito des-

lizante. Além disso, a teoria de El Kalay considerou o fator de não-homogeneidade à deformação como constante em ambas as regiões de atrito.

Considerando que o fator de não-homogeneidade à deformação é variável na região de atrito deslizante, Denton e Crane introduziram mudanças na teoria de El Kalay e Sparling.

Como visto, o ponto de análise e simplificações recaíram todas elas nas condições de atrito e de tensão à deformação. Estas duas variáveis são não mensuráveis e de complexa modelagem, acarretando erros na força prevista.

Nas simulações existentes na literatura, a teoria de Orowan apresenta-se como a mais precisa. Entretanto, o esforço computacional para se resolver as equações é elevado, inviabilizando sua utilização para controle on-line do laminador. Da análise da literatura, o modelo de Sims apresenta-se com equações mais simples e resultados analíticos dentro de uma faixa de precisão de $\pm 10\%$, portanto viável para controle on-line. Porém, sua simplicidade limita a precisão dentro de uma faixa de operação (pequenos ângulos de contato e altos coeficientes de atrito $\mu = 0,4$) o que normalmente não atende às várias condições de laminação.

CAPÍTULO 5

TENSÃO DE ESCOAMENTO NA LAMINAÇÃO

5.1. INTRODUÇÃO

Durante a deformação plana não-homogênea, sob certas condições de temperatura e velocidade de laminação existe uma resistência crescente à deformação do metal. Esta resistência à deformação cresce com o aumento da velocidade de deformação e com a redução da temperatura.

Esta resistência a deformação, denominada tensão de escoamento, é uma propriedade da estrutura do material, e não é diretamente mensurável. O valor da tensão de escoamento é uma função da composição e microestrutura do aço antes da deformação a quente.

A tensão de escoamento é uma das variáveis necessárias para o cálculo da força da laminação, conforme visto nas seções 4.1 a 4.4. A tensão de escoamento também reflete a influência da temperatura no valor da força, pois será mostrado na seção 5.5 que a tensão é altamente correlacionada com a temperatura.

Devido ao fato da tensão de escoamento não ser diretamente mensurável, muitos pesquisadores idealizaram ensaios mecânicos, através dos quais se estimaria a tensão. Dos ensaios mais comumente propostos, destacam-se [84]:

- a. Plastômetro de Camo, proposto por Orowan [34], e utilizado experimentalmente por Alder e Phillips [86], Cook [61] e Hockett [58].
- b. Ensaio de torção a quente, desenvolvidos por Rossard e Blain [87] e utilizados por Gittins e Tegart [88].
- c. Observações experimentais de laminação a quente, obtendo-se a tensão de escoamento média do metal através de modelos matemáticos desenvolvidos para este tipo de laminação, utilizadas por Gittins [89], Sims [37], Bernick [90].

Nestes testes de compressão uniforme, executa-se uma compressão uniaxial em amostras cilíndricas, que são mantidas a uma mesma temperatura, tal que se possa prever o início de aqueci

mento do metal devido a compressão, e suas influências no fluxo do metal. Para se aplicar estes testes sem erros, as amostras cilíndricas são comprimidas sem barrilhamento, isto é, mantendo-se uniforme o estado de tensão na amostra. Na prática, barrilhamento é evitado, utilizando-se vidro como lubrificante adequado.

O aumento da força de compressão uniaxial e a diminuição da altura da amostra são medidas durante os testes. O fluxo de tensão é obtido em cada estágio de deformação, relacionando a tensão aplicada à deformação obtida [91].

Entretanto, estes testes não fornecem dados de fluxo de tensão para valores elevados de deformações, necessários na análise de processos práticos de laminação a quente. Nestes testes, o material tende a causar o efeito de barrilhamento, ou se deforma nas partes em contato com a placa de compressão, e a amostra pode "quebrar" antes que uma significativa deformação homogênea ocorra.

Outro inconveniente é que a maioria dos ensaios são realizados com material previamente conformado e recozido a temperatura constante, ou aquecido diretamente até a temperatura de ensaio. Nenhuma destas condições simula o reaquecimento antes da conformação a quente, e diferenças significativas podem resultar no valor da tensão de escoamento [92,84].

Deste modo, os resultados obtidos nos ensaios mecânicos, relação tensão-deformação em condições homogêneas com temperaturas e velocidades de deformação predeterminadas, são diferentes dos obtidos na laminação prática, onde a deformação é plana e em condições não homogêneas.

Nas seções 5.3 e 5.4, relaciona-se a tensão de escoamento uniaxial obtida nos ensaios mecânicos com a tensão de escoamento na deformação plana, utilizando-se os critérios de escoamento [91,92]. Estes critérios analisam a relação da tensão de cisalhamento (o começo do escoamento do material) com as tensões principais agindo sobre o material em deformação.

Obtida a relação entre as tensões uniaxial e plana, analisam-se na seção 5.5, os fatores que influenciam diretamente a tensão de escoamento, seja ela uniaxial ou plana, e apresentam-se os cálculos da velocidade de deformação e da tensão de escoamento.

mento nas seções 5.7 e 5.8, respectivamente. Os cálculos apresentados são tratados sem se aprofundar muito nas suas deduções, visto que, devido a complexidade e o pouco conhecimento de modelagem dos fenômenos físicos envolvidos, todas as equações existentes são relações empíricas com as variáveis que influenciam o fluxo de tensão.

5.2. RELAÇÃO TENSÃO-DEFORMAÇÃO

Definem-se nesta seção as variáveis existentes no processo de compressão de uma amostra cilíndrica, tal como tensão, deformação, velocidade de deformação, temperatura e redução.

Como já visto na seção 1.3, Cap. 1, o método mais conveniente de rápida deformação de metais, acontece quando ocorre deformação em temperaturas acima de 0,7 vezes a temperatura absoluta de fusão. Em tais temperaturas, a deformação ocorre sem detrimento das propriedades mecânicas básicas do produto final [13].

Quando se atinge a tensão de escoamento limite na solicitação mecânica de um corpo metálico, o corpo inicia um processo de deformação permanente ou deformação plástica. Os mecanismos de deformação plástica se manifestam através de uma tensão de cisalhamento máxima ou crítica τ_{MAX} conforme mostrado na Fig. 5.1, que age em planos de "escorregamento" de geometria determinada pelo corpo metálico. Este valor da tensão de cisalhamento máxima é o valor limite onde se inicia a deformação, e começa a atuar a tensão de escoamento.

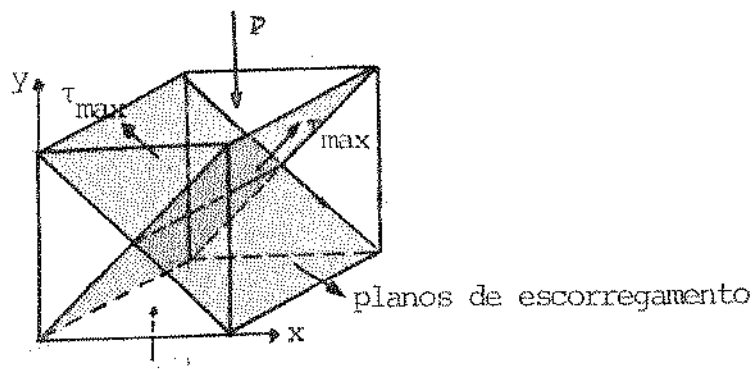


Fig. 5.1 - Cubo unitário de um corpo metálico

Definem-se a seguir as variáveis existentes na compressão do cubo unitário da Fig. 5.1.

i. Tensão

De acordo com a Fig. 5.1, considere um elemento de volume sujeito a ação de forças P e $-P$ sobre a área de seção transversal A deste elemento. Estas forças produzem uma tensão normal (uniaxial)

$$\sigma = \frac{P}{A} \quad (5.1)$$

que causará uma deformação do elemento de volume. A relação tensão-deformação obtida é mostrada na Fig. 5.2.

Se a tensão não excede o limite elástico do metal, ponto A da Fig. 5.2, a deformação ϵ é proporcional a tensão σ , isto é, $\sigma = E\epsilon$. Esta relação é conhecida como a lei de Hooke, onde E é módulo de elasticidade de Young dado por:

$$E = \frac{\sigma}{\epsilon}$$

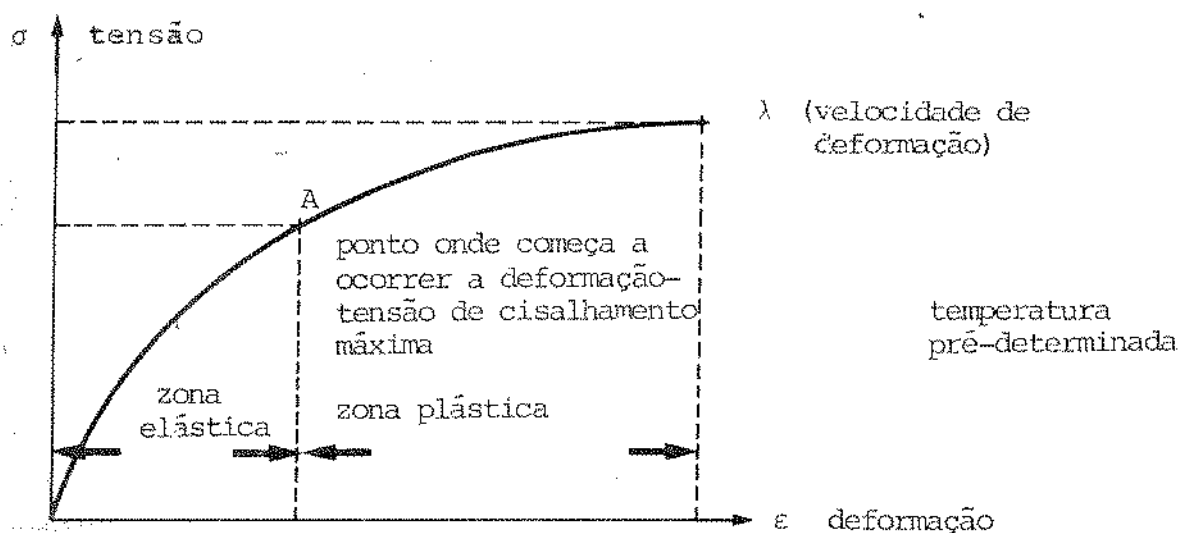


Fig.5.2 - Relação tensão-deformação para uma dada velocidade de deformação e temperatura

A equação generalizada de Hooke define que a diminuição de tensão ao longo do eixo X e Y é proporcional a tensão σ .

Se a tensão σ aplicada no elemento do volume da Fig. 5.1 causar deformação plástica, ela será denominada tensão de escoamento do metal para aquele instante.

Até o ponto A, a relação tensão-deformação é aproximadamente linear. A partir deste valor, a relação pode ser aproximada por uma função parabólica.

A inclinação da curva da Fig. 5.2, deve-se ao encruamento do material, isto é, o endurecimento do metal quando deformado plasticamente. O encruamento estabelece o quanto a tensão aumenta para uma dada variação de deformação. Como será visto na seção 5.5, na laminação a quente a deformação tem pouca influência na tensão, e a inclinação da curva da Fig. 5.2 é quase nula [34]. Assim, o encruamento para a laminação a quente é pequeno e desprezado.

ii. Deformação

Para a deformação, quando se comprime uniformemente o material, tem-se que a magnitude da deformação ϵ pode ser definida como segue:

$$\epsilon = \int_{h_2}^{h_1} \frac{dh}{h} = \ln \frac{h_1}{h_2} \quad (5.2)$$

onde h_1 é a altura inicial da amostra cilíndrica e h_2 é a altura nos pontos de observações de medidas de tensão. Esta relação é obtida de testes de compressão com corpos de prova. As tensões aplicadas aos cilindros e ao material tem por definição a eq. (5.1) e as deformações verdadeiras do material ao longo do arco de contato são dadas pela eq. (5.2).

iii. Velocidade de deformação e temperatura

Como descrito na seção 5.1, a relação tensão-deformação é calculada a partir de valores de velocidades de deformação e temperaturas pré-determinadas.

A velocidade de deformação é definida como a derivada da deformação com relação ao tempo:

$$\lambda = \frac{d\epsilon}{dt} = \frac{1}{h} \frac{dh}{dt} = \frac{v}{h} \text{ seg}^{-1} \quad (5.3)$$

onde v é a velocidade instantânea de impacto da máquina na amostra.

A temperatura dos testes representa a temperatura da amostra antes da deformação. Entretanto, durante a deformação, uma quantidade muito grande de energia de deformação é transformada em calor (cerca de 95% de acordo [91]).

Altam [91] analisando a variação de temperatura da amostra, mostrou que ela pode ser representada pela seguinte equação:

$$\Delta T = \frac{\eta \epsilon \sigma_0}{C \rho} \quad (5.4)$$

onde η é o fator de conversão de energia mecânica para térmica, ϵ deformação, σ_0 é o fluxo médio de tensão, C capacidade térmica e ρ densidade específica.

Tanto a temperatura quanto a velocidade de deformação influem nos processos de recuperação e recristalização do metal, e portanto alteram os níveis e aspectos da curva tensão-deformação dos materiais [38]. Será visto na seção 5.5 como a velocidade de deformação e a temperatura influenciam na tensão. A temperatura utilizada para se obter a tensão é obtida no Cap. 6.

Em todas as operações de deformação, exceto em "esmagamento" uniforme, os valores de deformação ϵ e da velocidade de deformação λ variam com a deformação do material. Consequentemente, no uso de valores de deformação e velocidade de deformação em operações de deformações práticas, utilizam-se valores médios.

5.3. RELAÇÃO ENTRE A TENSÃO DE ESCOAMENTO UNIAXIAL E PLANA

Analisa-se nesta seção os critérios de escoamento mais comumente utilizados na literatura.

Como já visto anteriormente, não é possível obter informações sobre o escoamento dos metais diretamente a partir dos ensaios mecânicos, porque nestes ensaios mecânicos obtêm-se a tensão de escoamento em deformação uniaxial homogênea, enquanto que na laminação, a tensão de escoamento ocorre em deformação plana não homogênea.

Os critérios de escoamento relacionam a tensão de cisalhamento máxima (começo do escoamento do material) com as tensões que agem sobre o corpo, quando este é deformado plasticamente.

Os dois critérios analisados resumidamente aqui, são os critérios de Tresca e Von Mises [29].

5.3.1. Definição de Tresca

Na Fig. 5.3 representa-se as tensões agindo num corpo sendo deformado plasticamente. Um material se escoar desde que a tensão cisalhante máxima τ_{MAX} atinja um determinado valor C. Isto é:

$$\tau_{MAX} = C \quad (5.5)$$

Pela teoria da plasticidade, a magnitude da tensão cisalhante máxima é dada por:

$$\tau_{MAX} = \frac{\sigma_1 - \sigma_3}{2} = C \quad (5.6)$$

onde σ_1 e σ_3 são os valores máximo e mínimo das tensões principais atuantes em um cubo unitário, conforme mostrado na Fig. 5.3.

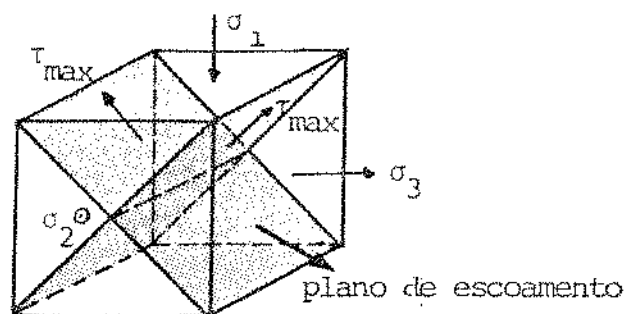


Fig. 5.3 - Representação de um cubo unitário de metal com as tensões principais σ_1 , σ_2 e σ_3 atuantes no cubo

A eq.(5.6) pode ser reescrita como segue:

$$\sigma_1 - \sigma_3 = 2C \quad (5.7)$$

O valor de C é calculado utilizando-se ensaios mecânicos, onde a tensão de escoamento uniaxial é conhecida.

Para um ensaio de tração, tem-se as seguintes condições de tensão:

$$\sigma_1 = \sigma_0 \quad (5.8)$$

$$\sigma_2 = \sigma_3 = 0$$

onde σ_0 é a tensão de escoamento em tração.

Aplicando as condições da eq.(5.8) na eq.(5.6), tem-se:

$$C = \frac{\sigma_0}{2} \quad (5.9)$$

Para um ensaio de torção, tem-se as seguintes condições de tensões:

$$\sigma_1 = -\sigma_3 = \tau_0 \quad (5.10)$$

$$\sigma_2 = 0$$

onde τ_0 é a tensão cisalhante de escoamento em corte puro.

Aplicando as condições da eq. (5.10) na eq. (5.6), tem-se:

$$C = \tau_0 \quad (5.11)$$

Como a energia de deformação (cisalhamento máximo) é constante, isto é, a energia num ensaio de torção e tração é a mesma, tem-se a seguinte condição para o critério de Tresca:

$$\tau_{MAX} = \frac{\sigma_1 - \sigma_3}{2} = \tau_0 = \frac{\sigma_0}{2} \quad (5.12)$$

ou seja, o material se escoar desde que o valor da tensão cisalhante máxima seja igual à metade do valor da tensão de escoamento em tração ($\sigma_0/2$), ou que o valor da tensão seja igual ao valor da tensão cisalhante de escoamento em corte puro (τ_0).

5.3.2. Definição de Von Mises

O escoamento (deformação plástica) tem início quando a energia de deformação (cisalhante) atinge um valor crítico C^2 . Matematicamente, este critério é dado por:

$$\frac{1}{6} [(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_3 - \sigma_1)^2] = C^2 \quad (5.13)$$

onde σ_1 , σ_2 e σ_3 são as tensões principais que atuam em um cubo unitário, conforme mostrado na Fig. 5.3.

De acordo com a eq. (5.13), vê-se que o critério de Von Mises considera a influência da tensão principal σ_2 no escoamento do material. Tresca somente considera as tensões σ_1 e σ_3 . Por considerar todas as tensões atuando na deformação, o modelo de Von Mises apresenta resultados mais precisos do que o modelo de Tresca [29].

A determinação do valor de C da eq. (5.13) é feita de

maneira idêntica a do item anterior. Para um ensaio de tração, substituindo a eq.(5.8) na eq.(5.13), tem-se que:

$$C = \frac{\sigma_0}{\sqrt{3}} \quad (5.14)$$

Para um ensaio de torção, substituindo a eq.(5.10) na eq.(5.13), tem-se:

$$C = \tau_0 \quad (5.15)$$

Como a energia de deformação é constante, tanto para ensaios de torção quanto de tração, obtém-se que:

$$\frac{1}{\sqrt{6}} [(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_3 - \sigma_1)^2]^{1/2} = \frac{\sigma_0}{\sqrt{3}} = \tau_0 \quad (5.16)$$

Comparando-se os valores calculados a partir das eqs. (5.12) e (5.16), verifica-se que o critério de Von Mises prevê uma tensão cisalhante de escoamento em corte puro τ_0 , 15,5% maior que a prevista pelo critério de Tresca.

As eqs.(5.12) e (5.16) fornecem o valor de tensão de escoamento uniaxial obtido dos ensaios mecânicos. Para o caso de laminação, onde ocorre deformação plana e não homogênea, é necessário determinar o estado de tensão atuante no material e aplicar os critérios de escoamento, de modo a se obter a tensão no estado plano de deformação.

5.4. ESCOAMENTO EM DEFORMAÇÃO PLANA

Nos Caps. 2 e 4, já foi visto que a deformação plana é aquela na qual a deformação plástica ocorre sempre paralela a um determinado plano, não ocorrendo espalhamento lateral. Para a

determinação das condições de deformação, supõe-se que o material escoar paralelamente ao plano definido pelas tensões principais σ_1 e σ_3 da Fig. 5.3, com escoamento nulo na direção de σ_2 , isto é, $\epsilon_2 = 0$.

A seguir, determina-se o estado de tensões atuantes no material em deformação plana no processo de laminação. De acordo com a Fig. 5.4, tem-se as seguintes condições de contorno:

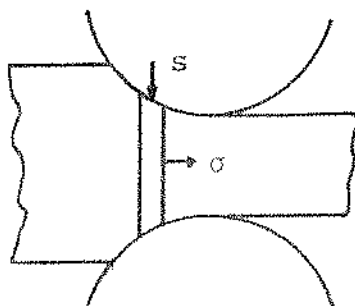


Fig. 5.4 - Tensões na laminação

Na laminação, as variáveis utilizadas são a pressão normal $s = \sigma_1$ e a tensão de escoamento $\sigma = \sigma_3$. O sentido de atuação de ambos é visto na Fig. 5.4.

Assume-se $\sigma_1 = -\sigma_3$, similar ao ensaio de torção visto na seção 5.3, e $\sigma_2 = 0$.

Da eq. (4.18), representada a seguir, tem-se que a tensão uniaxial compressiva com a condição de compressão homogênea livre é:

$$K^2 = q = p \quad (5.17)$$

onde q é a pressão vertical e p a pressão horizontal.

Substituindo q e p pelos valores das tensões atuantes na deformação da tira, como mostrado na Fig. 5.4, tem-se:

$$K^* = s - \sigma \quad (5.18)$$

ou, de acordo com as condições de contorno, $\sigma_1 = -\sigma_3$, $\sigma_2 = 0$,
 $s = \sigma_1$ e $\sigma = \sigma_3$, tem-se:

$$\sigma_1 + \sigma_3 = K^* = 2C \quad (5.19)$$

Esta relação define o estado de tensões que o material está sujeito. O escoamento é determinado a partir dos critérios de escoamento de Tresca ou Von Mises.

Aplicando as condições de contorno da Fig. 5.4 na eq. (5.6) do critério de Tresca tem-se:

$$C = \sigma_1 \quad (5.20)$$

Aplicando as condições de contorno na eq. (5.13) do critério de Von Mises obtém-se:

$$C = \sigma_1 \quad (5.21)$$

Dos resultados obtidos pelas eqs. (5.20) e (5.21), vê-se que, na definição do escoamento em estado plano de deformação, os dois critérios fornecem resultados idênticos, representados pela seguinte equação:

$$2C = 2\sigma_1 = K \quad (5.22)$$

onde K é a tensão de escoamento em deformação plana.

Com as relações das eqs. (5.12) e (5.16), tem-se, de acordo com os critérios de escoamento:

$$\begin{aligned} \text{a. Tresca} &: 2C = K = 2\tau_0 = \sigma_1 \\ \text{b. Von Mises} &: 2C = K = 2\tau_0 = 2\sigma_1/\sqrt{3} \end{aligned} \quad (5.23)$$

A eq. (5.23) representa a relação entre a tensão de es

coamento de um ensaio uniaxial (σ_1) com a tensão de escoamento em deformação plana (K) e a tensão cisalhante de escoamento em corte puro (τ_0).

As relações $K = \sigma_1$ ou $K = 2\sigma_1/\sqrt{3}$, utilizadas na literatura para se calcular a relação tensão uniaxial - tensão plana, são aplicadas no cálculo da força.

5.5. FATORES QUE INFLUENCIAM A TENSÃO DE ESCOAMENTO

Nesta seção, analisam-se os principais fatores que influenciam o valor da tensão de escoamento do metal. Também é analisada a variação de tensão no arco de contato durante a laminação. Devido ao fato da tensão estar associada a estrutura química do metal, verifica-se que os fatores que exercem maior influência na tensão são [91] :

- a. fatores não relacionados ao processo de deformação:
 - a.1. composição química
 - a.2. estrutura metalúrgica
 - a.3. tamanho dos grãos metálicos no aço
 - a.4. segregação
- b. fatores explicitamente relacionados ao processo de deformação:
 - b.1. velocidade de deformação
 - b.2. temperatura
 - b.3. quantidade de deformação
 - b.4. redução [44]

Portanto, pode-se expressar a tensão de escoamento como uma função da velocidade de deformação λ , temperatura T, deforma

ção ϵ , redução r e propriedades físicas do aço "A":

$$K = f(\lambda, T, \epsilon, r, A) \quad (5.25)$$

Nesta equação, a influência das propriedades físicas do aço está incluída implicitamente na redução e na deformação. Assim, este fator A pode ser retirado da eq. (5.25).

Outros fatores ainda podem ser considerados em (5.25), tal como espessura de entrada, raio do cilindro [83] e largura da tira [44].

Orowan [34] mostrou que na laminação a quente:

- i. a influência da deformação sobre a tensão é desprezível.
- ii. a velocidade de deformação e a temperatura são as que mais influenciam na determinação dos valores da tensão. O grau de dependência da tensão sobre a temperatura varia consideravelmente para diferentes materiais.

A seguir, analisa-se a influência da velocidade de deformação, temperatura e deformação no comportamento da tensão de escoamento no arco de contato.

Quando um metal é deformado plasticamente à temperatura ambiente, em geral ele sofre encruamento, isto é, sua tensão de escoamento aumenta com o aumento da deformação. Neste caso, a velocidade de deformação tem uma influência menor do que a temperatura no valor da tensão de escoamento.

No caso de laminação a quente, a temperatura é tão elevada que, depois de um aumento inicial na tensão, o encruamento produzido é continuamente eliminado através do amolecimento térmico [34]. Assim, o encruamento diminui e a deformação ocorre a uma tensão constante se a velocidade de deformação for constante. A tensão de escoamento aumenta com o aumento da velocidade de deformação e diminui com o aumento da temperatura [34, 92].

É importante ressaltar que na laminação a quente, a tem

peratura é suficientemente elevada, de modo a eliminar o efeito do encruamento produzido a uma dada velocidade de deformação.

A velocidade de deformação e a temperatura estão intrinsecamente relacionadas na laminação a quente. Se a velocidade de deformação é pequena, comparativamente baixas temperaturas produzem laminação a quente. Por outro lado, elevadas velocidades de deformação resultariam laminação a frio a altas temperaturas.

Para um dado limite de velocidade de deformação na laminação a quente, tem-se uma temperatura mínima, que é da ordem da temperatura de recristalização, em que a laminação a quente pode ser caracterizada também pela velocidade de deformação, além da temperatura.

Assim, a tensão de escoamento depende somente da velocidade, mas não da quantidade de deformação [34].

Segundo Polukhin [27], a variação da velocidade de deformação ao longo do arco de contato, faz com que a tensão de escoamento seja maior na entrada do arco, decrescendo rapidamente na saída do arco, diferindo ambos os valores do valor máximo alcançado dentro da zona de deformação.

A seguir, analisa-se a variação da tensão uniaxial com a deformação através da Fig. 5.5, para diferentes tipos de aços a uma temperatura elevada. Vê-se que para todos os tipos de aço há um aumento da tensão até um valor máximo, seguido de uma diminuição até o regime estacionário, à medida que se aumenta a deformação. A grandeza deste valor máximo depende do processo de restauração do metal [92].

A relação da tensão uniaxial com a velocidade de deformação é mostrada na Fig. 5.6. Vê-se que o limite de escoamento aumenta com o aumento da velocidade de deformação. Fatores relativos ao material, tais como composição e estrutura antes da deformação, podem afetar de maneira significativa a tensão de escoamento. Ainda nesta figura, vê-se que para valores pequenos de velocidades de deformação [92,84], onde existem condições praticamente isotérmicas, existe um regime estacionário na tensão de escoamento para deformações elevadas. Para altas velocidades de deformação, obser

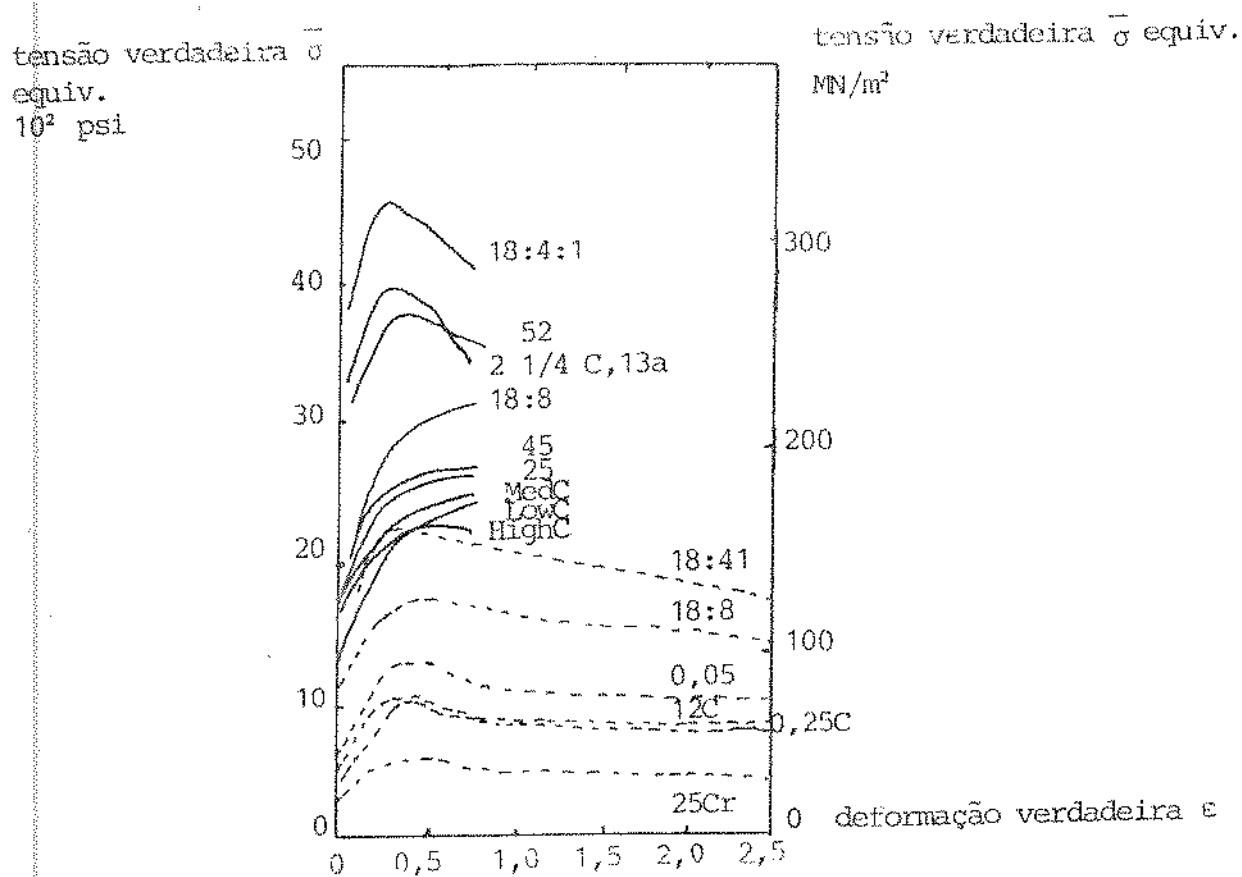


Fig. 5.5 - Efeito da composição do aço nas curvas tensão/
deformação
temperatura de 1100°C

—— compressão $\lambda = 100 \text{ seg}^{-1}$ (Keane, Sellers e Tegart)
----- torção $\lambda = 11 \text{ seg}^{-1}$ (Faray, Sellers e Tegart)

vam-se condições adiabáticas e, aumentando a temperatura com o aumento da deformação, resulta em contínua diminuição da tensão após o valor máximo inicial (Loisov e Sims [93], [92]). A velocidade da deformação controla a tensão independente da deformação.

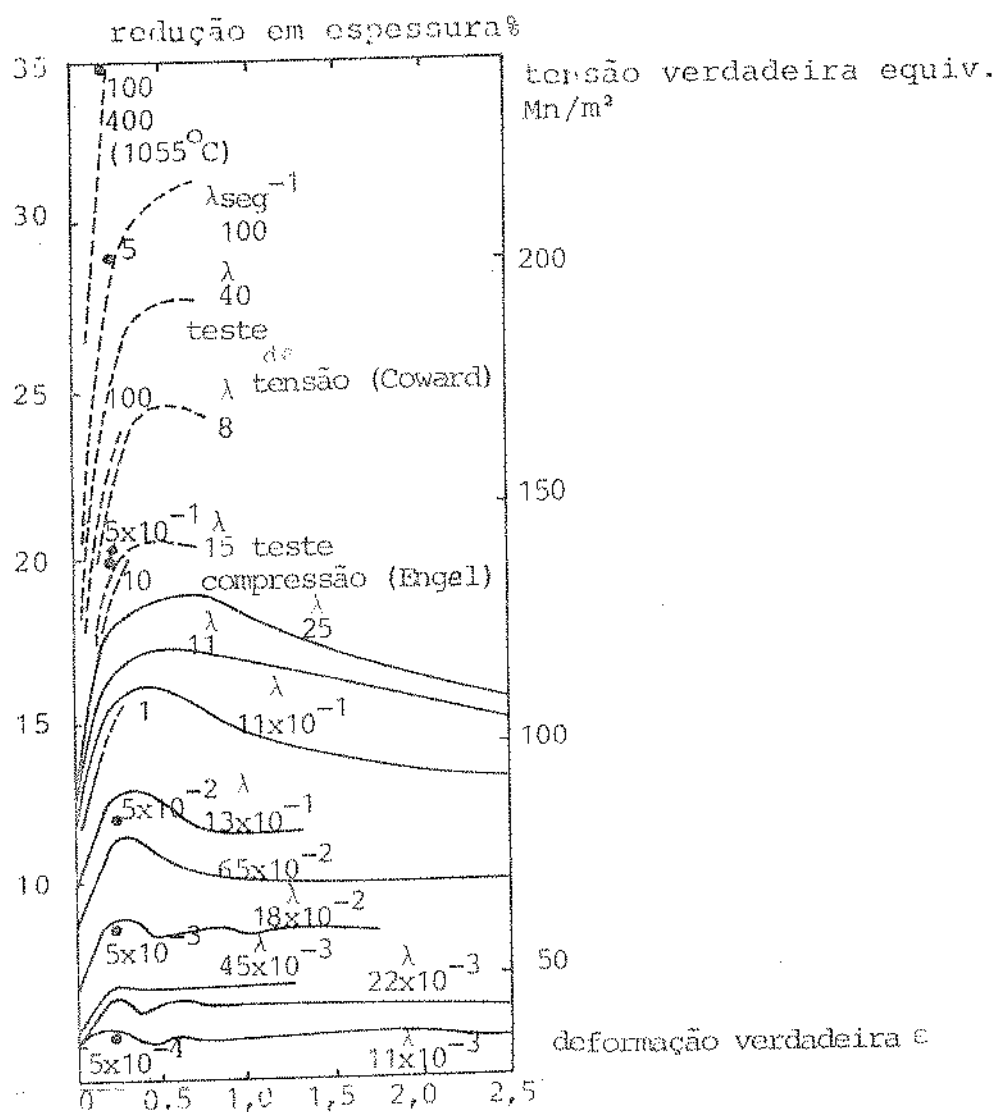


Fig. 5.6 - Curva típica tensão/deformação para diferentes velocidades de deformação em aço inoxidável 18/8 a 1100°C testes de:

- — — compressão (Keane, Sellers e Tegart)
- — — torção (Briks e Jackson)
- . compressão
- tensão (Coward)
- compressão (Engel)

Na Fig. 5.7 apresenta-se a velocidade de deformação associada a conformação de aços na laminação de tiras a quente (Ros sard e Blain [87 , 92]). Nota-se os elevados valores de deforma ção e velocidade de deformação obtidos em poucos segundos, com uma crescente diminuição de temperatura nas cadeiras de acabamento. É o que se observa na prática: diminuição de temperatura com um au mento da velocidade de deformação.

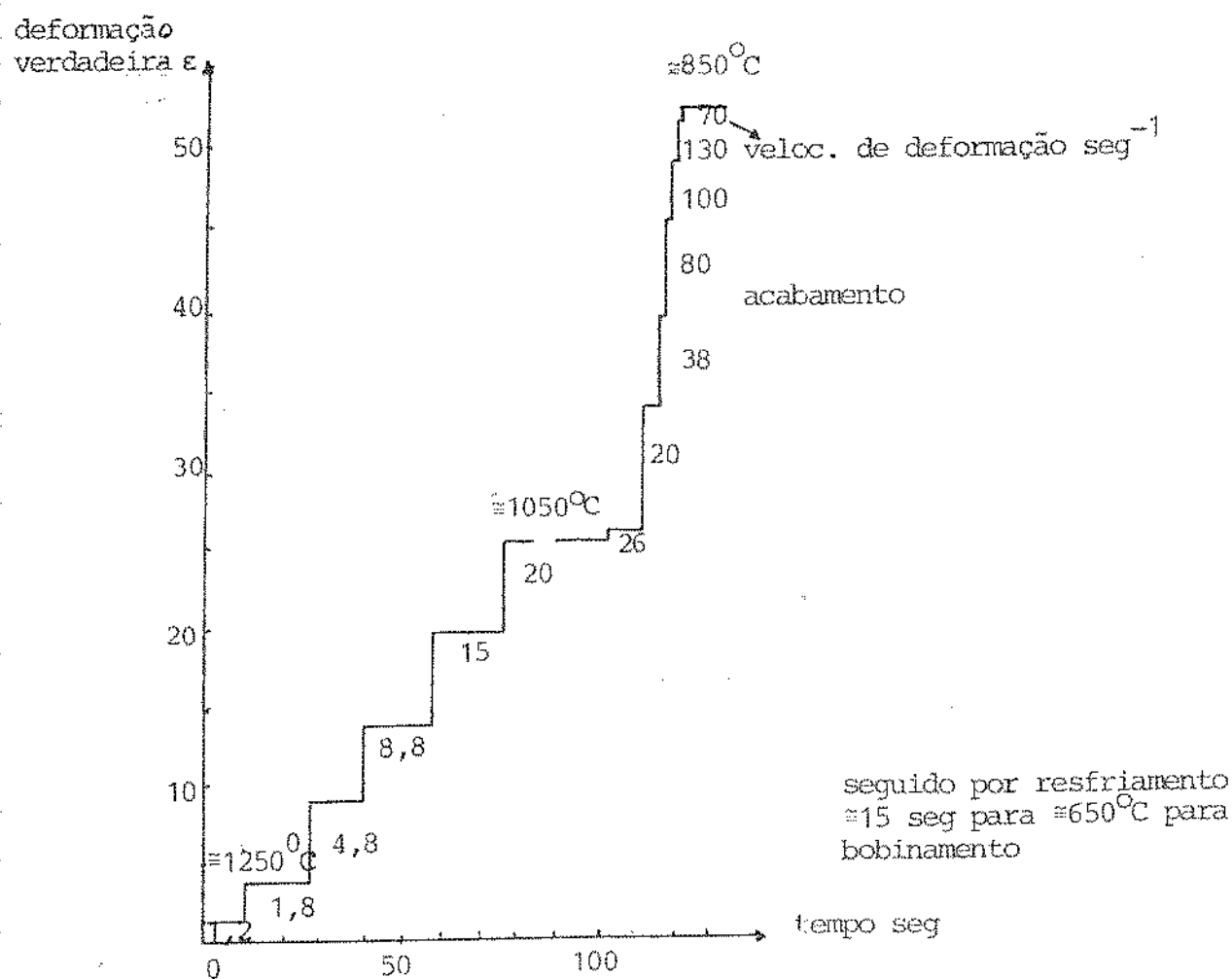


Fig. 5.7 - Programa típico de deformação/tempo para laminação de placa de aço de 230 mm de espessura em tiras (as velocidades média de deformação real equivalente $\bar{\epsilon}$ seg^{-1} são dadas para cada passe).

Na Fig. 5.8 apresenta-se a variação da tensão uniaxial ao longo do arco de contato em diferentes temperaturas e reduções. Vê-se que as mudanças de temperatura de uma tira de aço com baixo teor de carbono, tem grande efeito na tensão de escoamento em redução de 40% (primeiras cadeiras de acabamento). O efeito da variação da redução é mais pronunciado em baixas temperaturas (Polukhim [27]).

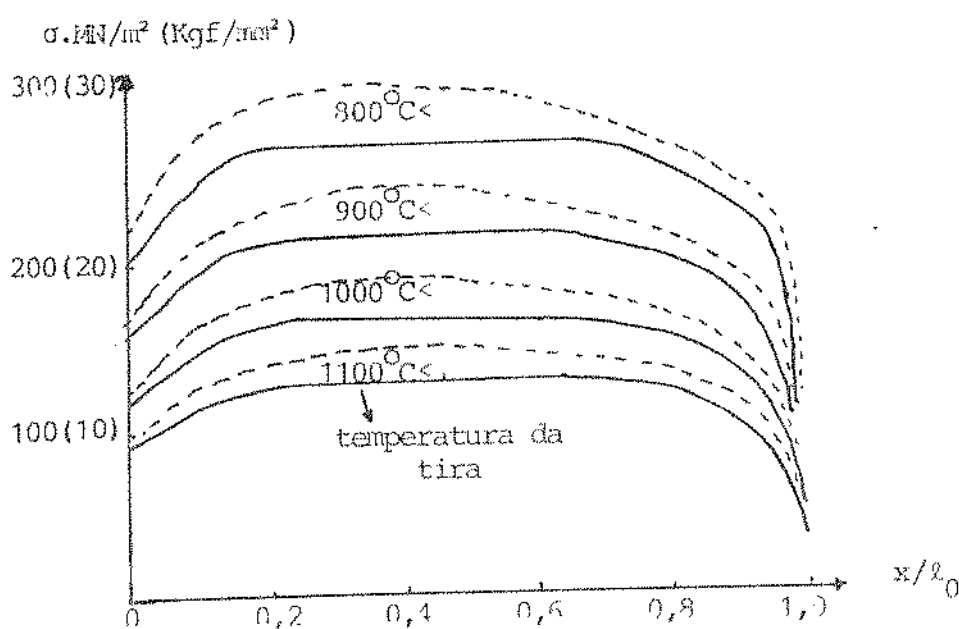


Fig. 5.8 - Variação da resistência a deformação ao longo do arco de contato sob várias condições de laminação $v = 4 \text{ m/s}$, $h_1 = 10 \text{ mm}$

redução ——— 20%

----- 40%

x abscissa

l comprimento do arco

Uma análise da importância da velocidade de deformação na tensão quando o material é deformado a quente, também foi feita

ta por Alder e Phillips [86]. Eles mostraram que para temperaturas abaixo da crítica (onde ocorre a ativação dos processos de recuperação e recristalização da estrutura do metal), alteram-se os níveis da tensão de escoamento. No entanto, eles mostraram que tais níveis de tensão não variam sensivelmente com a variação da velocidade de deformação. Para temperaturas acima da temperatura crítica, mostrou-se que a tensão de escoamento diminui com o acrêscimo da temperatura. Quanto maior a velocidade de deformação, maior a tensão de escoamento. Devido a este processo, conclue-se que a velocidade de deformação desenvolve uma ação endurecedora no metal, contra-reagindo ao efeito de recristalização e recuperação promovida pela elevação da temperatura. Consequentemente, as curvas tensão-deformação alteram-se sensivelmente com a variação de temperatura e velocidade [86,92]. Orowan [34] sugeriu que, para velocidades usuais de laminação, a temperatura absoluta de laminação a quente situa-se entre $2/3$ a $3/4$ da temperatura absoluta de fusão do metal.

Na prática de laminação de tiras a quente entre uma cadeira e outra, a temperatura é continuamente diminuída e a velocidade de deformação é continuamente aumentada, com um consequente aumento da tensão, até um certo valor, diminuindo-se logo em seguida para se manter constante até a saída (ver curvas apresentadas nas Figs. 5.5, 5.6 e 5.8). Este comportamento evidencia o erro cometido quando se supõe tensão de escoamento constante no arco de contato, como assumido pelos autores expostos no Cap. 4.

5.6. REVISÃO BIBLIOGRÁFICA DOS MODELOS EXISTENTES PARA O CÁLCULO DA TENSÃO DE ESCOAMENTO

Nesta seção, realiza-se uma breve revisão dos modelos existentes para o cálculo da tensão de escoamento. O escopo destas investigações vão de aproximações matemáticas grandemente simplificadas de equações experimentais, até métodos empíricos e numéricos, obtendo-se resultados longe de um solução real.

Watertown, em 1888 [87], determinou experimentalmente

a tensão de deformação em tração de aço entre 900 e 1100°C em três velocidades diferentes. Siebel e Hennecke utilizaram estes resultados para mostrar a influência da temperatura na tensão em aços com diferentes teores de carbono e velocidades de deformação de 6 a 7.000% seg^{-1} .

Em 1921, E.L.Dupray [87] mostrou como as propriedades dos aços em temperaturas elevadas influenciavam na variação de carga de ruptura.

Na análise de testes disponíveis sobre a pressão de laminação, Trinks (1937) obteve uma série de valores da tensão de vários aços para diferentes temperaturas e velocidades de deformação. Nadai e M.J.Manjoine (1941) determinaram a variação da força máxima de deformação, em função da velocidade variante de 10^{-5} a 10^3seg^{-1} para diversas temperaturas. Wallquist (1954) [69] determinou a variação da pressão específica de laminação com a temperatura, para 16 tipos de aços em diversas deformações e espessuras diferentes. K.Inouge (1955) [87] estabeleceu uma relação entre a força, deformação, velocidade de deformação e temperatura.

Trabalhos sobre o plastômetro de Orowan e Los (1950) utilizado por Loizon e Sims (1953) [93] permitiram a realização de testes de compressão à velocidade de deformação constante para se determinar a tensão de escoamento uniaxial. Utilizando ensaios de compressão, Alder e Phillips (1955) [86] determinaram a influência da velocidade de deformação sobre a tensão para diversas temperaturas e deformações, esta até 50%, para aço 0,17%C.

Cook e McCrum (1958) [61] forneceram uma compilação de dados experimentais muito útil e utilizada na literatura [44,83], sobre o comportamento de diferentes aços em tensão e deformação, para uma faixa de temperaturas e velocidades de deformação. A utilização deste trabalho na literatura serve para a determinação de equações empíricas da tensão, como uma função da velocidade e temperatura. No item 5.8 deste capítulo, apresentam-se os gráficos obtidos por Cook e McCrum.

Baseado na teoria de campo da linha de deslize para um metal rígido-plástico, Ford (1957) considerou que o comportamento da tensão era constante no arco em condições isotérmicas.

Cornfield (1973) [13], estudando a distribuição de deformação e velocidade de deformação na compressão do metal em temperatura particular, onde a tensão varia devido as condições não isotérmicas (situação análoga a uma distribuição não isotérmica de temperatura, é onde materiais de diferentes tensões características, mas a uma mesma temperatura, são comprimidos juntos para a laminação), mostrou que zonas de metal-rígido estão ausentes, questionando assim o trabalho do campo da linha de deslize para processos a quente, tal como formulado por Ford, Alexander (1963) e outros [62,63]. Estas zonas geradas por forças de atrito, aparecem porque a teoria do campo de deslize assume que o material se deforma a uma tensão de escoamento constante, o que não acontece. Assume-se na literatura, que a tensão é constante porque não há encruamento no processo a quente. Entretanto, a velocidade de deformação, como visto no item 5.5 varia, fazendo variar a tensão.

Outra forma de se determinar a tensão além da análise das curvas tensão-deformação obtidas de ensaios mecânicos, determinando a dependência da tensão sobre a temperatura e velocidade de deformação (trabalhos iniciais de Sims [37], Orowan [34], Hockett [58], Cook e McCrum[61], Alder e Phillips [86]) é o método da laminação experimental, onde se obtém a tensão do escoamento através de modelos matemáticos, desenvolvidos e válidos somente para o laminador em que os experimentos foram realizados. Estes modelos não são nada mais que modelos obtidos da análise de regressão dos dados experimentais (Gittins [89], Bernick [90]).

Devido a seus estudos empíricos e muito empregados na literatura, citam-se ainda os modelos de Samarian, Ekelund, Geleji [29], Samata [92], Misaka e Yoshimoto [36,85], Shida[29,71,72] e Alexander [60,82,94].

Dos resultados obtidos na literatura, tanto na determinação de equações baseadas em modelos físicos, como em equações baseadas em modelos experimentais, não se tem uma solução que represente adequadamente a tensão de escoamento em função da velocidade de deformação, temperatura e deformação. Como foi descrito, isto deve-se tanto à complexidade dos equipamentos e condições dos experimentos, quanto às variáveis não diretamente mensuráveis.

Neste trabalho, utiliza-se um modelo experimental baseado em princípios físicos e em fatores que influenciam a tensão de escoamento. [6]

5.7. CÁLCULO DA VELOCIDADE DE DEFORMAÇÃO

Como descrito na seção 5.5, a tensão de escoamento é uma função da velocidade de deformação. Portanto, para se modelar a tensão, necessita-se de um método de cálculo desta velocidade. Apresenta-se a seguir o método proposto por Ford e Alexander [42], e por Larke [38], mais utilizados na literatura.

A equação da velocidade de deformação em compressão homogênea livre λ_ℓ , em cada ponto do arco de contato é descrita pela eq. (5.3) [42]:

$$\lambda_\ell = \frac{1}{h} \frac{dh}{dt} \quad (5.3)$$

Considerando a velocidade em deformação plana, tem-se, aplicando o critério de Von Mises eq. (5.3), obtida de ensaios mecânicos:

$$\lambda_\ell = \frac{\sqrt{3}}{2} \lambda_{\text{plana}} \quad (5.26a)$$

Utilizar-se-á a frente somente λ para indicar deformação plana. Se λ é obtido de ensaios, tem-se λ_ℓ .

A velocidade de deformação em deformação plana é dada pela eq. (5.26a), reescrita da seguinte forma:

$$\lambda = \frac{1}{h} \frac{dh}{dx} \frac{dx}{dt} \quad (5.26)$$

onde x é a distância do plano de saída a um ponto no arco de contato, conforme mostrada na Fig. 5.9.

A taxa de variação da espessura com relação a distância é obtida na seção 2.3.1, obtida da equação de espessura em qualquer ponto do arco de contato, reescrita a seguir:

$$h = h_2 + D(1 - \cos\theta) \quad (5.27)$$

Supondo-se ângulos de contato pequenos (seção 2.3.1), obtém-se que:

$$1 - \cos\theta = \theta^2/2$$

$$\cos\theta = 1 \quad (5.27a)$$

$$\text{sen}\theta = \text{tg}\theta = \theta$$

Utilizando-se as aproximações descritas pelas equações acima, obtém-se a equação da espessura do material no arco de contato:

$$h = h_2 + R\theta^2 \quad (5.28)$$

Da Fig. 5.9, tem-se que $x = R\theta$, ou

$$h = h_2 + \frac{x^2}{R} \quad (5.29)$$

Derivando a espessura (eq.(5.29)), em relação a distância x , tem-se:

$$\frac{dh}{dx} = \frac{d}{dx} \left(h_2 + \frac{x^2}{R} \right) = \frac{2x}{R} \quad (5.30)$$

A relação da distância com o tempo é obtida da consideração já mostrada na seção 2.3.2.1. A partir da hipótese de que no ponto neutro a componente horizontal da velocidade do cilindro V_R é igual a velocidade média da tira v nesta seção, e considerando fluxo de massa constante no arco de contato, tem-se:

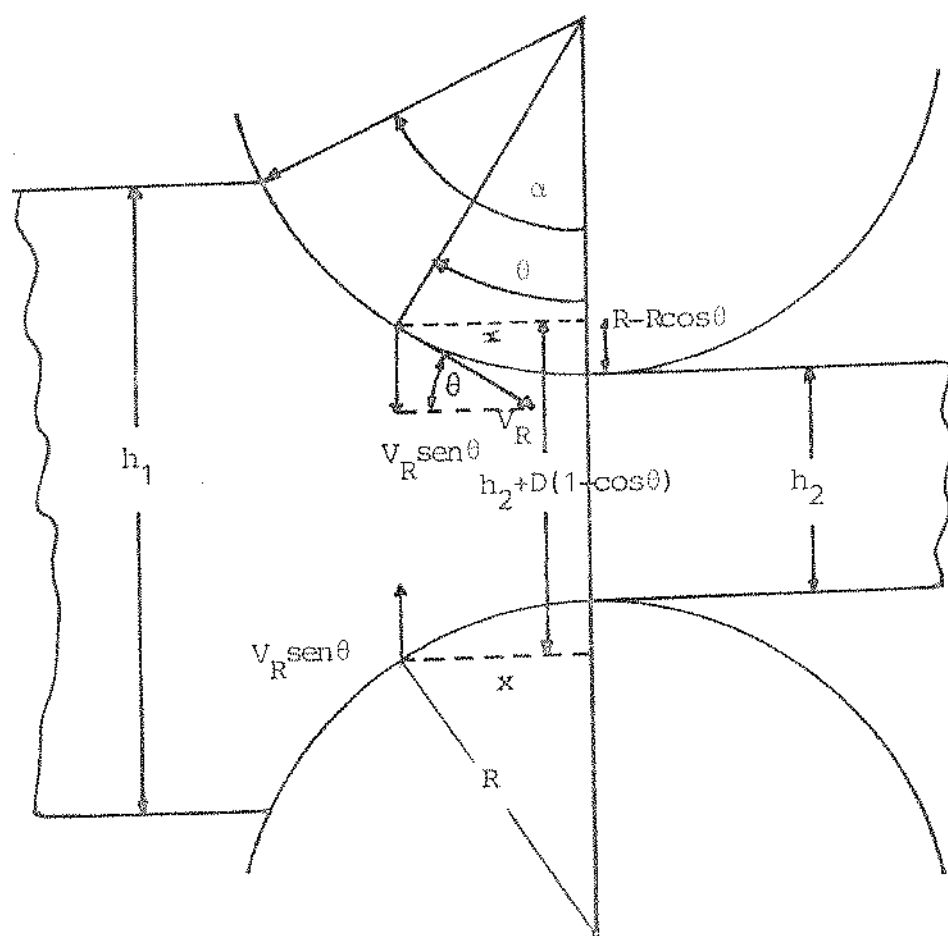


Fig. 5.9 - Cálculo da velocidade de deformação em laminação

$$h_n V_R \cos\phi = hv = h_1 v_1 \quad (5.31)$$

onde h_n e ϕ são a espessura e o ângulo no ponto neutro.

Da eq. (5.31), tem-se:

$$\frac{dx}{dt} = v = \frac{h_n V_R \cos\phi}{h} \quad (5.32)$$

para pequenos ângulos $\cos\phi \approx 1$

$$\frac{dx}{dt} \approx \frac{h_n V_R}{h} \quad (5.33)$$

Substituindo as eqs. (5.30) e (5.33) na eq. (5.26), tem-se a velocidade de deformação, dada por:

$$\lambda = \frac{2x}{h^2} \frac{V_R h_n}{R} \quad (5.34)$$

O valor médio da velocidade de deformação é dado por:

$$\bar{\lambda} = \frac{1}{L} \int_0^L \lambda \, dx \quad (5.35)$$

onde L é o comprimento do arco de contato (Cap. 2), dado pela eq. (5.36) abaixo:

$$L = \sqrt{R (h_1 - h_2)} \quad (5.36)$$

Integrando a eq. (5.35) tem-se:

$$\bar{\lambda} = \frac{V_R h_n}{L} \ln \frac{h_1}{h_2} \quad (5.37)$$

ou, aproximando a relação logaritmica:

$$\bar{\lambda} = \frac{V_R h_n}{L} \left(\frac{1}{h_2} - \frac{1}{h_1} \right) \quad (5.38)$$

Simplificando a eq.(5.38) e colocando-a em termos da redução percentual r , tem-se:

$$\bar{\lambda} = \frac{V_R}{\sqrt{Rh_1}} \sqrt{r} \left[\frac{4 - 3r}{(2-r)^2} \right] \quad (5.39)$$

onde $r = (h_1 - h_2)/h_1$.

A seguir, apresenta-se uma comparação da eq.(5.39) com outras equações, cujas hipóteses são descritas abaixo:

Ford e Alexander [42] compararam a eq.(5.39) com as equações de Orowan-Pascoe [42]:

$$\bar{\lambda} = \frac{V_R}{\sqrt{Rh_1}} \sqrt{r} \left[\frac{4 - 3r}{4(1-r)} \right] \quad (5.40)$$

e com a equação de Sims [37]:

$$\bar{\lambda} = \frac{V_R}{\sqrt{Rh_1}} \frac{1}{\sqrt{r}} \ln \frac{1}{1-r} \quad (5.41)$$

Em comparações realizadas para redução de 50% com h_1 , R e V_R determinadas, Ford e Alexander mostraram que os resultados ob^otidos pelas eqs. de Sims e Orowan & Pascoe sobrestimam o valor de $\bar{\lambda}$ em 25% e 12,5% respectivamente, enquanto que a eq.(5.39) sobrestimou em somente 1,25%.

A eq.(5.39) apresenta um cálculo mais preciso que a eq.(5.41), porque Sims assumiu que $d\theta/dt$ é a velocidade angular dos cilindros e não a velocidade do material no arco de contato. A velocidade do metal e seu valor médio, são ambos diferentes da velocidade angular dos cilindros por causa do deslize. Quanto a eq.

(5.40) de Orowan e Pascoe é praticamente idêntica a eq. (5.39), a menos que a eq. (5.40) vai fornecer valores maiores que a eq. (5.39), visto que Orowan-Pascoe assumem aproximações na equação de deformação. Já os erros encontrados quando da utilização da equação simplificada de Ford e Alexander, não afetam a precisão do cálculo da tensão de escoamento média, de maneira tal que esta possa comprometer o cálculo da força nos cilindros [42].

Para melhorar a precisão da eq. (5.39) é sugerido levar em consideração o raio deformado do cilindro.

A validade das equações de Ford e Alexander [44,83,94,95] e de Sims [18,50,55] são comprovadas pela grande utilização na literatura.

Outra dedução da velocidade de deformação é feita por Larke, obtida a partir da eq. (5.3) e da Fig. 5.9:

$$\lambda = \frac{2 V_R \sin \theta}{h_2 + D(1 - \cos \theta)} \quad (5.39a)$$

O valor médio é dado por:

$$\bar{\lambda} = \frac{V_R}{\sqrt{R(h_1 - h_2)}} \ln \frac{h_1}{h_2} \quad (5.39b)$$

Esta equação segue estritamente a definição da velocidade de deformação $\partial \epsilon / \partial t$, e pouco difere das anteriores, no fator h_1 e na consideração da deformação; nas equações anteriores estes fatores são considerados através da redução.

Conhecida a velocidade de deformação e a temperatura, calculada no Cap.6, pode-se obter a tensão de escoamento, analisada a seguir.

No final deste trabalho analisa-se a comparação de valores da tensão obtidos com os modelos de Ford e Alexander e de Larke.

5.8. CÁLCULO DA TENSÃO DE ESCOAMENTO NA LAMINAÇÃO

A seguir, apresentam-se as relações matemáticas obtidas experimentalmente, que expressam a tensão de escoamento em função de suas principais variáveis: temperatura, velocidade de deformação e deformação.

5.8.1. Histórico das relações da tensão de escoamento e as variáveis que influenciam seu valor

Diversas relações da tensão de escoamento com temperatura, velocidade de deformação e deformação são obtidas na literatura, todas elas determinadas de análise experimental. Segundo Gittins [89], a tensão de escoamento varia com a temperatura da seguinte forma:

$$\sigma = A + \frac{B}{T} \quad (5.42)$$

onde A e B são constantes empíricas.

De uma forma simplificada, Whittaker [89] considera:

$$\sigma = A + BT \quad (5.43)$$

Como visto na seção 5.5, a primeira relação é mais correta, visto que a tensão aumenta com a diminuição da temperatura.

Com relação a velocidade de deformação, segundo Gittins ela varia da seguinte forma:

$$\sigma = A + B \ln \lambda \quad (5.44)$$

Segundo Ludwik [86], B é constante e A é a tensão para uma velocidade de deformação unitária. Outra relação bem aceita é a forma exponencial abaixo (Dieter, Gittins [89], Alder e Phillips, Sokolov[86]):

$$\sigma = \sigma_0 \lambda^m \quad (5.45)$$

onde σ_0 é uma constante. Para Sokolov, σ_0 é a tensão para uma velocidade de deformação unitária, e m é a sensibilidade a velocidade de deformação:

$$m = \frac{\ln(\sigma_1/\sigma_2)}{\ln(\lambda_1/\lambda_2)} \quad (5.46)$$

onde (σ_1, λ_1) e (σ_2, λ_2) são os pontos cartesianos de um gráfico σ versus λ para uma dada temperatura e deformação constantes.

Segundo Alder [86], baseado em testes experimentais, esta forma de potência tem sido reconhecida como a melhor forma de relacionar o efeito da velocidade de deformação na tensão.

A variação da tensão com a deformação já foi vista na seção 5.2, onde se mostrou as curvas tensão-deformação. Nelas pode-se ver que a tensão cresce até um determinado ponto com o aumento da deformação, para posteriormente permanecer estacionária. Este fenômeno é explicado através do amolecimento térmico do metal já visto na seção 5.5. Até a faixa de aproximadamente 30 a 40% da deformação, onde aparecem os valores máximos da curva tensão-deformação, tem-se aceito a seguinte relação (Dieter, Gittins) (Lubahn, Fresfeld [86]) para grandes deformações:

$$\sigma = \sigma_0 \epsilon^n \quad (5.47)$$

onde σ_0 é uma constante e n é o coeficiente de encruamento do metal. Para Gittins, em deformação a quente, onde encruamento é muito pequeno, tem-se que $n = 0,15$ a $0,25$. Para Whittaker, pode-se empregar a seguinte relação:

$$\sigma = A + B \ln \epsilon \quad (5.48)$$

Na literatura, as eqs. (5.42), (5.44) e (5.48) têm sido as mais utilizadas, por serem as mais simples e representarem um comportamento próximo do real. As eqs. (5.45) e (5.47), vistas através de testes experimentais, são mais corretas que as eqs. (5.44) e (5.48), respectivamente, porém são pouco utilizadas devido a dificuldades de determinação dos coeficientes σ_0 , m e n para várias condições de laminação. Para a laminação a quente; despreza-se o encruamento, portanto $n = 0$.

5.3.2: Determinação empírica da tensão de escoamento

Nesta seção apresenta-se um modelo matemático para a

tensão de escoamento, obtido a partir de dados experimentais [106]. Este modelo é obtido a partir de uma regressão linear múltipla em relação às variáveis mensuráveis, considerando-se as funções de terminadas na seção 5.2.1. O modelo é obtido para os dados experimentais fornecidos por Cook e McCrum[61] para um aço médio carbono de composição química:

0,56 C; 0,26 Si; 0,28 Mn; 0,14S; 0,013P; 0,12 Cr; 0,09 Ni

As medidas fornecidas por Cook são válidas para as seguintes condições:

- a. temperatura: 900, 1000, 1100 e 1200°C
- b. deformação verdadeira: 0,05 a 0,50 (0,70)%
- c. velocidade de deformação: 1,5 a 100 s⁻¹ (1,5; 8; 40; 100) seg⁻¹
- d. deformações em condições de compressão homogênea

Nas Figs. 5.10 a 5.13 apresentam-se as curvas experimentais de Cook e McCrum de tensão versus deformação.

Nas Tabs. I e II mostram-se os resultados obtidos da regressão linear. Destas tabelas, tem-se:

- a. R é o índice de correlação múltipla ao quadrado. Ele explica a relação entre a variação explicada pela regressão linear e a variância total dos dados. Quando o modelo obtido explica todos os dados, este valor é igual a unidade.
- b. F é a variância explicada pela regressão linear. Quanto maior é o valor de F, melhor os dados medidos são modelados por uma regressão linear múltipla.

Da análise da Tab. I, vê-se que a eq.(5.49) é a que melhor representa os dados fornecidos por Cook e McCrum

$$\sigma = A + BT + Ce + D\lambda + E/T + F \ln e + G \ln \lambda + H T \ln e + I T \ln \lambda + J T \ln \lambda \ln e \quad (5.49)$$

onde os coeficientes A até J são dados na Tab. II.

Vê-se que esta relação utiliza-se das influências da tensão de escoamento σ com suas variáveis: deformação ϵ , velocidade de deformação λ e temperatura T, além de relacionar as dependências conjuntas T ln ϵ , T ln λ e T ln ϵ ln λ , e os correlacionamentos lineares de λ e ϵ .

Da relação (5.49), vê-se que a temperatura é melhor relacionada hiperbolicamente que linearmente, pela comparação das eqs. (5.50) e (5.51); os termos de relacionamento triplo T ln ϵ ln λ mostraram pouca influência, comparando as eqs. (5.53) e (5.54) o que não altera a correlação e melhora o valor de F.

Ainda da Tab. I, verifica-se também que a eq. (5.55) é a que considera apenas as influências individuais de cada variável. Esta equação explica 98,5% da variação total da tensão de escoamento devido a temperatura, deformação e velocidade de deformação, e apresenta o segundo maior valor de F. Devido a estas características e a simplicidade, neste trabalho utilizar-se-á esta equação para a modelagem da tensão de escoamento.

$$\sigma = A + \frac{B}{T} + C \ln \epsilon + D \ln \lambda$$

Equações semelhantes à eq. (5.55) e (5.56), foram propostas por Sellars & Tegart [88], Samanta [29] respectivamente. As equações de ambos, foram determinadas também de observações experimentais em laminadores.

Este método de determinação da tensão de escoamento parte da relação que cada variável tem com a tensão de escoamento, escolhendo aquelas relações que mais foram comprovadas na literatura, na maioria das vezes de testes experimentais, como colocando na introdução deste item.

As eqs. (5.49) a (5.56) são válidas para o aço médio carbono dentro dos limites especificados pelo trabalho de Cook, respeitando os processos pelos quais tais dados foram obtidos.

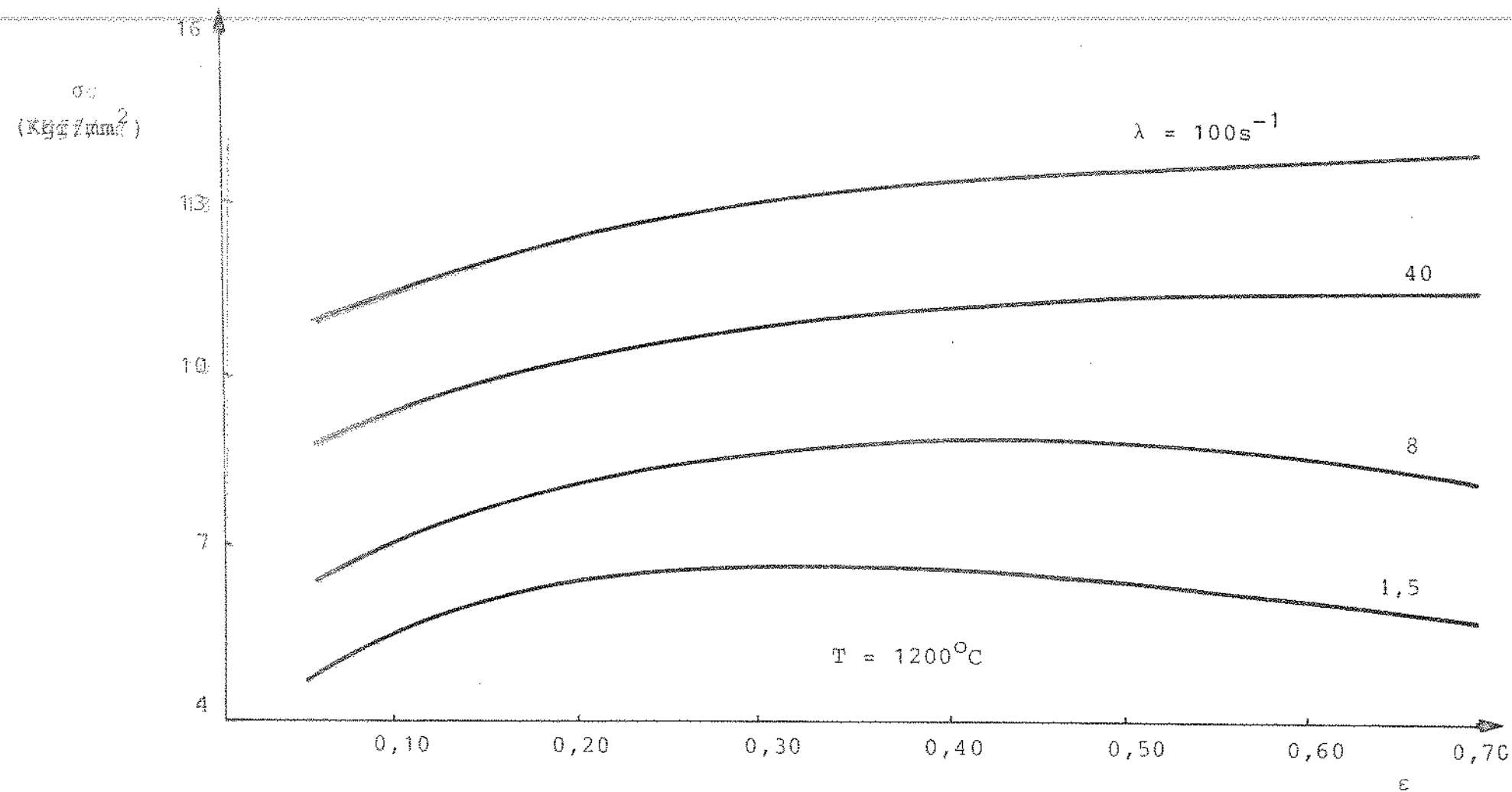


Fig. 5.10 - Curvas σ x ϵ para o aço sae 1055 a 1200°C

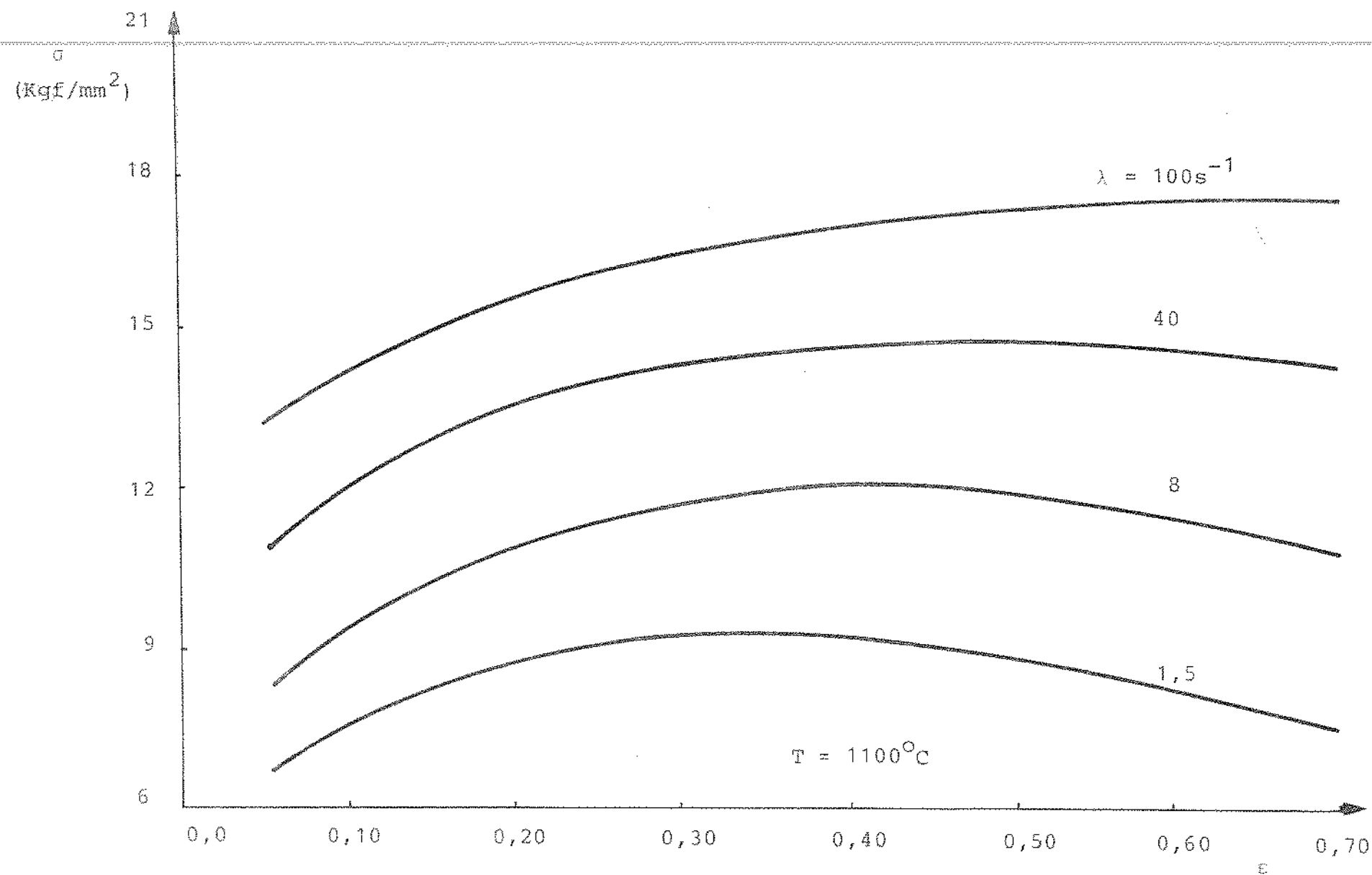


Fig. 5.11 - Curvas $\sigma \times \epsilon$ para o aço sae 1055 a 1100°C

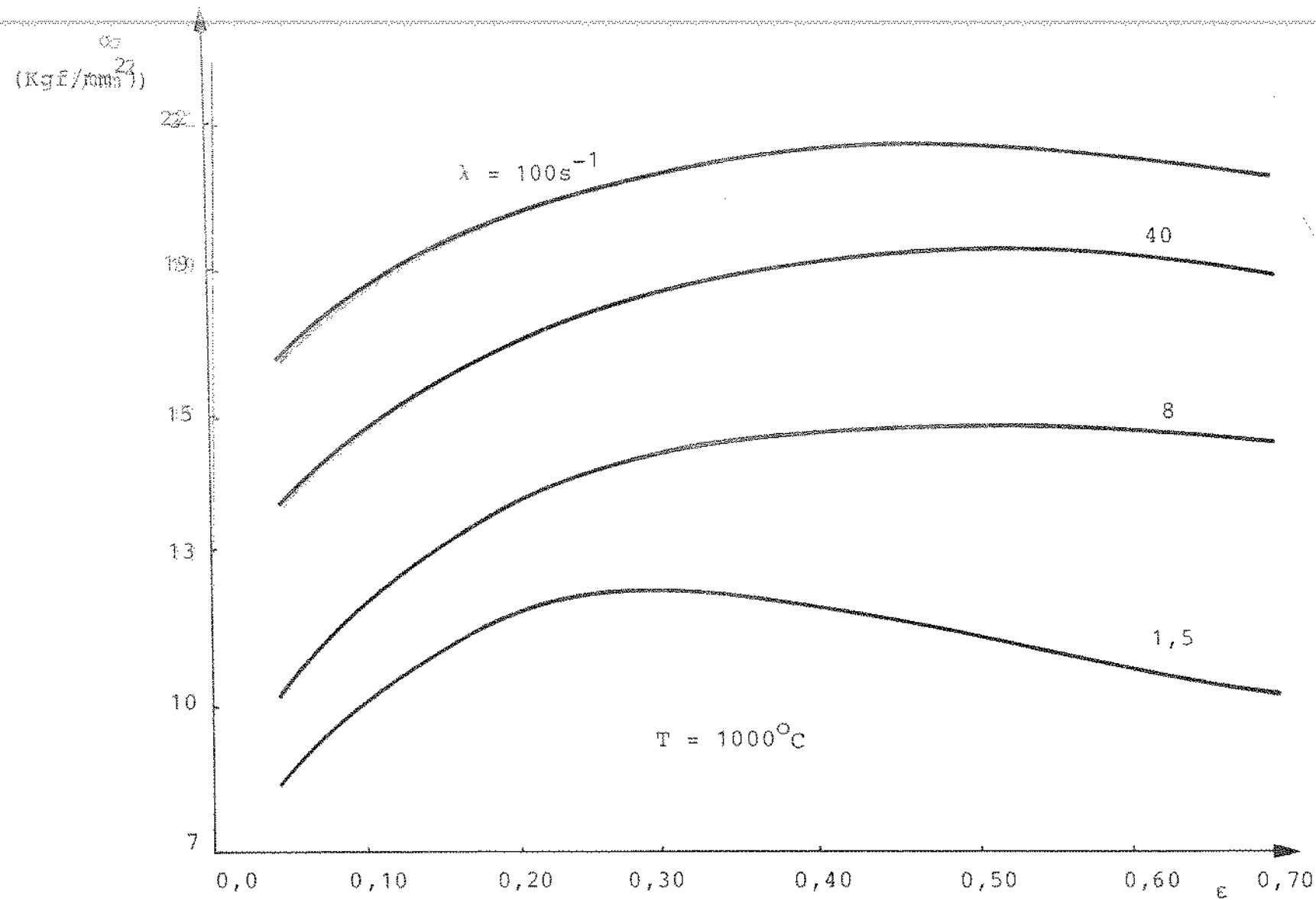


Fig. 5.12 - Curvas $\sigma \times \epsilon$ para o aço sae 1055 a 1000°C

(Kg/cm^2)

22

$\lambda = 100\text{s}^{-1}$

19

40

15

13

8

10

1,5

7

$T = 900^\circ\text{C}$

0,0

0,10

0,20

0,30

0,40

0,50

0,60

0,70

ϵ

Fig. 5.13 - Curvas σ e ϵ para o aço sae 1055 a 900°C

Tabela I - Equações da tensão de escoamento para um aço médio carbono nas seguintes condições: $\varepsilon = 5$ a 50, $\lambda = 1,5$ a 100 s^{-1} e $T = 900$ a 1200°C

Nº Eq.	Equações da Tensão de Escoamento	Índice de Correlação (R)	Valor F
5-49	$\sigma = A + BT + C\varepsilon + D\lambda + E/T + F\ln\varepsilon + G\ln\lambda + H\ln\varepsilon + I\ln\lambda + J\ln\lambda\ln\varepsilon$	0,996	1111,855
5-50	$\sigma = A + B\varepsilon + C\lambda + D/T + E\ln\varepsilon + F\ln\lambda + G\ln\varepsilon + H\ln\lambda + I\ln\lambda\ln\varepsilon$	0,993	685,275
5-51	$\sigma = A + B\varepsilon + C\lambda + DT + E\ln\varepsilon + F\ln\lambda + G\ln\varepsilon + H\ln\lambda + I\ln\lambda\ln\varepsilon$	0,989	428,895
5-52	$\sigma = A + B\varepsilon + C/T + D\ln\varepsilon + E\ln\lambda + F\ln\varepsilon + G\ln\lambda + H\ln\lambda\ln\varepsilon$	0,991	617,946
5-53	$\sigma = A + B/T + C\ln\varepsilon + D\ln\lambda + H\ln\varepsilon + F\ln\lambda + G\ln\lambda\ln\varepsilon$	0,990	653,688
5-54	$\sigma = A + B/T + C\ln\varepsilon + D\ln\lambda + E\ln\varepsilon + F\ln\lambda$	0,990	791,271
5-55	$\sigma = A + B/T + C\ln\varepsilon + D\ln\lambda$	0,985	826,741
5-56	$\sigma = A + BT + C\ln\varepsilon + D\ln\varepsilon + E\ln\lambda + F\ln\varepsilon\ln\lambda$	0,971	256,406

Tabela II - Coeficientes das Equações apresentadas na Tabela I

Nº EQ.	COEFICIENTES DAS EQUAÇÕES DA TENSÃO DE ESCOAMENTO DA TABELA II									
	A	B	C	D	E	F	G	H	I	J
5-49	-141,68034	0,05614	- 0,07052	0,02012	87132,125	5,21736	5,25383	-0,00175	-0,00384	0,00009
5-50	- 29,33311	- 0,07548	0,01936	31090,848	4,43915	4,99010	-0,0008	-0,00345	0,00005	-
5-51	20,15201	- 0,07360	0,01963	- 0,02627	4,95775	5,28168	-0,00131	-0,0037	0,00004	-
5-52	- 30,72699	- 0,07703	31846,094	4,28981	5,42739	-0,00057	-0,0034	0,00003	-	-
5-53	- 26,17314	31170,020	2,59360	5,41700	- 0,00077	-0,00344	0,00005	-	-	-
5-54	- 26,64645	31239,676	2,69678	5,42688	- 0,00075	-0,00330	-	-	-	-
5-55	- 38,22666	43332,969	1,90143	1,95833	-	-	-	-	-	-
5-56	46,58382	- 0,04053	3,20982	- 0,00137	0,00164	0,00005	-	-	-	-

Tensão como função das propriedades físicas

Outros modelos também determinados empiricamente são propostos na literatura, considerando-se a porcentagem dos elementos químicos do aço.

A seguir apresenta-se os mais utilizados na literatura, Ekelund [29] e Misaka e Yoshimoto [33,85].

Ekelund apresentou a seguinte equação para o cálculo da tensão de escoamento uniaxial para a laminação a quente:

$$\sigma = (14 - 0,01T)(1,4 + C + Mn + 0,3Cr) + \frac{2v \Delta h 0,01(14 - 0,01T)}{R(h_1 + h_2)} \quad (5.57)$$

onde T é a temperatura do material, v velocidade média de laminação, R o raio do cilindro, e C , Mn e Cr são as porcentagens de carbono, manganês e cromo, sendo $T > 700^\circ\text{C}$ e Mn no máximo 1%.

Utilizando a análise da regressão múltipla, Misaka e Yoshimoto obtiveram a seguinte equação empírica para a tensão na deformação plana:

$$K = 1,15 \exp \left[0,126 - 1,75C + 0,594C^2 + \frac{2851 + 2968C - 1120C^2}{T} \right] \epsilon^{0,21} \lambda^{0,13} \quad (5.58)$$

onde C é a porcentagem de carbono, ϵ é o logaritmo da deformação, $\epsilon = \ln h_1/h_2$ e λ a velocidade de deformação, e 1,15 é devido a passagem da tensão de uniaxial para plana. Misaka e Yoshimoto mediram K para 20 tipos de aço-carbono sob temperaturas de $700 - 1100^\circ\text{C}$, com um fator de processamento (redução) de 10 a 70% de deformação e velocidade de deformação de 30 a 180 seg^{-1} , de modo a determinar os coeficientes da equação acima.

Ambos os autores, Ekelund e Yoshimoto, definiram a tensão de escoamento relacionada a fatores estruturais, explicitamente temperatura, velocidade de deformação e deformação; na equação de Ekelund a tensão está diretamente relacionada a $\Delta h/R$.

Uma equação que considere todas as relações apresentadas na eq. (5.49), e as relações estruturais, principalmente o

conteúdo de carbono, como as eqs. (5.57) e (5.58) dão modelamento do erro entre o valor medido e o valor previsto da tensão do escoamento representando melhor a tensão de escoamento no arco de contato.

5.9. CONCLUSÃO

A partir da análise apresentada neste capítulo, pode-se tecer as seguintes considerações em relação ao comportamento da tensão do material:

i. Para um aço em uma determinada temperatura, a tensão dependerá da deformação e, como o calor varia com o tempo, ela dependerá não somente da velocidade da deformação, mas ainda de todo o histórico desta deformação [87]. Assim, a tensão de escoamento não pode ser assumida constante por todo o arco de contato.

ii. Pode-se obter com razoável precisão, na curva empírica tensão/deformação, variáveis que são implicitamente relacionadas à tensão de escoamento, tais como encruamento, amolecimento térmico e velocidade de deformação.

iii. De modo a se obter o comportamento da tensão, obtém-se a tensão de escoamento uniaxial para um determinado tipo de material, através de testes experimentais, obtendo-se destes testes a relação tensão versus deformação. Ela é obtida desta forma, devido ao desconhecimento e a complexidade em se obter equações que representem as propriedades físicas do material. Para se obter a tensão em deformação plana, utilizam-se os critérios de escoamento.

A utilização da forma gráfica para representar a tensão não é adequada para computação, devido a quantidade excessiva de memória que é requerida, e por causa de imprecisão dos resultados, decorrentes de interpolações e extrapolações. Além disso, estas curvas são limitadas por temperaturas e velocidades de deformação específicas, não cobrindo valores de tensão em todas as faixas de temperaturas em condições normais de operação. Estas dificuldades

em se obter a tensão de escoamento são resolvidas em parte, através da eq. (5.55) que foi obtida através da análise de regressão de dados experimentais obtidas por Cook e McCrum considerando as principais variáveis que influenciam a tensão. Esta equação resolve em parte as dificuldades acima, porque os dados experimentais utilizados para a análise de regressão estão limitados a valores de temperatura, velocidade de deformação e deformação.

Alguns pontos podem ser analisados de modo a se obter um conhecimento mais preciso das propriedades físicas do material, do ponto de vista de modelagem, e de modo a se obter relações algébricas simples, que representem com precisão a tensão de escoamento.

Melhoras podem ser obtidas analisando-se a tensão de escoamento em uma ampla faixa de valores de velocidade de deformação, temperatura e tipos de aço, melhorando-se assim as correlações obtidas por equações empíricas, do tipo da eq. (5.55).

Modelos com maior precisão podem ser obtidos, modelando-se o erro resultante da regressão, e levando-se em consideração na modelagem as propriedades físicas do aço, relacionada ao conteúdo de carbono, enxofre, manganês e outros, além de e tender as correlações obtidas de amplas faixas de análise nos cálculos da tensão variando no arco de contato.

As equações propostas por Adonis, Ekelund, Samanta, Sellars e Tegart, quando aplicadas a laminação a quente de planos, devem ser convertidas para satisfazer as condições de estado plano de deformação, como mostradas na seção 5.3, onde:

$$K = 1,155\sigma$$

A tensão de escoamento obtida através das equações propostas, é um valor que depende apenas das condições de tensão e de formação vigentes no metal em um determinado momento. A eq. (5.55) proposta, é válida somente nos casos para os quais elas foram obtidas, obedecendo-se estritamente as condições de Cook.

CAPÍTULO 6

TEMPERATURA DE LAMINAÇÃO

6.1. INTRODUÇÃO

Para produzir um material homogêneo, com propriedades mecânicas e geométricas predeterminadas e com superfície regular, laminam-se metais em temperaturas constantes acima de 0,7 vezes a temperatura de fusão. Além disto, como visto na seção 1.3, a laminação de materiais quentes necessita de menos energia do que a laminação a frio.

A variação de temperatura do material durante as diversas fases da laminação, influi na estrutura cristalina e na ductibilidade do aço, na homogeneidade, nas propriedades metalúrgicas e na regularidade da superfície [6,96].

A variação da homogeneidade altera a tensão de escoamento e conseqüentemente o valor da deformação do material. Portanto, para o cálculo da força a ser aplicada nos cilindros, deve-se dispor de modelos que prevejam a temperatura em cada cadeira. Para tanto, deve-se analisar os processos de transferência de calor no sistema de laminação de tiras a quente.

A tira trabalhada a quente está sujeita a processos de transferência de calor em todo o sistema de tiras a quente, desde o forno até o bobinador. Quando a placa sai do forno, ela possui uma certa quantidade de energia e uma camada de óxido, que produz um elevado gradiente de temperatura. Para retirar a camada de óxido antes da placa ser laminada, jatos de água de alta pressão são aplicados. Durante este processo ocorre transferência de calor por condução forçada. No esboçador e no acabador, a tira resfria - se por condução devido ao contato com o cilindro, que está a uma temperatura menor e tem massa maior. Entretanto, durante este contato, a tira se aquece, devido a parte da energia de deformação que é transferida para a tira. A energia de deformação é regenerada como calor devido a recristalização do aço.

Na seção 6.2 descreve-se a variação da temperatura nas diversas partes do sistema de laminação, e na seção 6.5 apresenta-se o modelamento matemático destas transferências de calor.

No laminador de tiras a quente supõem-se que todo o comprimento da tira é laminado, enquanto o aço está na fase austenítica

Nesta fase situa-se a temperatura mínima de laminação a quente para um determinado tipo de material.

A temperatura mínima é função da composição do aço e a temperatura máxima é função da formação de óxido irremovível [95].

Na Fig. 6.1 mostra-se como varia a temperatura de laminação em função da porcentagem de carbono.

Na seção 6.3 mostra-se como a velocidade influencia a temperatura, e na seção 6.4 apresenta-se o controle de temperatura para se atender especificações de qualidade e restrições de temperatura mínima de laminação.

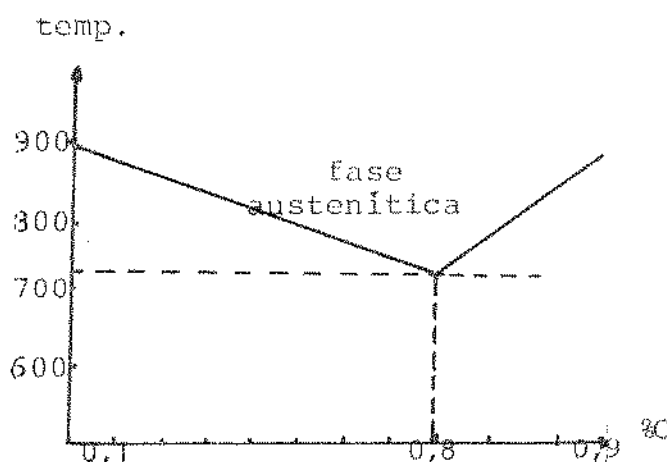


Fig. 6.1 - Fase austenítica para ferro-carbono

6.2. ESPECIFICAÇÕES DE TEMPERATURA NAS FASES DE TRATAMENTO DA PLACA

Para um estudo completo da dinâmica térmica da placa, é necessário analisar as trocas de calor da placa com o meio e com o cilindro, na saída do forno de reaquecimento, do esboçador e do acabador, na mesa de esfriamento e no bobinador, visto que a temperatura da tira no acabador é função da temperatura desde o instante inicial de saída do forno até o momento em que ela é bo

binada e sua especificação comprovada [95,97,98].

6.2.1. Temperatura da Placa na Saída do Forno de Reaquecimento

No forno de reaquecimento procura-se obter a placa com uma temperatura específica, de modo a atender a temperatura mínima de entrada no acabador. Aquecimento extra dispende combustível e um tempo de espera no início do acabador, de modo que a placa atinja a temperatura especificada para o início da laminação. Pouco calor implicará em maiores velocidades de laminação, que podem acarretar uma degradação na qualidade da tira e a sua consequente rejeição.

6.2.2. Temperatura da Placa no Laminador Esboçador [95]

Na saída do esboçador, faz-se a medida de temperatura da superfície da placa, que será utilizada para prever a temperatura de entrada da placa no acabador. Como se procura trabalhar no acabador com tiras de espessuras finas e em altas temperaturas, de modo a se obter limites de velocidades menores e maior homogeneidade do aço, é necessário ter placas com elevadas temperaturas na saída do esboçador. Entretanto, este objetivo está limitado pela capacidade do forno e do acabador, visto que o primeiro tem que produzir placas a temperaturas maiores, que demoram mais tempo, gastando mais energia do forno e limitando a produção do acabador.

Assim, é necessário determinar de uma maneira adequada a temperatura média da placa na saída do esboçador, de modo a atender tanto as especificações do forno quanto do acabador.

A perda de calor da tira para o meio será modelada na seção 6.5.4.

6.2.3. Temperatura na Placa no Banco do Resfriamento Antes e Após o Acabador

Depois do esboçador a placa é resfriada por jatos de água, que tem por objetivo retirar a camada de óxido em sua superfície. Nesta fase a placa resfria-se por condução forçada. Após o acabador aplicam-se novamente jatos de água que tem por objetivo resfriar a tira, de modo a atender as especificações de temperatura de bobinamento ($\pm 700^{\circ}\text{C}$ e propriedades mecânicas requeridas). Tanto a temperatura de bobinamento como a taxa de resfriamento influenciam a estrutura da tira, ambas dependentes da temperatura final de acabamento.

No processo de bobinamento, mede-se a temperatura da tira para verificar se ela encontra-se dentro das especificações e realizar o controle necessário no acabador para se manter as especificações da temperatura da tira. É desejável que a operação de resfriamento seja continuamente adaptada à velocidade de laminação real, de modo a se obter propriedades mecânicas homogêneas. Esta adaptação é obtida, mantendo-se constante a temperatura do bobinamento e a relação temperatura-tempo para toda a tira.

A perda de calor por jatos de água será modelada na seção 6.5.4.

6.2.4. Temperatura da Placa no Laminador de Acabamento

As variações de temperatura no acabador ocorrem por três processos de transferência de calor:

- a. radiação entre o esboçador, banco de resfriamento e início do laminador acabador, e entre cadeiras do acabador.
- b. condução de calor da tira para o cilindro de cada cadeira.
- c. transformação de energia de deformação em energia térmica.

Estes processos de transferência de calor são modelados na seção 6.5.4.

Os processos de transferência de calor também são influenciados pelas dimensões e tipos de aço. Isto é, a produção de tiras longas acarretam variações de temperatura entre o início e o fim da tira, devido ao grande tempo em que a tira fica na mesa [95, 97]. Grandes reduções que implicam velocidade de entrada pequena, também fazem com que o final da tira permaneça mais tempo na mesa. Placas finas também se resfriam mais rapidamente, por armazenarem maior quantidade de calor que as tiras espessas.

Deste modo, para se obter um material com a qualidade requerida durante a laminação, e se atender as relações entre as diversas partes da linha de laminação como colocadas acima, as seguintes especificações de temperatura tem que ser obedecidas:

- a. a temperatura da tira ao longo de todo o seu comprimento e largura necessita estar dentro da fase austenítica na última cadeira de acabamento.
- b. resfriamento uniforme para se obter um produto homogêneo.
- c. a temperatura da placa na saída do forno de reaquecimento deve estar a uma temperatura inferior a 1280°C [29], para evitar que a camada de óxido se funda, dificultando a sua remoção e a laminação da tira.

Outro ponto de importância na qualidade e na espessura da tira, é o conhecimento da distribuição de temperatura no cilindro, de modo a determinar as condições de resfriamento e tensão térmica dos cilindros [98]. Segundo Hollander [97], variações de espessura ao longo da largura são influenciadas pela temperatura do cilindro, visto que o aumento de calor durante a laminação acarreta deformações no diâmetro dos cilindros, mais pronunciada na parte central do que nas laterais.

A seguir, mostra-se como a temperatura da tira varia em função da velocidade e da taxa de aceleração.

6.3. VARIAÇÃO DA TEMPERATURA EM FUNÇÃO DA VELOCIDADE E DA TAXA DE ACELERAÇÃO [6,95,97]

A velocidade de penetração da tira no laminador acabador é determinada a partir da temperatura média da tira na entrada do acabador. Esta temperatura média de entrada é determinada através de modelos matemáticos, como uma função da temperatura de saída da tira do esboçador, velocidade de penetração da tira, esquemas de redução do acabador e temperatura final requerida.

Com a velocidade calculada em cada cadeira, a partir do fluxo de massa, determina-se a temperatura da tira em cada cadeira, através do modelo que representa a transferência de calor para o meio, para o cilindro e para a água de resfriamento.

Se mudanças ocorrem na espessura da tira, altera-se o fluxo de massa. Como o objetivo é manter o fluxo de massa constante em cada cadeira (seção 2.4.2), varia-se a velocidade da cadeira, conseqüentemente alterando a temperatura prevista para as cadeiras.

A variação de temperatura de laminação com a velocidade de laminação na última cadeira, foi analisada por Hollander e é mostrada na Fig. 6.2:

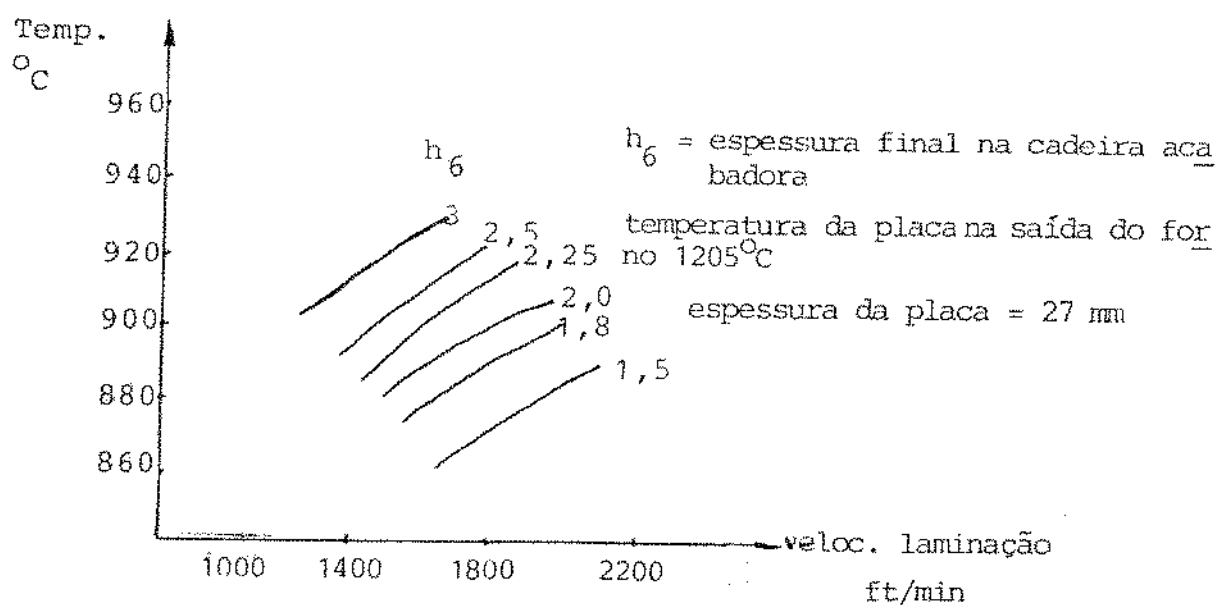


Fig: 6.2 Relação entre temperatura de laminação e velocidade de laminação da última cadeira

Desta figura, verifica-se que para um aumento na velocidade de laminação há um aumento na temperatura final da tira, sendo este aumento mais pronunciado para tiras mais espessas na última cadeira acabadora.

Como o objetivo no laminador é trabalhar a uma velocidade de maior, aumentando a produção e diminuindo o tempo de permanência da tira no laminador, de modo a obter pequenas perdas por radiação da tira para o meio e condução da tira para o cilindro, aceleram-se as cadeiras. Entretanto, como resultado da alta velocidade, obtêm-se um ligeiro aumento da energia de deformação requerida (perde-se mais energia por atrito). Como a velocidade de laminação afeta diretamente o comportamento da temperatura, consequentemente influenciando a regularidade do processo, utilizam-se sistemas mais modernos de laminação, a taxa de aceleração para normalizá-la [92]. Varia-se a aceleração de forma a compensar quedas de temperatura ao longo do comprimento da tira, mantendo a temperatura dentro de limites especificados, evitando baixas temperaturas de acabamento que causam não homogeneidade e características mecânicas falhas da tira, e evitando também altas temperaturas, devido a problemas de óxidos que se fundem e especificações para bobinamento.

Pelo exposto acima, vê-se que a velocidade e a taxa de aceleração podem ser utilizadas como variáveis de controle da temperatura da tira.

6.4. CONTROLE DE TEMPERATURA [6,95,97]

Como mostrado no Cap. 4, a força é uma função da tensão de escoamento e da geometria do arco de contato. No Cap. 5, mostrou-se que a tensão de escoamento é uma função da temperatura. Portanto, a temperatura influi no desempenho de todo o sistema de laminação através da tensão de escoamento. Somente através do controle da temperatura especificada nos diversos subsistemas, pode-se obter uma tira dentro das especificações de qualidade desejadas.

A seguir, apresenta-se um sistema de controle de temperatura no laminador acabador de tiras a quente, utilizado na literatura [95,97].

6.4.1. Sistema de Controle de Temperatura

O objetivo do controle de temperatura no laminador é obter uma tira na saída do laminador com uma distribuição de temperatura uniforme por todo o comprimento da tira.

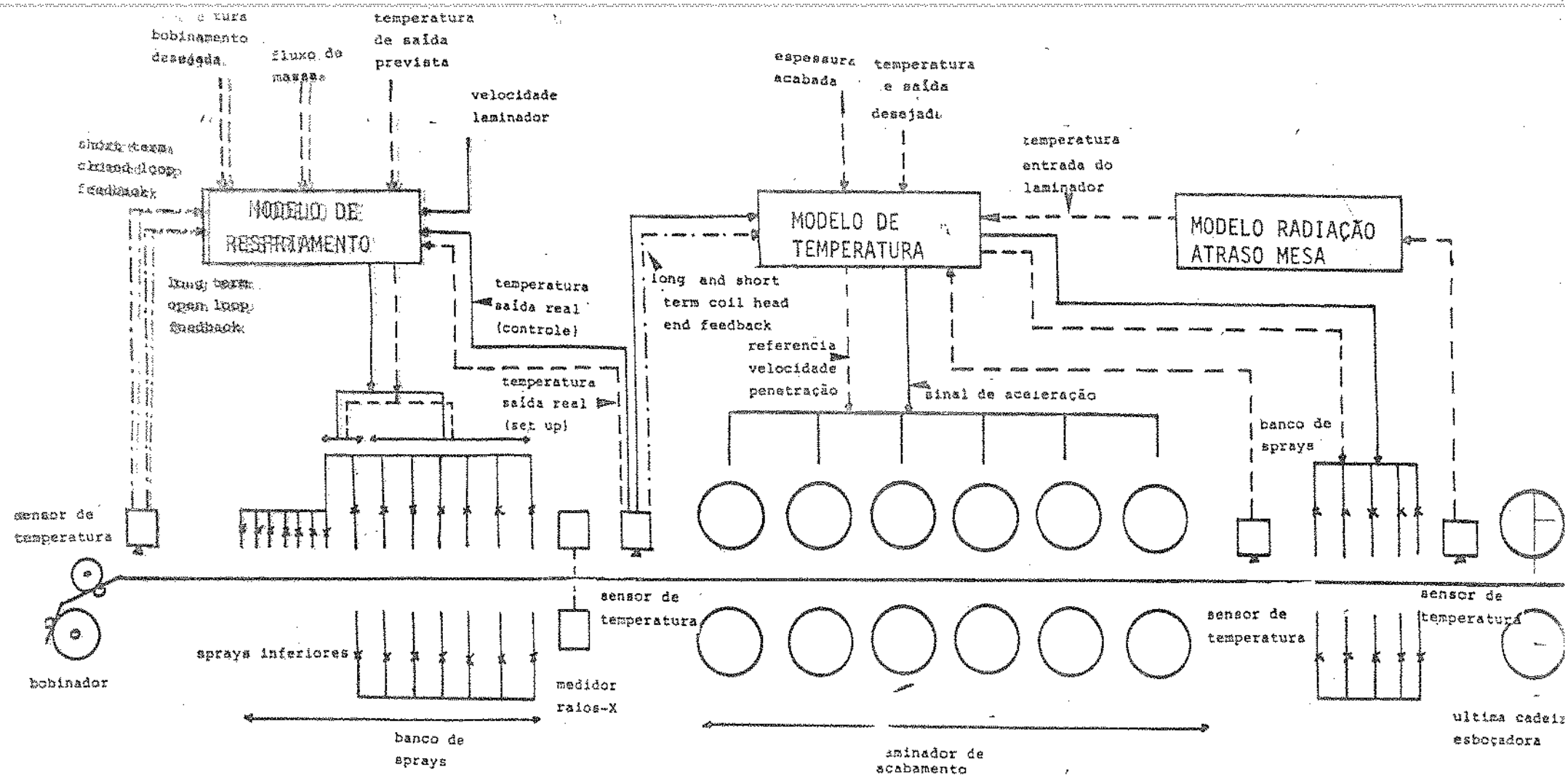
O controle de temperatura na saída do laminador é realizado através do cálculo da velocidade das cadeiras, que fornecem uma temperatura prevista constante por todo o comprimento da tira. Esta velocidade é então continuamente variada para manter o corpo da bobina na temperatura correta através de taxas de aceleração. A velocidade inicial é calculada pelo set-up através do fluxo de massa constante. Esta velocidade é variada durante a laminação devido a variação de espessura de saída das cadeiras.

Apresenta-se na Fig. 6.3 um exemplo das malhas de controle de temperatura no acabador-esboçador, banco de resfriamento e bobinamento. Nesta figura, mostra-se tanto o interrelacionamento entre os sistemas, como os locais em que se dispõe de medidas.

As medidas de temperatura importantes para o set-up e controle de temperatura no laminador acabador, são as realizadas na saída do esboçador e na saída do acabador. A primeira é utilizada durante o set-up para a previsão da temperatura de entrada no acabador. A segunda é utilizada na malha de realimentação para o controle de temperatura nas cadeiras de laminação [97] e para o banco de resfriamento.

Quando não existe o sensor de temperatura na entrada do acabador, como na maioria dos laminadores em utilização no Brasil, um modelo de previsão de queda de temperatura do esboçador até a primeira cadeira do acabador é utilizado.

Neste trabalho, realiza-se a previsão de temperatura na primeira cadeira do laminador de acabamento, utilizando-se um mode



- sinal de controle
- - - sinal de set up
- ... sinal de feedback

Fig.6.3 Controle de temperatura de saída do laminador de acabamento e de entrada do bobinador

lo de transferência de calor que considere perdas por jatos de água para descamação e perdas por contato tira-cilindro, e ganho de calor tira-cilindro.

Para analisar as perdas em todas as cadeiras, deve - se eliminar o modelo de esfriamento por jatos d'água, visto que estes não ocorrem entre cadeiras.

6.4.2. Etapas do Controle de Temperatura

O esquema de controle de temperatura de acabamento é mostrado na Fig. 6.4. Neste esquema de controle realizam-se os seguintes passos:

- a. Previsão da temperatura de entrada da tira no acabador. Para esta previsão, necessita-se de um modelo que preveja a temperatura de entrada, a partir da medida de temperatura feita na saída do esboçador e das condições de laminação, isto é, a espessura da tira, velocidade de laminação e das mesas, raio do cilindro, esquemas de redução e de tempo decorrido entre esboçador e acabador.
- b. Determina-se a velocidade do laminador de modo a encontrar as especificações de temperatura final e espessura final, a partir da temperatura prevista no item a (modelo de queda de temperatura + fluxo de massa constante).
- c) O controle da velocidade do laminador é realizado a partir da medida de temperatura realizada no fim do laminador de tiras quente, de modo que se obtenha uma temperatura de acabamento constante ao longo do comprimento da tira.
- d) Cálculo da taxa de aceleração/desaceleração necessária para manter a temperatura de laminação final requerida.

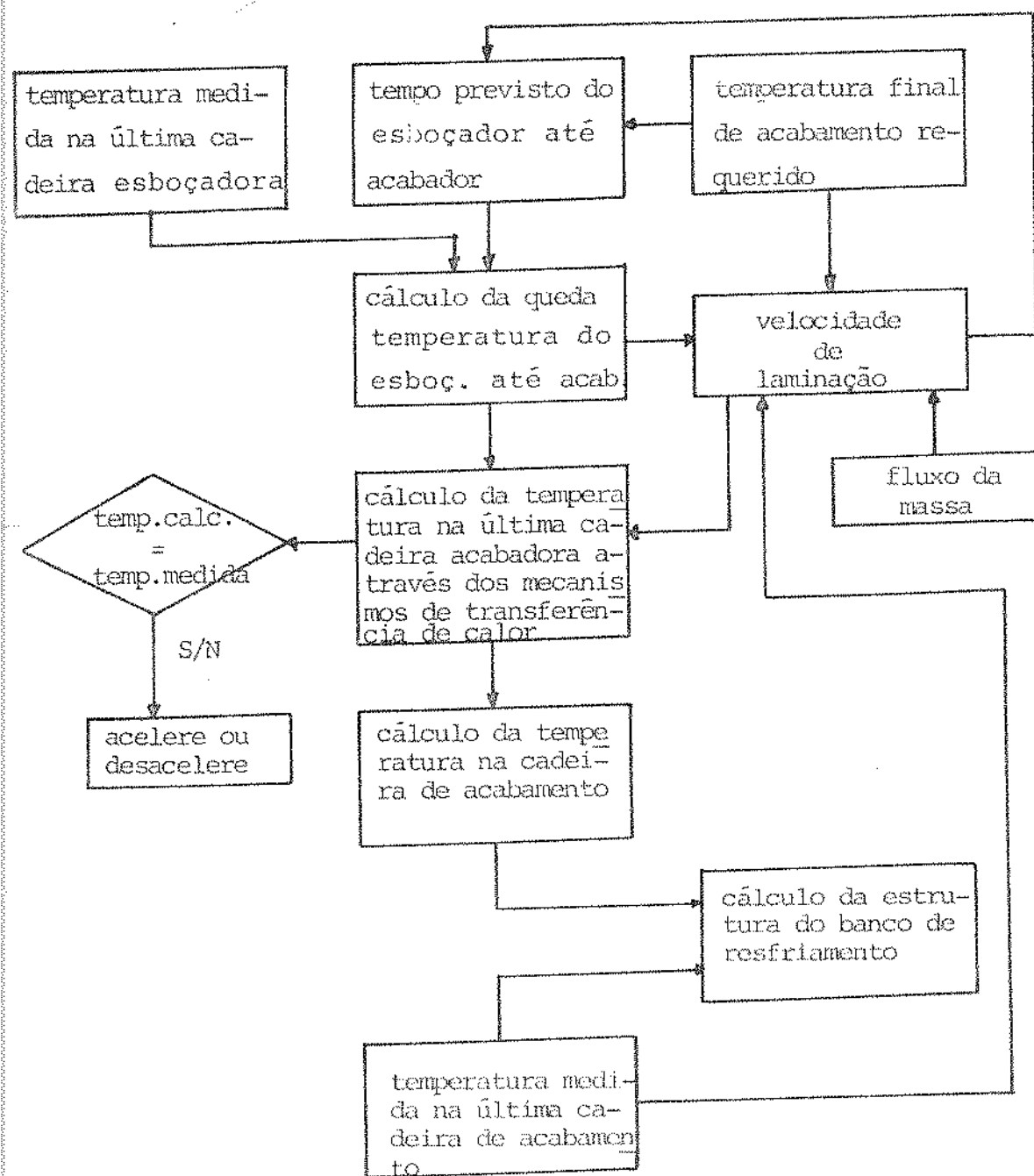


Fig. 6.4 - Esquema de controle de temperatura no acabamento

- e) Calcula-se a ação de resfriamento na mesa; temperatura para se obter as especificações metalúrgicas da tira depois do acabador.
- f) Armazena-se o histórico de temperatura na tira observado no início da tira, na última parte da tira que não foi acelerada, na primeira parte da tira que deixa a última cadeira acabadora com velocidade máxima e no fim da tira.

O modo mais comum de controle é realizado de acordo com o item c, visto que na maioria dos laminadores em utilização no país, a medida da temperatura inicial vem do esboçador, não existindo nenhuma outra medida de temperatura até o fim do acabador (Fig. 6.3).

Entretanto, um controle preciso da temperatura é difícil de se obter, visto que há um aquecimento inconsistente ao longo do comprimento da tira e entre tiras consecutivas. Além disto, as poucas medidas efetuadas são imprecisas, devido a poluição atmosférica e a formação de óxido na superfície do aço.

6.5. MODELAMENTO MATEMÁTICO DA QUEDA DE TEMPERATURA DA TIRA

O modelo matemático da queda de temperatura da tira, descreve a distribuição de temperatura da tira durante a laminação, compreendendo as transferências de calor que ocorrem na mesa e no arco de contato da cadeira de acabamento.

Nesta seção, inicialmente realiza-se uma breve revisão bibliográfica sobre o progresso dos modelos de temperatura, e a seguir analisa-se a distribuição de temperatura na tira e no cilindro, através dos mecanismos de transferência de calor durante a laminação de acabamento.

A seguir, apresentam-se as equações de modelamento das transferências de calor que ocorrem na tira durante sua passagem em uma cadeira. Estas equações são baseadas em leis físicas de

transferência de calor, com alguns coeficientes obtidos experimentalmente, tal como emissividade e rendimento da conversão de energia elétrica em energia de deformação na tira.

Nestes modelos serão considerados os seguintes processos de transferência de calor na tira:

- a. resfriamento por radiação para o meio
- b. resfriamento por condução forçada devido a jatos de água para remoção de carepa.
- c. resfriamento por condução devido ao contato tira-cilindro.
- d. aquecimento devido a conversão de energia de deformação em energia térmica.

Estes processos de transferência de calor ocorrem para a primeira cadeira de acabamento. Para análise entre duas cadeiras, basta eliminar o modelo de resfriamento por jatos de água.

6.5.1. Revisão Bibliográfica da Transferência de Calor Tira-Cilindro

Muito tem sido publicado sobre o problema de distribuição de temperatura na tira durante a laminação.

Um dos trabalhos mais utilizados na literatura é o de Peck [98], que determinou a temperatura no cilindro e a tensão térmica entre cilindro e tira. Resolveu-se o problema numericamente, utilizando técnica de diferenças finitas, com várias hipóteses restritivas, isto é, Peck considerou somente condução de calor radial no cilindro, e não considerou a transferência de calor na tira. Além disso, Peck utilizou uma distribuição de temperatura de resfriamento questionável, segundo Cerni [98].

Uma solução analítica do problema de temperatura do cilindro foi encontrada por Jaeger [98], que calculou a distribuição de temperatura no cilindro através de uma linha instantânea de fonte de calor na superfície do cilindro. Esta linha pode

ser vista como uma fonte de calor, liberada ao longo de uma linha na superfície do cilindro, paralelo ao eixo, e livre para conduzir para dentro do cilindro. A distribuição de calor é encontrada pela superposição de linhas contínuas localizadas lado a lado sobre todo o arco de contato.

Utilizando a técnica desenvolvida por Jaeger [98] Cerni obteve um modelo para calcular a temperatura no cilindro. Ele assumiu que a temperatura na superfície do cilindro e da tira tem o mesmo valor no arco de contato, e desprezou a variação da entrada de calor no cilindro ao longo do arco de contato. Segundo Lahoti [40], a temperatura na superfície do cilindro é uniforme, exceto quando ocorre um pico de temperatura na superfície, que decai rapidamente através de um anel externo dos cilindros, depois da zona de deformação (fonte de calor) ter passado.

Utilizando o trabalho de Bishop [40], que forneceu um método numérico para resolução de equações diferenciais-parciais em direções ortogonais fixas, que governam a transferência de calor no cilindro, Lahoti [40] aproximou a deformação como se realizando em uma série de movimentos infinitamente pequenos e discretos no tempo. Assim, a geração e transferência de calor é vista acontecendo instantaneamente, seguida por um intervalo de tempo no qual a condução ocorre como em um meio estacionário.

Um dos trabalhos mais referenciados na literatura tem sido o de Lee, Sims e Wright [99] que apresentaram equações empíricas para o cálculo das perdas de calor na tira, depois de comparar uma série de valores medidos em vários experimentos.

Denton e Crane [44] calcularam a queda de temperatura média total da tira no arco de contato, supondo propriedades térmicas da tira e do cilindro idênticas, e coeficiente de transferência térmica infinito, isto é, não há resistência de contato térmico entre tira e cilindro. Eles utilizaram para os seus cálculos a distribuição de temperatura de Carslaw e Jaeger [103].

Utilizando a análise de Carslaw e Jaeger, Hollander [97] estudou a distribuição de calor de um sólido semi-infinito em condição não estacionária de condução através do método de diferenças finitas. Seu modelo aplica-se melhor para o caso de cadeiras

do laminador esboçador, onde as reduções não são grandes em cada passe e a espessura permanece com valores grandes (maiores que 20 cm), justificando a utilização da análise de Jaeger e Carslaw para sólido semi-infinito, onde a perda de calor é um fenômeno superficial não alterando a temperatura do centro do material. No acabador, onde a espessura é fina (± 1 cm), apesar da alta velocidade, a temperatura do centro da tira é alterada e a hipótese de sólido infinito de Denton é mais justificável.

Apesar disso, o modelo de Hollander é simples, baseado em constantes físicas do material e sua equação pode considerar a hipótese do cilindro e tira possuírem materiais distintos. Seus resultados, corrigidos experimentalmente, são próximos dos valores práticos quando considerado o modelo completo, do esboçador ao bobinador. Seu modelo também pode ser utilizado nas primeiras caixas do acabador, onde a espessura ainda é grande.

Outro trabalho que merece destaque é o modelo de Pavlossoglou [100], que analisou o perfil da temperatura do cilindro, mostrando que o cilindro não tem uma temperatura uniforme depois da primeira revolução, como assumido por Hollander e outros [78, 90, 18, 99]. Entretanto, além de analisar o perfil de temperatura do cilindro através de equações analíticas implementáveis, Pavlossoglou não considerou perdas de calor por radiação e convecção e ganho de calor devido ao trabalho mecânico.

O modelo de Pavlossoglou pode ser utilizado para análise do perfil do cilindro juntamente com o modelo de Denton ou de Hollander. Sua análise mais detalhada deve levar a resultados mais precisos, devido a consideração que Denton e Hollander fazem da temperatura constante do cilindro no arco de contato [105].

Neste trabalho, utiliza-se o modelo de Denton e Crane por considerar suas hipóteses mais próximas da prática, onde a temperatura do centro da tira é alterada durante o processo de transferência de calor no arco de contato.

6.5.2. Mecanismos de Condução de Calor da Tira [97]

Os mecanismos de transferência de calor durante a laminação são representados na Fig. 6.5, abaixo:

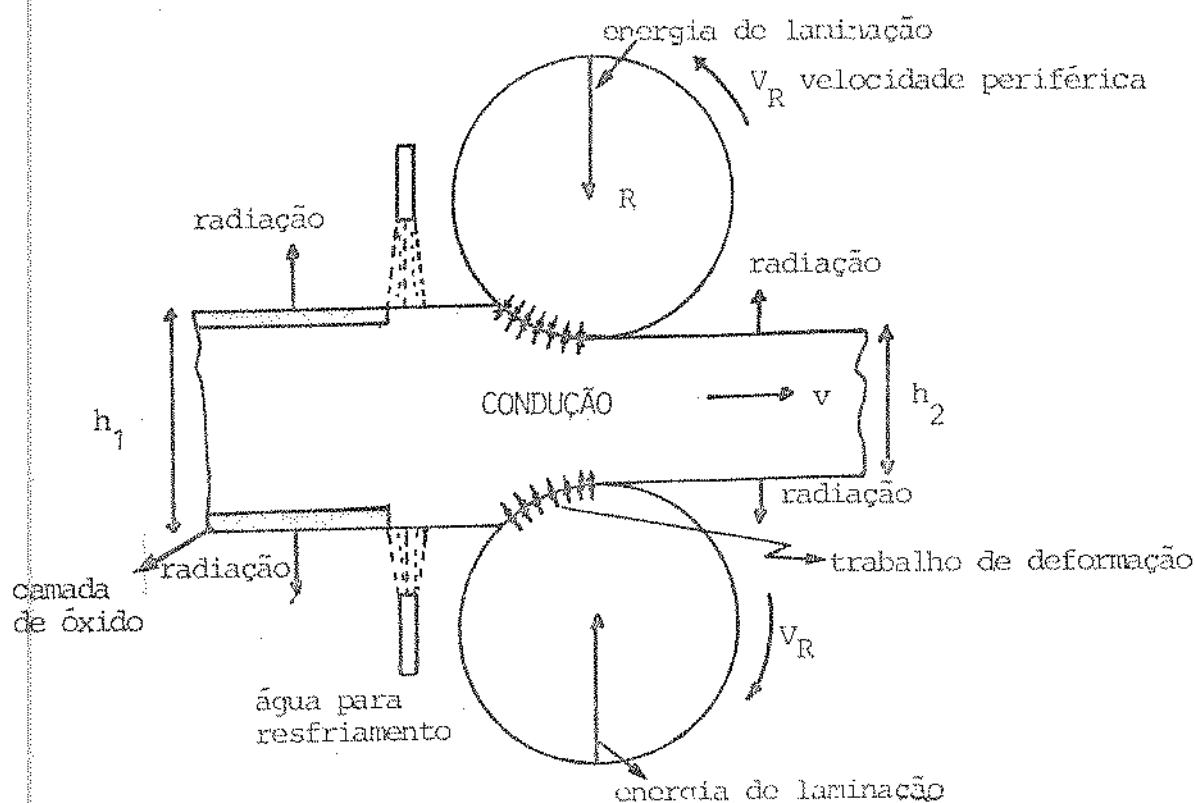


Fig. 6.5 - Mecanismos de condução de calor na cadeia de laminação

Quando a tira atravessa uma cadeia, como na Fig. 6.5, ocorrem transferências de calor causadas por [85,95,97]:

- a. radiação antes da primeira cadeia de acabamento e entre cadeiras.
- b. resfriamento e aquecimento em cada cadeia:
 - b.1. resfriamento por radiação e convecção para o meio
 - b.2. resfriamento pela água de descarepação (para retirar o óxido)

- b.3. resfriamento por condução durante o contato da tira com os cilindros e com a mesa
- b.4. aquecimento pelo calor gerado durante a deformação plástica

Determina-se o valor quantitativo destas transferências de calor a partir das condições de operações seguintes:

- a. esquema de redução
- b. sincronização do laminador
- c. aceleração
- d. composição química da tira e do cilindro

As transferências de calor durante a laminação dependem ainda da espessura da tira que, ao ser reduzida, aumenta a superfície radiante. Além da espessura, também é necessário conhecer o esquema de redução e o tempo durante o qual cada espessura existe. O tempo pode ser obtido de cálculos utilizando lay-out do laminador, tabelas de velocidades, aceleração e distância entre cadeiras. Os esquemas de redução que determinam as velocidades iniciais de cada cadeira e o fluxo de massa, são obtidas no set-up.

6.5.3. Distribuição de Temperatura na Tira e no Cilindro

Nos trabalhos apresentados na literatura [85,90,96,97, 98,99,100,78] realiza-se a hipótese básica que há um equilíbrio térmico entre a entrada de calor no cilindro, saída de calor da tira e aquecimento devido ao trabalho de deformação na interface cilindro-tira. Desprezam-se, neste balanço, perdas por radiação nas cadeiras, maiores nas primeiras cadeiras, gradiente térmico devido a camada de óxido na superfície da tira, pequeno deslize no início e no fim do arco de contato, que diminuem a energia de laminação transformada em calor na tira.

Analisa-se a seguir a distribuição de temperatura nestes três meios, cilindro, tira e interface cilindro-tira

6.5.3.1. Distribuição de temperatura no cilindro [103]

De acordo com Cerni [98], a transferência de calor para o cilindro é inicialmente elevada quando o cilindro está a uma temperatura ambiente, e diminui quando a temperatura do cilindro aumenta. Cerni assumiu que a diminuição da transferência de calor da tira para o cilindro é uma função exponencial do tempo.

Segundo Bulat e Mirnov [101], a temperatura do cilindro influencia a textura da superfície da tira e as propriedades magnéticas da sua estrutura. Esta influência foi mostrada com experiências em cilindros frios, onde se verificou a presença de grãos angulares na superfície da tira, devido ao efeito de esfriamento causado por cilindros frios.

A possibilidade de se utilizar cilindros aquecidos, segundo Batra e Popoff [101] dos estudos de Bulat e Mirnov, minimizaria quebras e emperramentos dos cilindros, bem como se teria maior capacidade de laminar materiais de faixas estreitas de temperatura de trabalho, ou altas temperaturas de transição, e obtenção de um aço mais uniforme.

Apesar da existência de trabalhos sobre cilindros aquecidos, na prática utilizam-se somente cilindros frios, onde há condução de calor tira-cilindro.

6.5.3.2. Distribuição de temperatura na tira

Para a determinação da distribuição de temperatura na tira, supõe-se a tira como um corpo infinito. Com esta hipótese, tem-se que a distribuição de temperatura se dá das superfícies superior e inferior para o centro, cuja temperatura é alterada.

6.5.3.3. Compatibilidade de temperatura do cilindro e da tira

Durante a deformação da tira, tem-se alta pressão no

arco de contato, ocorrendo um forte contato entre cilindro e tira. Supondo-se que a temperatura da superfície do cilindro e da tira se aproximam de um mesmo valor no arco de contato, o fluxo de calor da tira para o cilindro é tal que se tenha a mesma temperatura na superfície dos dois corpos, permanecendo ao longo de todo o arco de contato. Deste modo, exige-se que a temperatura média da superfície do cilindro e da tira no contato sejam iguais.

Além do equilíbrio de temperatura, um balanço de energia é realizado na interface cilindro-tira, tal que o calor transferido da tira mais o calor devido ao atrito sejam iguais ao calor recebido pelo cilindro.

Bradd [98] investigando a dureza no cilindro utilizado para laminação de aço e alumínio, mostrou que a temperatura da superfície do cilindro não é próxima da temperatura da tira. Se ambas fossem iguais, a dureza seria diferente da encontrada. Entretanto, Cerni [98] mostra que há uma contínua renovação da temperatura da tira, tal que temperaturas do cilindro próximas às da tira podem ocorrer.

Quando se consideram grandes pressões no arco de contato, onde o contato com o metal é grande por causa do estado plástico, as temperaturas do cilindro e da tira, no contato, se aproximam. Altas temperaturas não se propagam muito internamente no cilindro. As medições de dureza de Bradd integram o efeito de temperatura a alguma pequena distância dentro do cilindro, ocultando a natureza muito localizada desta temperatura superficial.

Mesmo sabendo-se que a temperatura da superfície do cilindro e da tira são diferentes no arco de contato, a maioria dos trabalhos na literatura [97,100,98] consideram que a temperatura da superfície do cilindro e da tira são iguais.

6.5.4: Modelamento da Transferência de Calor da Tira durante a Laminação

6.5.4.1: Transferência de calor da tira para o meio

A transferência de calor para o meio ocorre principal_{mente} por radiação, e em menor escala por convecção. Supõe-se ra_{di}ação na superfície inferior e irradiação da mesa e da superfície superior para a vizinhança. Segundo Hollander [97], em temperatu_{ras} típicas de laminação, 900 a 1200°C a transferência de calor convectiva é somente 4-6% da radiação, e portanto, ela é despre_{zada} neste trabalho.

Obtém-se a transferência de calor por radiação a par_{tir} do balanço de energia entre tira e ambiente, descrita matema_{tica}mente pela equação de Stefan-Boltzmann [43,78,85].

$$-C\rho Ah_1 \frac{dT_{med}}{dt} = 2\epsilon A\sigma(T^4 - T_A^4) \quad (6.1)$$

onde:

ϵ = emissividade do aço

A = área superficial da tira, largura B x comprimento L

σ = constante de Stefan-Boltzmann

T_A = temperatura absoluta do ambiente

T = temperatura absoluta da tira

C = calor específico da tira

ρ = peso específico da tira

h_1 = espessura de entrada da tira

t = tempo

T_{med} = temperatura média da tira

Integrando a eq.(6.1) durante o intervalo de tempo em que a tira fica na mesa; irradiando da mesa para o meio, de t_1 a t_2 , tem-se:

$$T_2^3 = \frac{T_1^3 h c \rho}{6 T_1^3 \sigma (t_1 - t_2) + h c \rho} \quad (6.2)$$

onde T_2 é a temperatura absoluta da tira na entrada da cadeira em estudo e T_1 é a temperatura da último ponto em que foi realizada uma previsão, ou onde se dispõe de medidas.

Os tempos t_1 e t_2 são obtidos conhecendo-se a velocidade da mesa e a distância entre o ponto de medida de temperatura e a cadeira em estudo. A emissividade é obtida experimentalmente e c_p são as propriedades térmicas da placa.

Este é um dos modelos mais simples e utilizados na literatura [43,78,85], de onde se obtém bons resultados quando comparados com a prática.

6.5.4.2. Transferência de calor por resfriamento através de jatos de água para descamação

i. Descrição:

Cada sistema de jatos de água é constituído de dois coletores (um superior e outro inferior) e tem como objetivo retirar a camada de óxido da superfície da tira, conforme mostrado na Fig. 6.5. Os jatos de água são acionados toda vez que a tira entra na primeira cadeira acabadora, onde é fornecido um fluxo máximo de água. Passada a tira, ainda existe um fluxo residual, que permanece até a chegada da outra tira.

Neste trabalho, analisa-se somente o fluxo de água máximo, existente antes da cadeira, sendo desprezado o fluxo residual, visto que sua influência na tira é pequena [102].

ii. Modelamento matemático:

No laminador de tiras a quente utiliza-se um jato laminar com bocais circulares. Este tipo de jato acarreta um rápido resfriamento da superfície metálica no ponto de impacto.

A densidade de fluxo de calor retirado por um jato de água da superfície superior, modelada por Sigalla [102] é baseada na teoria da condução de calor em sólidos infinitos [103] e é representada por:

$$q_w = \frac{G_A}{\sqrt{\pi E}} (T_s - T_w) \quad (6.3)$$

onde: q_w = densidade do fluxo de calor retirado por um jato de água

$G_A = \sqrt{\lambda c \rho}$, onde λ é a condutividade térmica, c calor específico e ρ a densidade do aço

t = tempo de permanência de um elemento de superfície sob o impacto do jato, seg.

T_s = temperatura média da tira antes do contato do jato laminar, $^{\circ}\text{C}$

T_w = temperatura da água, $^{\circ}\text{C}$

Se a seção transversal do jato no ponto de impacto for circular com diâmetro D , então a quantidade total de calor Q_w removida de uma área $\pi D^2/4$ durante o intervalo de tempo t é dado por:

$$Q_w = \frac{\pi D^2}{4} \int_0^t q_w dt = \frac{D^2 G_A \sqrt{\pi t}}{2} (T_s - T_w) \quad (6.4)$$

O intervalo de tempo t que um elemento de superfície com comprimento L e largura B igual a largura total da tira, é dado por:

$$t = \frac{L}{v} \quad (6.5)$$

onde v é a velocidade da tira.

A quantidade de calor retirada deste elemento por um jato de água é:

$$Q_w = \frac{D^2 G_A \sqrt{\pi L/v}}{2} (T_s - T_w) \quad (6.6)$$

Sendo d o espaçamento entre jatos adjacentes, o número total de jatos que incidem ao longo da largura da tira é igual a B/d .

Assim, o calor total removido de um elemento $L \times B$ cm^2 da superfície, é dado por:

$$Q_W = \frac{D^2 G_A B}{2d} \sqrt{\frac{\pi L}{v}} (T_S - T_W) \quad (6.7)$$

Nesta equação tem-se que D , d e T_W função do banco de resfriamento, B e G_A função da tira, são valores conhecidos; v e T_S são valores calculados, o primeiro a partir do fluxo de massa e o segundo a partir da temperatura medida na saída do esboçador. Para o comprimento L da tira na eq.(6.7), utiliza-se o comprimento da área resfriada pelos jatos de água como mostrado na Fig. 6.6.

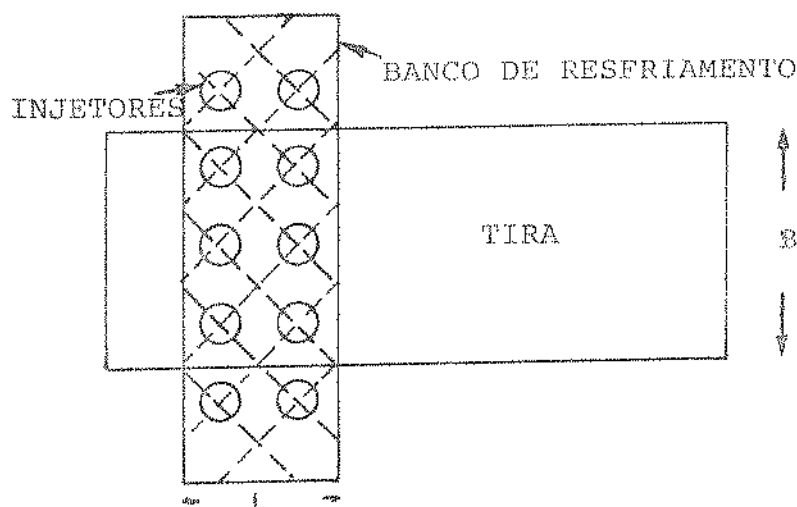


Fig. 6.6 - Comprimento da área resfriada pelo banco de resfriamento

A precisão desta equação vem do fato dela considerar as propriedades do aço (c, ρ, λ) e as temperaturas da tira e da água de acordo com a área em que ocorre o resfriamento.

Para o lado inferior da tira, resfriada normalmente com jatos de água de baixa pressão ($< 100 \text{ Kg/cm}^2$), embora não sejam jatos laminares, fornecem um jato compacto na superfície, e a mesma eq.(6.7) com constantes diferentes como T_S inferior, e dados do banco inferior é válida.

A seguir, apresenta-se um exemplo das dimensões de um banco de resfriamento.

Nº de conjunto de coletores	02
Nº de bicos por coletor	A-C = 12 bicos B-D = 11 bicos
Ângulo dos jatos	15°
Inclinação dos bicos	15°
Distância entre bicos	140 mm
Distância dos bicos para a linha da mesa	superior = 484 mm inferior = 454 mm
Superposição de varredura	45 mm
Tipo de jato	leque
Abertura do jato	± 27°
Pressão	± 110 Kg/cm ²
Fluxo Max	4385 l/min
Fluxo Min	350 l/min
Tipo de água	industrial

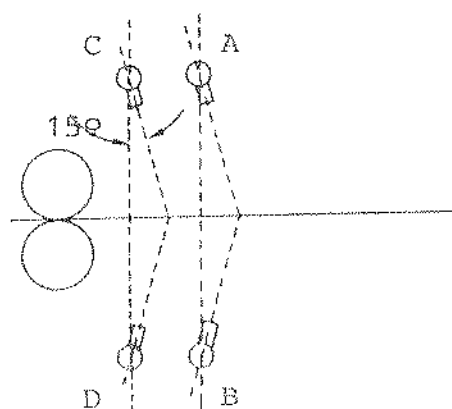


Fig. 6.7 - Exemplo da posição dos bicos injetores . linha de laminação

Para um estudo mais detalhado sobre o resfriamento por jatos d'água, ver Izzo [104].

6.5.4.3. Transferência de calor da tira para o cilindro

i. Descrição:

Durante o contato da tira com o cilindro parte de calor da tira é transferido ao cilindro por condução. Após o contato, o cilindro é resfriado com água, de modo que grande parte do calor é transferido para a água de refrigeração.

Para o modelamento destas transferências de calor, assumem-se as seguintes hipóteses:

- a. o contato entre cilindro e tira é perfeito, devido a elevada pressão de laminação. Deste modo, todo o calor é transferido no contato por condução. Esta hipótese assegura a igualdade de temperatura da tira e do cilindro no ponto de contato.
- b. não há resistência de contato térmico na interface entre cilindro e tira, isto é, assume-se que a transferência de calor entre cilindro e tira é infinitamente grande.
- c. despreza-se o escorregamento tira-cilindro, já que a redução percentual da espessura em cada cadeira não é muito elevada. Utiliza-se esta hipótese no cálculo do tempo de contato tira-cilindro.
- d. o tempo de contato entre a tira e o cilindro é pequeno. Isto assegura que não há gradientes de temperaturas significativos com o tempo. No intervalo de tempo que um segmento da tira está no arco de contato, a temperatura não se altera.
- e. a tira é considerada como um sólido infinito. Um sólido semi-infinito não se justifica, visto que a espessura no acabador é pequena, e a temperatura no centro da tira se altera quando a tira passa no arco de contato.
- f. toda a tira tem uma distribuição homogênea de temperatura. A temperatura do cilindro no arco de contato é assumida ser uniforme e constante.
- g. sucessivas reduções aumentam a superfície radiante.

- h. as propriedades térmicas dos cilindros e da tira são iguais. A densidade de fluxo de calor é determinada por constantes físicas (calor específico, densidade, condutividade) de ambos os corpos e de suas temperaturas de massa.
- i. a transferência de calor se processa somente ao longo da espessura.

A seguir, apresenta-se o modelo proposto por Denton e Crane [44].

ii. Modelamento matemático

A seguir, apresenta-se o modelo de Denton e Crane [44], para o cálculo da queda da temperatura média total da tira quando ela passa no arco de contato.

I. Cálculo da queda de temperatura média:

Supondo uma temperatura inicial constante T_s numa região $-h/2 < x < h/2$, conforme Fig. 6.8 e uma temperatura $T = 0$ em $|x| > h/2$, tem-se que a distribuição de temperatura em um tempo t é dada de acordo com Carslaw e Jaeger [103] para um elemento infinito:

$$T = \frac{T_s}{2} \left[\operatorname{erf} \frac{h/2 - x}{2\sqrt{at}} + \operatorname{erf} \frac{h/2 + x}{2\sqrt{at}} \right] \quad -\infty < x < +\infty$$

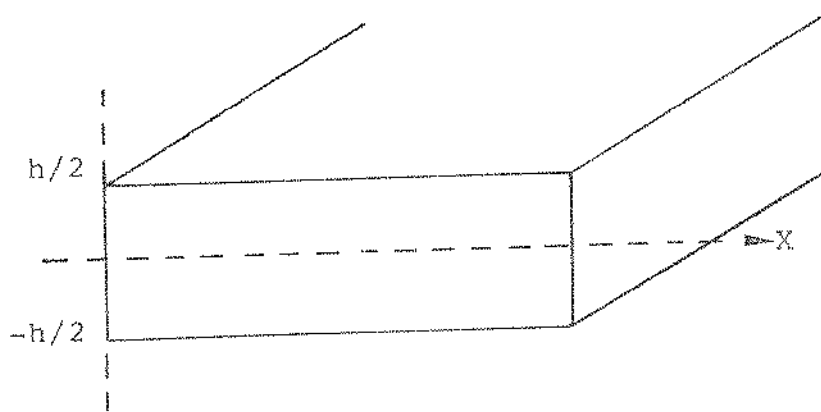


Fig. 6.8 - Distribuição de temperatura na espessura da tira

onde "a" é o coeficiente de difusão térmica do material representa do por:

$$a = \frac{\lambda}{c_p \rho}$$

onde λ é a condutividade térmica, c é o calor específico e ρ é a densidade do aço.

Define-se a temperatura média T_{med} do material na região $-h/2 < x < h/2$ no tempo t , de acordo com a seguinte equação:

$$T_{med} = \frac{1}{2} \frac{1}{h/2} \int_{-h/2}^{h/2} T \, dh = T_s - \frac{T_s \sqrt{at}}{h/2} \left[\text{ierfc}(0) - \text{ierfc} \frac{h/2}{\sqrt{at}} \right] \quad (6.10)$$

Deste modo, a diferença de temperatura média através da seção h após um intervalo de tempo t , é dado por:

$$\Delta T_{med} = \frac{T_s \sqrt{at}}{h/2} \left[0,5642 - \text{ierfc} \frac{h/2}{\sqrt{at}} \right] \quad (6.11)$$

Denton e Crane consideram a variação de espessura com o tempo no arco de contato substituindo a espessura h pela média geométrica $\sqrt{h_1 h_2}/2$ na eq. (6.11), onde a temperatura é vista como constante nesta região.

$$\Delta T_{\text{med}} = \frac{2 T_s \sqrt{at}}{\sqrt{h_1 h_2}} \left[0,5642 - \text{ierfc} \frac{\sqrt{h_1 h_2}}{2 \sqrt{at}} \right] \quad (6.12)$$

Para se obter a variação de temperatura, calcula-se o tempo total utilizado para um segmento da tira com base na velocidade da tira no plano neutro.

II. Cálculo do tempo total

O tempo total, t_{total} , que um segmento da tira leva para atravessar o arco de contato é calculado a partir da velocidade horizontal do material no plano neutro, através da seguinte equação:

$$\frac{dx}{dt} = - \frac{V_R h_n}{h} \cos \phi \quad (6.13)$$

onde V_R é a velocidade periférica do cilindro e h_n e h são respectivamente, as espessuras no plano neutro em um plano qualquer no arco, e ϕ é o ângulo neutro.

O tempo total t_{total} é obtido integrando-se a eq. (6.13) desde o início até o fim do arco de contato, suposto conhecido e de comprimento L . Considerando-se pequenos ângulos de contato, tem-se que:

$$t_{\text{total}} = \int_0^L \frac{h}{V_R h_n} dx \quad (6.14)$$

A espessura no arco de contato em função da espessura de saída é dada por (seção 2.3.1, Cap. 2):

$$h = h_2 + R\theta^2 \quad (6.15)$$

ou

$$h = h_2 + \frac{x^2}{R} \quad (6.16)$$

Substituindo a eq. (6.16) em (6.14), tem-se:

$$t_{\text{total}} = \frac{L}{V_R h_n} \left(h_2 + \frac{L^2}{3R} \right) \quad (6.17)$$

Assumindo $L = \sqrt{R(h_1 - h_2)}$, (eq. (6.18)) e substituindo (6.18) em (6.17), tem-se:

$$t_{\text{total}} = \frac{L}{V_R h_n} \left(\frac{h_1}{3} + \frac{2h_2}{3} \right) \quad (6.19)$$

O tempo total pode ser visto também como uma função da velocidade de deformação de Ford e Alexander, mostrada na seção 5.7, Cap. 5, da seguinte forma:

$$\bar{\lambda} = \frac{V_R h_n}{L} \left(\frac{1}{h_2} - \frac{1}{h_1} \right) \quad (6.20)$$

e o tempo total é dado por:

$$t_{\text{total}} = \frac{1}{\bar{\lambda}} \left(\frac{h_1 - h_2}{h_1 h_2} \right) \left(\frac{h_1 + 2h_2}{3} \right) \quad (6.21)$$

ou, em função da redução

$$t_{\text{total}} = \frac{1}{\bar{\lambda}} \frac{r}{3} \left(\frac{3 - 2r}{1 - r} \right) \quad (6.22)$$

Conhecido o tempo total, pode-se calcular a queda de temperatura média total da tira no arco de contato.

III. Cálculo da queda de temperatura média total:

A queda da temperatura média total é calculada a partir da eq. (6.12). Na maioria dos casos de laminação, onde o tempo e as espessuras de entrada e saída são pequenos, despreza-se o termo $\sqrt{h_1 h_2} / 2\sqrt{at}$ da eq. (6.12).

Para casos de laminação de tiras onde $h_1 < 0,07$ in em altas reduções $r > 30\%$ em baixas velocidades de deformação, $\lambda < 3 \text{seg}^{-1}$ este termo $\sqrt{h_1 h_2} / 2 \sqrt{at}$ não pode ser desprezado.

Com este caso é raro em práticas de laminação, pode-se reescrever a eq.(6.22) da seguinte forma:

$$\Delta T_{\text{med}} = 1,128 T_s \sqrt{\frac{at}{h_1 h_2}} \quad (6.23)$$

Define-se a queda de temperatura média total da seguinte forma:

$$\Delta T_{\text{total}} = \frac{1}{L} \int_0^L \Delta T_{\text{med}} dx = \int_0^1 \Delta T_{\text{med}} d\left(\frac{x}{L}\right) \quad (6.24)$$

onde L é o comprimento do arco de contato.

O tempo para uma partícula alcançar um ponto x (distância entre o plano de saída e um ponto no arco) no arco de contato é:

$$t_x = \frac{1}{V_R h_n} \left(h_2^x + \frac{x^3}{3R} \right) \bigg|_L^x \quad (6.25)$$

ou, colocando t_x em função do tempo total, t_{total} , encontrado na seção anterior, eq.(6.21), tem-se:

$$t_x = t_{\text{total}} - \frac{1}{V_R h_n} \left(h_2^x + \frac{x^3}{3R} \right) \quad (6.26)$$

Da eq.(6.20) de Ford e Alexander, tem-se que:

$$\frac{1}{V_R h_n} = \frac{r}{\bar{\lambda} L h_2} \quad (6.27)$$

Substituindo estes valores da eq.(6.27) na eq.(6.26),

tem-se o tempo em função de x/L :

$$t\left(\frac{x}{L}\right) = t_{\text{total}} - \frac{r}{\bar{\lambda}} \left(\frac{x}{L}\right) - \frac{r^2}{3\bar{\lambda}(1-r)} \left(\frac{x}{L}\right)^3 \quad (6.28)$$

Substituindo esta eq. (6.28) na eq. (6.24), tem-se que a queda de temperatura média total é:

$$\Delta T_{\text{total}} = 1,1284 T_s \sqrt{\frac{a}{h_1 h_2}} \frac{1}{\sqrt{\bar{\lambda}}} \int_0^1 \sqrt{A - B \left(\frac{x}{L}\right) - C \left(\frac{x}{L}\right)^3} d\left(\frac{x}{L}\right) \quad (6.29)$$

onde

$$A = t_{\text{total}} \bar{\lambda} = \frac{r}{3} \left(\frac{3 - 2r}{1-r} \right) \quad (6.30)$$

$$B = r$$

$$C = \frac{r^2}{3(1-r)}$$

A eq. (6.29) não pode ser calculada analiticamente. A solução é obtida numericamente em função da redução.

Denton e Crane utilizaram a seguinte relação para exprimir a integral:

$$I = (0,67 - 0,17r) \left(\frac{1-r}{r} \right)^{1/2} \quad (6.31)$$

Assim, pode-se reescrever a eq. (6.29) da seguinte forma:

$$\Delta T_{\text{total}} = 1,1284 T_s \sqrt{\frac{a}{\bar{\lambda} h_1 h_2}} (0,67 - 0,17r) \sqrt{\frac{r}{1-r}} \quad (6.32)$$

A Tabela 1 abaixo mostra os valores de I da eq. (6.31) obtidos da integração numérica como uma função de redução.

%	$I(a)$
5	0,15176
10	0,21767
20	0,31800
30	0,40523
40	0,49151
50	0,58500

Tabela 1

A eq. (6.32) calcula a queda de temperatura média total num segmento $-h/2 < x < h/2$ num tempo t , gasto para passar pelo arco de contato de comprimento L . Para um elemento de largura B e comprimento L igual ao arco de contato, tem-se:

$$\Delta T_{\text{total}} = 1,1284 T_s B L \sqrt{\frac{a}{\lambda h_1 h_2}} (0,67 - 0,17r) \sqrt{\frac{r}{1-r}} \quad (6.33)$$

Esta equação utiliza as constantes físicas do material a através do coeficiente de difusão térmica, que é a razão da condutividade térmica do aço pelo produto do calor específico pela densidade do aço; e leva em consideração a velocidade de deformação, que é função da redução do material. Quanto maior a redução e menor a velocidade de deformação, maior a perda de calor.

6.5.4.4. Transferência de calor devido a conversão de energia de deformação em calor

A energia de laminação é utilizada para deformar a tira.

Depois de deformada, uma parte da energia de laminação fornecida é regenerada como calor devido a recristalização [97].

Para deformar o aço, utiliza-se a potência fornecida pelos motores elétricos que acionam os cilindros. Assim, a energia fornecida à tira durante a laminação, que não possui nenhuma energia adicional armazenada (elástica, potencial ou química), é convertida em calor. Entretanto, isto não significa que a energia total aplicada ao motor seja convertida em calor no interior da tira, devido perdas que ocorrem em outras partes do laminador, como por exemplo, no próprio motor, nas engrenagens, rolamentos e no cilindro de trabalho, devido à deformação mecânica, histerese e atrito superficial.

I. Modelamento

Na análise do ganho de calor, não se considera a energia de atrito, a qual se dissipa em sua maior parte, por meio dos cilindros. Considera-se apenas o calor desenvolvido como consequência da deformação plástica do material.

Assume-se que o aumento de temperatura ΔT , em consequência da recristalização do aço após a aplicação da energia de deformação, é distribuído uniformemente sobre a espessura da tira, isto é, cada elemento volumétrico da tira recebe um aumento ΔQ na sua temperatura. O valor deste aumento é calculado para um elemento de área $B \times L$.

$$\Delta Q = \frac{Q_D}{m \ c \ h} \quad BL \quad (6.34)$$

onde:

- Q_D = energia de deformação fornecida cal/cm^2
- m = massa específica da seção g/cm^3
- c = calor específico do aço $\text{cal/g}^\circ\text{C}$
- h = espessura da seção cm

Para se determinar o aumento de temperatura (eq. (6.34)),

é necessário determinar a energia de deformação fornecida. A seguir, são apresentadas as propostas existentes na literatura [97,99,96].

i. Cálculo baseado na teoria de laminação

Este cálculo utiliza a equação de Pavlov [97]:

$$Q_D = \frac{K}{\rho} \ln \frac{h_1}{h_2} \quad (6.35)$$

onde K é o limite de escoamento do material na laminação, já calculado na seção 5.8, Cap.5:

ρ = densidade do aço

h_1 e h_2 são as espessuras antes e após a passagem da tira na cadeira.

A razão $\ln h_1/h_2$ representa a deformação sofrida pela tira e a razão K/ρ representa o quanto o escoamento é vencido de acordo com a densidade do aço.

ii. Medida da potência elétrica fornecida ao laminador

Neste caso, tem-se:

$$Q_D = \eta \frac{EI}{V_r S \rho} \quad (6.36)$$

onde:

E tensão na armadura do motor c.c.

I corrente de armadura do motor c.c.

V_r velocidade linear do cilindro

S seção transversal da tira após a passagem da tira na cadeira

ρ densidade do aço

η rendimento da conversão da energia elétrica em energia de deformação na tira

Como resultado de várias medidas realizadas em vários laminadores, Lee, Sims e Wright [99] obtiveram para η um valor médio de 0,75. Este valor coincide com a média dos valores obtidos por Thompson e Foulds [96], e foi determinado de testes experimentais cujos resultados são mostrados na Tab. 2, abaixo:

Cadeira de acabamento	1ª cadeira		6ª cadeira	
Eficiência de transmissão	0,75	0,85	0,75	0,85
calor desenvolvido cal/cm^2	49,2	55,7	4,88	5,53
perda de calor por cilindro cal/cm^2	41,3	41,7	7,66	7,68
mudança temperatura média $^{\circ}\text{C}$	+3,8	+3,8	8,4	7,1
influência da variação de 10% de η em ΔT , $^{\circ}\text{C}$	+3,8		+1,3	
influência na temperatura de laminação final no laminador, $^{\circ}\text{C}$	10%		10%	

Tab. 6.2 - Eficiência de transmissão

Da tabela, vê-se que a variação da perda e ganho de calor são grandes na primeira cadeira, e que mudanças na temperatura média são grandes na sexta cadeira, quando comparadas com a primeira cadeira.

Esta energia convertida em calor é perdida nos mancais, engrenagens e nos cilindros. Desconhece-se as perdas devido às condições reais de aderência e deslize. Com deslize entre tira e cilindro, a perda de potência de entrada seria tão alta quanto 40 ou 50%. Sem deslize, teria-se pouca justificativa em assumir 10 ou 15% de perda de potência de entrada. Se há deslize, este ocorreria nas últimas cadeiras, onde as temperaturas são baixas e as velocidades de deformação são altas, visto que nestas condições a tensão de escoamento é alta e assim aumenta a probabilidade de ocorrer deslize.

A equação mais utilizada na literatura é a equação de

Pavlov, eq. (6.35), onde se considera a razão da tensão de escoamento pela densidade do aço, que diz o quanto de energia é necessário para a deformação. Entretanto, recomenda-se neste trabalho a equação (6.36), que relaciona diretamente a potência elétrica EI/η gasta pelos motores. A precisão de uma em relação a outra não é conhecida.

6.5.4.5. Transferência de calor total no laminador

Obtém-se o modelo matemático da variação da temperatura no laminador acabador, somando-se a variação de temperatura de um elemento $L \times B \times h$ da tira, devido ao ganho de calor e resfriamento por radiação, condução forçada por jatos de água e condução de vido ao contato cilindro-tira.

A transferência de calor total é dada pela seguinte expressão:

$$\Delta T = \Delta Q - \frac{2 \Delta T_{\text{radiação}}}{Cp\lambda} - \frac{2Q_w}{Cp\lambda} - \frac{2 \Delta T_{\text{total}}}{Cp\lambda}$$

onde estes termos são dados pelas eqs. (6.34), (6.2), (6.7) e (6.33) respectivamente.

O fator 2 é devido às superfícies superior e inferior.

6.6. CONCLUSÃO

Lamina-se um material a quente de modo a se obter propriedades mecânicas e geométricas mais definidas, superfícies regulares, utilizando-se menos energia para a deformação. Entretanto, durante a laminação a quente, a temperatura decresce de cadeia a cadeia, variando a estrutura cristalina, a ductibilidade do aço, a homogeneidade e a regularidade da superfície.

Um controle de temperatura durante a laminação é necessá

rio, de modo que os processos de transferência de calor entre cadeiras, atendam à temperatura de laminação final especificada para todo o comprimento da tira, levando-se em consideração as possibilidades técnicas do equipamento, isto é, velocidade máxima da linha e potência dos motores.

Controla-se a temperatura através do ajuste de velocidade das cadeiras, acelerando ou desacelerando os cilindros, de modo a manter a temperatura uniforme em todo o comprimento da tira. Com a queda de temperatura estimada por modelos matemáticos, o set-up ajusta a velocidade dos cilindros das cadeiras para se obter uma temperatura final especificada. Medindo-se a temperatura da tira na saída do laminador, ajustam-se as velocidades dos cilindros das cadeiras anteriores.

Dos estudos realizados na literatura sobre a distribuição de temperatura da tira, calculada em diferentes tempos e posições do laminador, conclui-se que as transferências de calor mais significativas são devido a radiação e a condução no contato tira-cilindro, conforme Fig. 6.9. De acordo com esta figura, a energia fornecida devido a deformação é considerável, e comparável a perda de calor no contato tira-cilindro. Vê-se que a parte inicial da tira tem uma perda de calor líquida maior que a parte final nas primeiras cadeiras, F1 a F5, igualando-se um pouco na última cadeira, onde é desejável que toda a tira esteja a uma temperatura uniforme [97].

Para o modelamento matemático da transferência de calor na tira, utilizou-se a equação de Stefan Boltzmann, para perdas por radiação, e o modelo de Denton e Crane para a condução, visto ser suas hipóteses mais justificáveis no caso de laminação a quente de tiras, onde se considera que o corpo é infinito, propriedades térmicas da tira e de cilindro são iguais e ambos possuem temperaturas iguais no contato, onde não existe deslize nem atrito.

Melhores resultados com relação aos modelos, podem ser obtidos utilizando-se o modelo de Denton e Crane com os modelos de Hollander e de Pavlossoglou, referidos na seção 6.5.1. Sugere-se o modelo de Hollander para ser utilizado para as primeiras cadeiras de laminação, onde a espessura da tira ainda é grande. O modo

forneimento
de calor °C

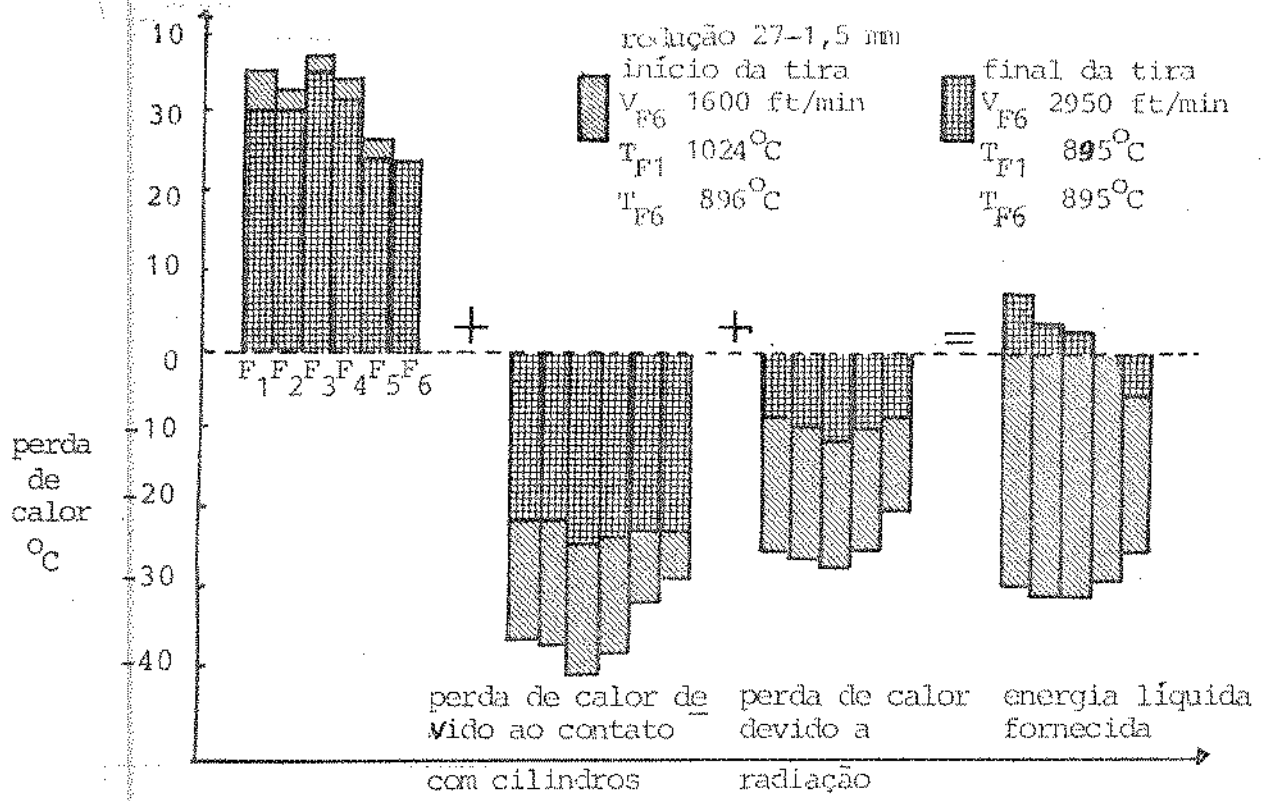


Fig. 6.9 = Perdas de calor para o início e o fim da tira para laminação final acelerada

lo de Pavlossoglou pode ser complementado e utilizado no arco de contato, de modo a se considerar a variação de temperatura no arco de contato.

Maior precisão na temperatura estimada pode ser obtida, considerando-se um modelo bidimensional de temperatura no mínimo até a terceira cadeira, onde a espessura ainda é significativa, e introduzindo-se no modelo parâmetros representativos de propriedades térmicas, tipo do aço e constantes de troca entre outras variantes no tempo.

Entretanto, uma solução bidimensional é difícil de se obter analiticamente, e uma solução numérica consumiria muito tempo de computação. Outros parâmetros físicos podem tornar o modelo complexo, dificultando a sua utilização para propostas de set-up e controle on-line.

Pode-se otimizar o controle de temperatura, melhorando -se a instrumentação (tempo de resposta e precisão) e os sistemas de controle dos sistemas de resfriamento. Com relação ao controle de medidas, necessita-se de um controle antecipativo cadeira-cadeira de velocidade e temperatura, medida entre cadeiras; e controle realimentado da temperatura final no laminador, visto que o tempo decorrido entre medidas e a utilização dos resultados é grande para se controlar a velocidade do laminador durante a laminação da aquela tira em análise. Estaria-se pronto para a próxima tira do mesmo tipo de aço, mas as especificações em relação à espessura, largura e temperatura final seriam diferentes, e o controle feed-back estaria atrasado em relação aos esquemas de laminação.

Deve-se colocar medidas entre cadeiras ou estimar a temperatura e fazer antecipação cadeira-cadeira.

CAPÍTULO 7

ANÁLISE DOS RESULTADOS DE SIMULAÇÃO

7.1. INTRODUÇÃO

Neste capítulo, apresentam-se os resultados de simulações dos modelos matemáticos da força de laminação desenvolvidos no Cap. 4. Comparam-se os resultados de simulação com os resultados experimentais obtidos em uma cadeia de um laminador reversível, de modo a evidenciar os modelos da força de laminação mais adequados nas condições analisadas, e a influência da tensão de escoamento e do atrito no cálculo da força.

7.2. SIMULAÇÃO E DADOS EXPERIMENTAIS

Para efeito de simulação, desenvolveu-se um programa simplificado básico, mostrado na Fig. 7.1.

Nesta simulação, pode-se variar os seguintes dados de entrada: espessura inicial (h_1), velocidade periférica dos cilindros (VR), diâmetro dos cilindros (D) e largura da tira (B). Além destes dados, utiliza-se o valor medido da temperatura média ($TMED$), força de laminação (FLE) e espessura final ($H2D$) como dados de entrada. De acordo com o modelo escolhido, utilizam-se as seguintes equações descritas na Tab. 7.1, para o cálculo da pressão e força:

Modelo	Condições atrito	Pressão	Força
Orowan	aderência	eq. (4.35)	eq. (4.40)
Sims	aderência	eq. (4.57) eq. (4.58)	eq. (4.62)
El Kalay & Sparling	deslize	eq. (4.104) eq. (4.105)	eq. (4.117)
	aderência	eq. (4.106) eq. (4.107)	
Denton & Crane	deslize	eq. (4.134) eq. (4.135)	eq. (4.140)
	aderência	eq. (4.106) eq. (4.107)	

Tab. 7.1 - Equações utilizadas no programa de simulação

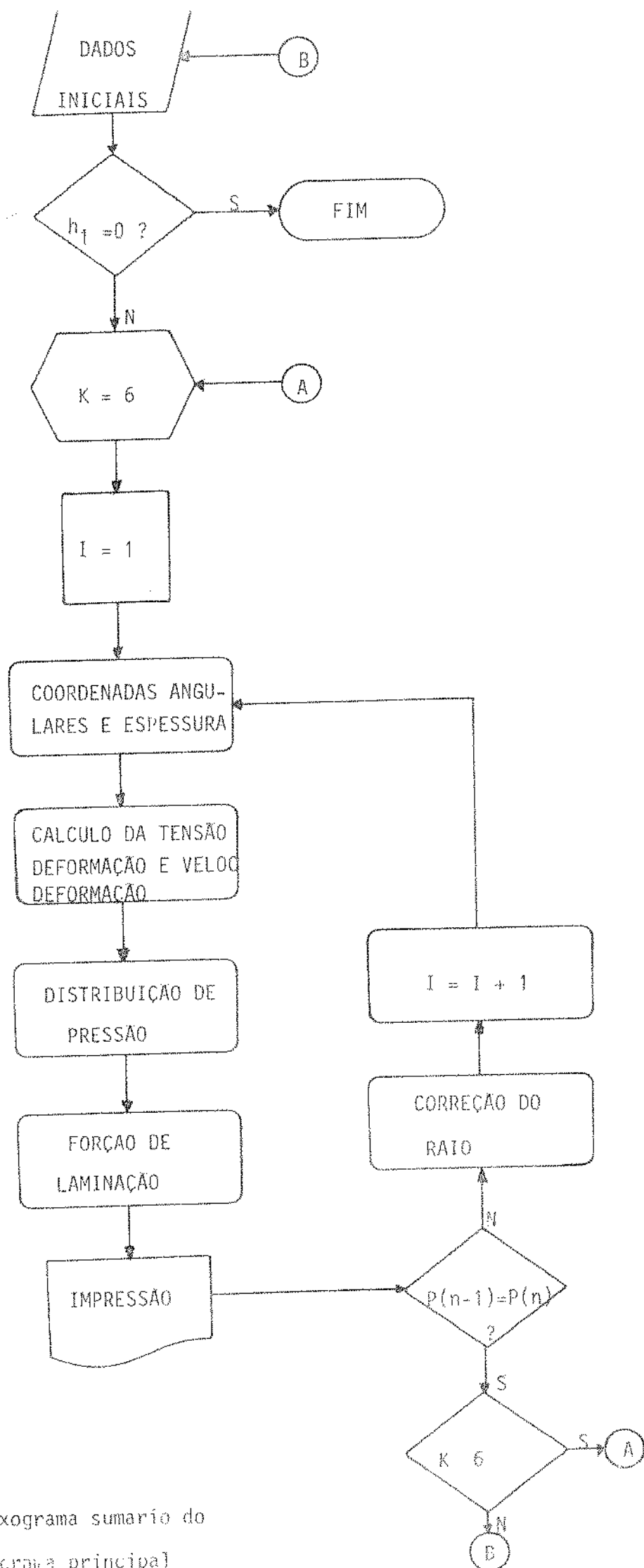


Fig. 7.1 Fluxograma sumário do programa principal

A temperatura média utilizada na simulação é a média aritmética das temperaturas de entrada e saída medidas no laminador.

Os dados experimentais foram obtidos de uma placa teste aço-carbono AISI/SAE 1040/1060 de espessura 20,5 mm, largura 205,3 mm e comprimento 300 mm, à temperatura inicial de 1200/1100°C [106].

Utilizou-se para o teste experimental um laminador piloto Ono-Roll 16 Type 2/HI Reversing Mill da Usuminas, com as seguintes características [106]:

. Diâmetro dos cilindros	400 mm
. Comprimento dos cilindros/mesa	400 mm
. Carga de laminação máxima	250 ton
. Torque a 100% de capacidade	5000 Kgm (5tf)
. Velocidade periférica dos cilindros	20 a 50 m/min
. Espessura máxima da amostra	200 mm
. Espessura mínima da amostra	1 mm
. Largura máxima da amostra	300 mm
. Largura mínima da amostra	100 mm
. Refrigeração dos cilindros	circulação forçada de refrigerante <u>in</u> terno aos cilindros
. Lubrificação	ausente

Nas seções seguintes, analisa-se a influência da tensão de escoamento e do atrito na determinação das condições de laminação, de modo a se obter um menor erro no valor da força prevista dentro das condições analisadas.

7.3. RESULTADOS EXPERIMENTAIS E TEÓRICOS

A Tab. 7.2 ilustra em dois exemplos os resultados experimentais e teóricos obtidos para os modelos de força descritos no Cap.4.

Cada resultado pode ser visto como obtido em cadeiras de simulação em série.

Para cada passe em uma cadeira, obteve-se um conjunto de dados, composto de dois valores de tensão de escoamento, sendo o

primeiro calculado com a equação de velocidade de deformação de Alexander, e o segundo calculado com a equação de velocidade de deformação de Larke. Entenda-se como valor médio da tensão como sendo aquele valor obtido com a equação de tensão de escoamento que utiliza valores médios de temperatura, velocidade de deformação e deformação.

Para cada valor de tensão de escoamento obtido, simulam-se dois valores de atrito, 0,3 e 0,4, obtendo-se para cada uma destas condições um valor de força e raio deformado.

Devido a complexidade das equações no modelo de Orowan, e as dificuldades envolvidas em se determinar os ângulos de aderência, simulou-se o modelo de Orowan somente com as condições de atrito aderente. Considerou-se nesta simulação a deformação do raio [106]. Deste modo, os modelos de Orowan e Sims independem do atrito, visto que com a suposição de aderência, a variável coeficiente de atrito não influencia as equações de pressão e força.

O exemplo A foi simulado com velocidade periférica dos cilindros em um valor de 15,92 rpm e o conjunto B com um valor de velocidade periférica de 39,79 rpm.

Dos resultados da tensão de escoamento observa-se que, para diferentes métodos de cálculo da velocidade de deformação em diferentes valores de velocidade periférica dos cilindros, diferenças significativas são obtidas nos valores da tensão de escoamento, e consequentemente na força, visto que a força é diretamente proporcional a tensão de escoamento. No caso de alto valor de atrito, 0,4, onde a região de deslize tem menor influência no valor da força, observa-se que os modelos de Sims, Denton e El Kalay apresentam resultados próximos. Este fato ocorre porque os modelos de Denton e El Kalay utilizam a mesma equação de Sims na região de aderência. A diferença ocorre porque os dois últimos modelos utilizam uma equação que difere da apresentada por Sims, de um fator $1/2\mu$ e ângulos de aderência como condições de contorno distintos.

Dos valores de temperatura, verifica-se que quanto maior a temperatura média, menor a tensão de escoamento média e, consequentemente, menor a força. Esta relação acontece no início da

condições de laminação								O'ROWAN		SIMS		COEF. ATRITO	EL KALAY		DENTON	
PASSES	ESPESSURA ENTRADA	ESPESSURA SAÍDA	REDUÇÃO (%)	LARGURA	TEMPERATURA MÉDIA	FORÇA EXPRESSIM	TENSÃO F500MM	RAIO	FORÇA	RAIO	FORÇA		RAIO	FORÇA	RAIO	FORÇA
A-1 1	200,590	12,30	39,6	206,0	1115	353	5,29			201,52	291	0,3	201,48	283	201,34	257
							9,69	203,0	591		533	0,3		518	201,51	289
							6,82			203,06	252	0,3	203,00	247	202,79	230
2	122,308	66,095	28,2	206,0	1060	379	11,41	205,5	451		422	0,3		413		385
												0,4	203,11	256	203,09	255
												0,4		482		427
3	81,89	55,42	27,6	206,0	973	490	11,37			206,64	387	0,3	206,42	374	206,09	355
							16,00	208,8	570		545	0,3		526		500
												0,4		523		552
A-2 1	7,10	5,19	26,9	208,2	1063	372	7,13			204,94	222	0,3	204,76	214	204,55	205
							11,76	208,6	397		366	0,3		354	205,01	226
												0,4		373		373
2	5,19	4,28	12,5	208,2	960	338	10,90			10,60	227	0,3	210,40	223	209,95	212
							15,87	216,5	356		331	0,3		325		309
												0,4		341		332
3	4,28	3,77	11,9	208,2	875	313	14,76			218,58	223	0,3	218,48	222	217,45	210
												0,4	219,25	232	219,04	229
							20,07	225,7	313		303	0,3		302		286
												0,4		315		311

Tabela 7-2 Dados experimentais e calculados

condições de laminação								D'ROWAN		SIMS			EL KALAY		DENTON	
PASSES	ESPESSURA ENTRADA	ESPESSURA SAÍDA	REDUÇÃO (%)	LARGURA	TEMPERATURA MÉDIA	FORÇA EXPERIM.	TENSÃO ESCOAM.	RAIO	FORÇA	RAIO	FORÇA	COEF. ATRITO	RAIO	FORÇA	RAIO	FORÇA
A-3 1	7,10	5,19	26,9	208,1	1043	328	8,03			205,58	251	0,3	205,37	242	205,14	232
												0,4	205,67	255	205,66	255
							12,67	209,0	419		396	0,3		382		366
												0,4		403		403
2	5,19	4,49	13,5	208,1	943	284	10,89			211,27	186	0,3	211,23	185	210,57	175
												0,4	211,67	193	211,53	190
							16,04	216,1	267		274	0,3		273		258
												0,4		284		280
3	4,49	3,85	14,3	208,1	863	318	16,13			218,81	284	0,3	218,57	280	206,24	266
												0,4	219,40	293	219,25	291
							21,32	225,4	386		375	0,3		371		352
												0,4		388		385
B-1 1	20,80	12,38	40,5	207,0	1140	565	6,45			201,83	363	0,3	201,77	352	201,61	319
												0,4	201,81	360	201,81	360
							10,84	203,4	573		610	0,3		592		536
												0,4		606		605
2	12,38	8,48	31,5	207,0	1085	530	8,24			203,63	334	0,3	203,51	323	203,29	302
												0,4	203,66	337	203,65	336
							12,77	205,9	541		518	0,3		501		468
												0,4		522		521
3	8,48	6,50	23,3	207,0	1020	466	10,43			206,53	305	0,3	206,39	299	206,03	282
												0,4	206,67	312	206,63	310
							15,17	209,8	457		444	0,3		434		410
												0,4		453		451

Tabela 7-2 Dados experimentais e calculados

condições de laminação								GROWAN		SIMS			EL KALAY		DENTON	
PASSES	ESPESSURA ENTRADA	ESPESSURA SAÍDA	REDUÇÃO (%)	LARGURA	TEMPERATURA MÉDIA	FORÇA EXPERIM.	TENSÃO DE ESCOM.	RAIO	FORÇA	RAIO	FORÇA	COEF. DE ATRITO	RAIO	FORÇA	RAIO	FORÇA
B-2 1	7,10	5,19	26,9	209,2	1080	363	8,45			205,88	265	0,3	205,66	255	205,42	244
												0,4	205,97	269	205,96	269
							13,10	209,2	426		411	0,3		396		378
2	5,19	4,55	12,3	209,2	985	258	10,38			210,98	165	0,3	211,0	166	210,32	156
												0,4	211,38	172	211,24	170
							15,59	216,5	251		249	0,3		249		234
3	4,55	3,84	15,6	209,2	913	315	15,35			217,28	289	0,3	216,99	284	216,00	271
												0,4	217,81	298	218,00	296
							20,46	223,5	392		385	0,3		379		361
B-3 1	7,10	5,19	26,9	210,2	1058	409	9,41			206,55	296	0,3	206,32	285	206,05	273
												0,4	206,67	301	206,66	300
							14,07	209,9	458		443	0,3		426		408
2	5,19	4,37	15,8	210,2	993	333	10,86			210,81	209	0,3	210,67	206	210,11	196
												0,4	211,15	216	211,05	214
							15,90	251,1	341		306	0,3		302		287
3	4,37	3,81	12,8	210,2	928	309	13,80			216,72	221	0,3	216,58	219	215,70	207
												0,4	217,30	229	217,11	226
							19,05	223,3	309		306	0,3		302		286
												0,4		315		312

Tabela 7-2 Dados experimentais e calculados

laminação onde a temperatura é elevada.

Quanto aos valores da força previstos pelos modelos matemáticos, estes são valores finais que convergiram com o raio deformado do cilindro, assim também as variáveis que dependem do raio deformado como velocidade de deformação, ângulo de entrada e consequentemente coordenadas angulares e espessuras correspondentes.

Como um exemplo da variação da força versus raio, apresenta-se a Tab. 7.3.

El Kalay $\mu = 0,4$		Denton $\mu = 0,4$	
Raio mm	Força Kgf/unid larg	Raio mm	Força Kgf/unid larg
$R_1 = 200$	$P_1 = 244,837$	200	382,255
$R_2 = 212,358$	$P_2 = 258,305$	206,561	392,711
$R_3 = 213,038$	$P_3 = 258,840$	206,741	392,936
$R_4 = 213,065$	$P_4 = 258,862$	206,745	392,940
$R_5 = 213,066$	$P_5 = 258,862$	206,745	392,940

Tab. 7.3 - Exemplo de variação da força com o raio

De acordo com a Tab. 7.3, verifica-se que tomando o valor da força sem se considerar o raio deformado, cometeria-se no primeiro exemplo um erro de 5,42% no valor da força $((P_5 - P_1)/P_5)$, quando não se considera a deformação do raio no cálculo da força.

Para evidenciar as diferenças resultantes entre os valores da força experimental e os valores de força previstas pelos modelos matemáticos, construiu-se os gráficos da força prevista versus força real, força versus redução, coordenada angular versus redução, distribuição de pressão versus coordenada angular e tensão de escoamento versus coordenada angular, obtidos dos resultados de simulação.

7.4. ANÁLISE DOS RESULTADOS

Nesta seção comparam-se os resultados obtidos experimentalmente com os resultados obtidos a partir da simulação dos modelos matemáticos apresentados no Cap. 4. A força de laminação é o único parâmetro experimental fornecido nos testes e é utilizado para a comparação dos diversos resultados obtidos.

Procura-se ainda analisar a influência do atrito, dos ângulos de aderência e da tensão de escoamento no cálculo da força de laminação.

7.4.1. Comparação dos Modelos da Força de Laminação

A comparação entre os resultados teóricos e experimentais é realizada a partir das Figs. 7.2 a 7.9.

Para evidenciar os erros entre a força experimental e a prevista por cada modelo, bem como a tendência de cada modelo da força em sobrestimar ou subestimar o valor real, construíram-se retas de regressão linear para cada um dos conjuntos de dados da força prevista pelos modelos. Estas retas são apresentadas nas Figs. 7.8 e 7.9.

As causas dos desvios observados nas figuras serão analisadas posteriormente à análise dos resultados de simulação. A análise de força versus redução, redução versus ângulo e tensão de escoamento versus ângulo apresentados nas seções a seguir, completarão os subsídios necessários para se explicar os desvios obtidos.

Na Fig. 7.2 apresentam-se os resultados obtidos através do modelo de Orowan, considerando-se somente a equação de velocidade de deformação de Larke [36] e atrito aderente. Vê-se que a maioria dos pontos aproximam-se da reta real. Na Fig. 7.8 verifica-se que a reta do modelo de Orowan possui uma inclinação ligeiramente superior a unidade, sobrestimando o valor real. Este modelo apresentou um erro médio percentual de 12,73% de força real.

Os resultados obtidos pelos modelos de Sims, Denton e

El Kalay são apresentados nas Figs. 7.3 a 7.7.

Observa-se nestas figuras, uma clara tendência dos resultados obtidos com o valor da velocidade de deformação de Alexander de subestimar o valor da força em quaisquer condições de atrito. Conforme se aumenta o valor da força, a força prevista pelos modelos diverge da força real. Nas Figs. 7.8 e 7.9 verifica-se que a inclinação das retas relativas aos três modelos divergem da força real.

Melhores resultados são obtidos quando se utiliza a equação de velocidade de deformação de Larke, onde a tendência dos modelos matemáticos é sobrestimar o valor da força real, apresentando sempre um menor desvio percentual. Portanto, a partir de agora analisam-se somente os valores obtidos com a velocidade de deformação de Larke.

Os valores previstos pelo modelo de Sims são apresentados na Fig. 7.3. Observa-se que os resultados obtidos pelo modelo de Sims distribuem-se de uma forma muito semelhante aos resultados gerados pelo modelo de Orowan. A força prevista pelo modelo de Sims apresentou uma dispersão maior que o modelo de Orowan, entretanto mais próximo da reta real e sem nenhuma tendência a divergir dos valores experimentais. O modelo de Sims apresentou um erro médio percentual de 11,72%. O menor erro do modelo de Sims se verifica na faixa de 320 a 680 Kgf/unid larg. Na Fig. 7.8 verifica-se que a reta de regressão linear de Sims é praticamente paralela a reta referente a Orowan. Isto ocorre porque nestas simulações os modelos de Sims e Orowan consideram atrito aderente.

Na Fig. 7.4 são apresentados os resultados obtidos pelo modelo de El Kalay e Sparling na condição de atrito 0,3, onde ocorre atrito aderente e deslizante. Os resultados obtidos pelo modelo de El Kalay não apresentam nenhuma tendência de divergência, e em baixos valores de força, há uma maior concentração de pontos próximos a reta real do que nos resultados gerados pelos modelos de Sims e Orowan. Os resultados obtidos pelo modelo de El Kalay apresentam um erro percentual médio de 10,7%. Na Fig. 7.8 observa-se que a reta do modelo de El Kalay apresenta uma inclinação menor do que a reta do modelo de Sims e Orowan, significando que este modelo em atrito 0,3 subestima mais o valor da força do que os

modelos de Sims e Orowan. Entretanto, há uma maior proximidade entre a reta do modelo de El Kalay e a reta real; elas são praticamente paralelas para toda a faixa analisada. Este paralelismo e proximidade significa uma concordância no comportamento e precisão entre os valores reais e os do modelo de El Kalay em atrito 0,3.

Para a condição de atrito 0,4, os resultados do modelo de El Kalay são mostrados na Fig. 7.5. Observa-se que os resultados obtidos nesta figura estão mais dispersos do que os resultados obtidos na Fig. 7.4; entretanto, existiu um maior número de forças previstas pelo modelo iguais as forças medidas do que em atrito 0,3. Isto ocorre porque em atrito alto, 0,4, os valores da força fornecidos pelas equações de aderência são elevados, daí a menor precisão dos resultados obtidos. O menor erro do modelo de El Kalay em atrito 0,4 se verifica na faixa de 320 e 680 Kgf/unid larg., sendo o erro percentual médio dos resultados obtidos de 12,2%. A reta de regressão linear para atrito 0,4 é apresentada na Fig. 7.9. Observa-se que a reta do modelo de El Kalay nesta condição apresenta uma inclinação maior que a reta do modelo de Sims. Esta sobrestimação dos valores reais pode ser explicada pela maior dispersão dos pontos, como analisado acima. A reta do modelo de El Kalay coincide com a reta do modelo de Orowan, isto porque em alto valor do atrito, as equações de aderência no modelo de El Kalay têm maior influência no valor da força, aproximando-se dos resultados do modelo de Orowan, que foi simulado supondo aderência. Entretanto, esta semelhança não ocorre com o modelo de Sims, devido a existência do coeficiente de atrito nas equações de aderência dos modelos de Orowan e El Kalay.

Na Fig. 7.6 apresentam-se os resultados do modelo de Denton na condição de atrito 0,3. Observa-se um comportamento semelhante aos resultados do modelo de El Kalay em atrito 0,3, porém, com uma menor dispersão. As tendências verificadas no comportamento dos resultados são mais claras nesta figura, não havendo nenhuma tendência até 560 Kgf/unid larg., onde começa a subestimação dos valores reais. O erro percentual médio foi de 11%. Na Fig. 7.8, observa-se que a reta do modelo de Denton tem uma inclinação menor que a dos outros modelos, subestimando o valor da força, confirmando uma maior concentração amostral destes pontos abaixo da reta

real, devido a maior contribuição da equação de deslize que fornece valores baixos para a força, subestimando o valor da força real. Na Fig. 7.7, ilustram-se os resultados obtidos pelo modelo de Denton em condições de atrito 0,4. Nota-se uma maior dispersão dos pontos do que os verificados em atrito 0,3. Observa-se também que um maior número de forças previstas por este modelo são iguais ao valor real. O erro percentual médio foi 11,9%. Na Fig. 7.9 vê-se que a reta de regressão linear do modelo de Denton apresenta uma inclinação maior do que em atrito 0,3, e coincide com a reta de regressão do modelo de Sims. Ambos são paralelos à reta do modelo de Orowan, e o modelo de Denton apresenta uma maior proximidade da reta real do que o modelo de Orowan e El Kalay em atrito 0,4. Este paralelismo ao modelo de Orowan e a proximidade ao modelo de Sims são devidos ao alto valor do atrito, onde as condições de aderência são elevadas, à contribuição da equação de deslize que é mínima, e também às condições de tensão de escoamento.

Desta análise, conclui-se que os resultados mais próximos dos reais foram obtidos em condições de tensão de escoamento calculada com a equação de velocidade de deformação de Larke, em condições de atrito 0,3, onde deslize estava presente e contribuiu na maior proximidade do valor calculado com o real.

Os melhores resultados nestas condições foram previstas pelo modelo de El Kalay, ficando Denton e Sims a seguir. O modelo de Denton apresentou a tendência de subestimar o valor da força e o modelo de Sims a sobrestimar o valor da força.

O coeficiente de correlação fornece a medida da melhor reta de regressão que se ajustou aos valores obtidos. Neste sentido, o melhor coeficiente de correlação foi obtido pelo modelo de Orowan, 0,9308, seguido pelos modelos de El Kalay 0,9172, Sims 0,9140 e Denton 0,9060. Todos estes valores referem-se às condições de atrito 0,3 e tensão de escoamento calculado com a equação de velocidade de deformação de Larke.

No caso geral, o modelo de El Kalay é o melhor entre os modelos analisados. No caso de se poder aplicar modelos distintos para cadeiras predeterminadas, de acordo com a faixa de redução, então outros modelos se destacam, como será analisado na seção seguinte.

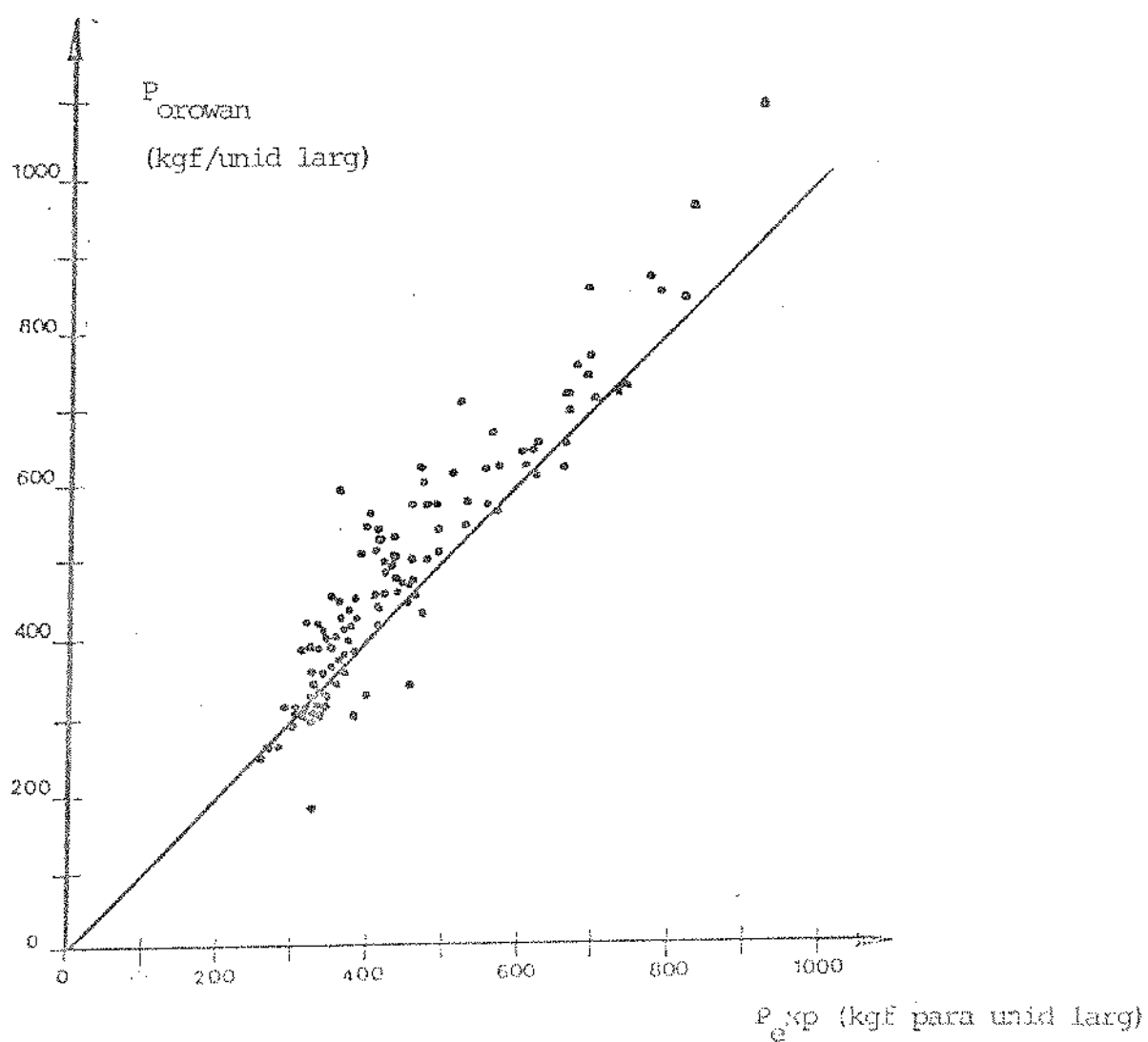


Fig. 7.2 - Carga de laminação experimental (P_e) versus a carga obtida através do método do Orowan

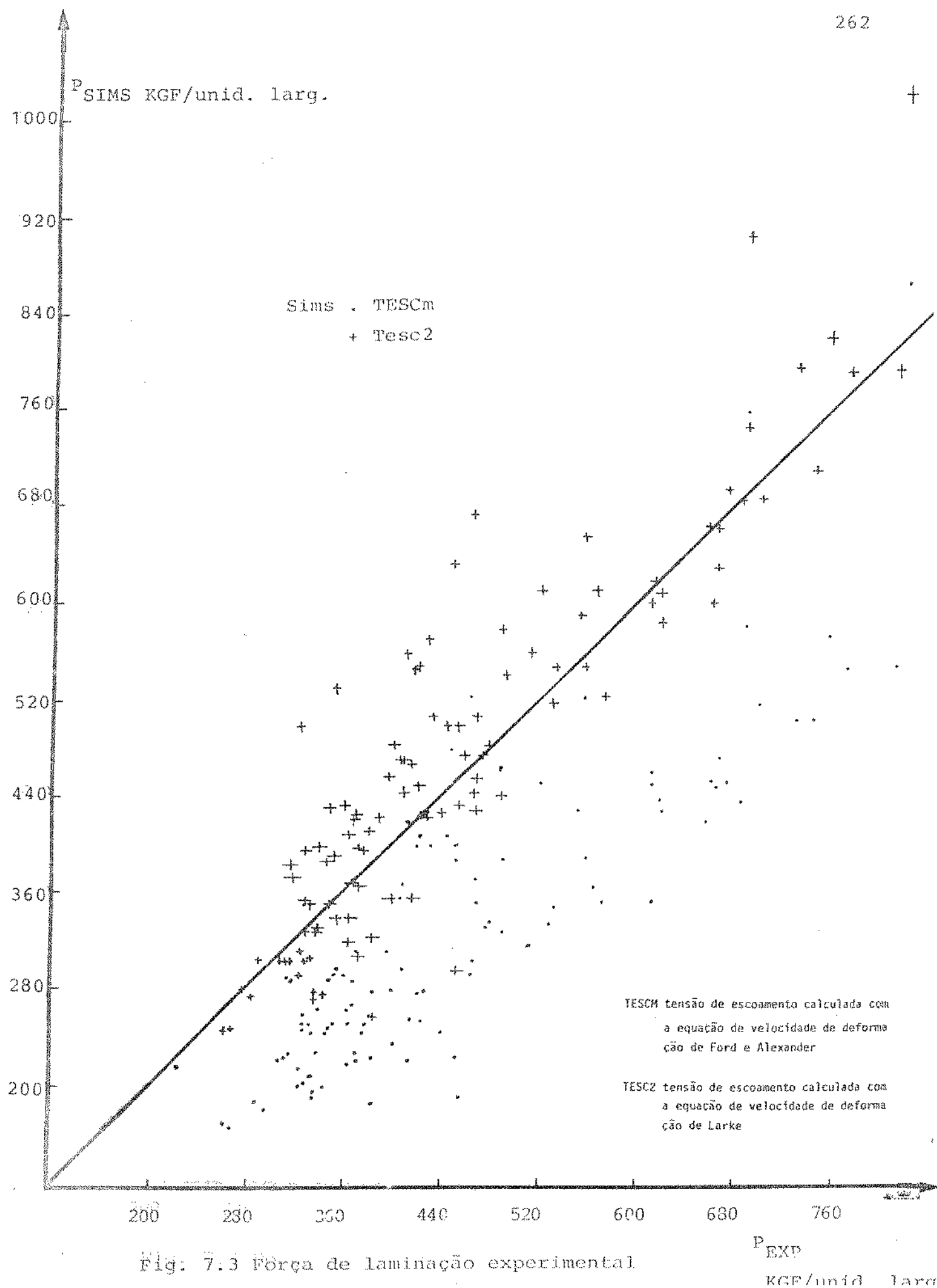


Fig. 7.3 Força de laminação experimental

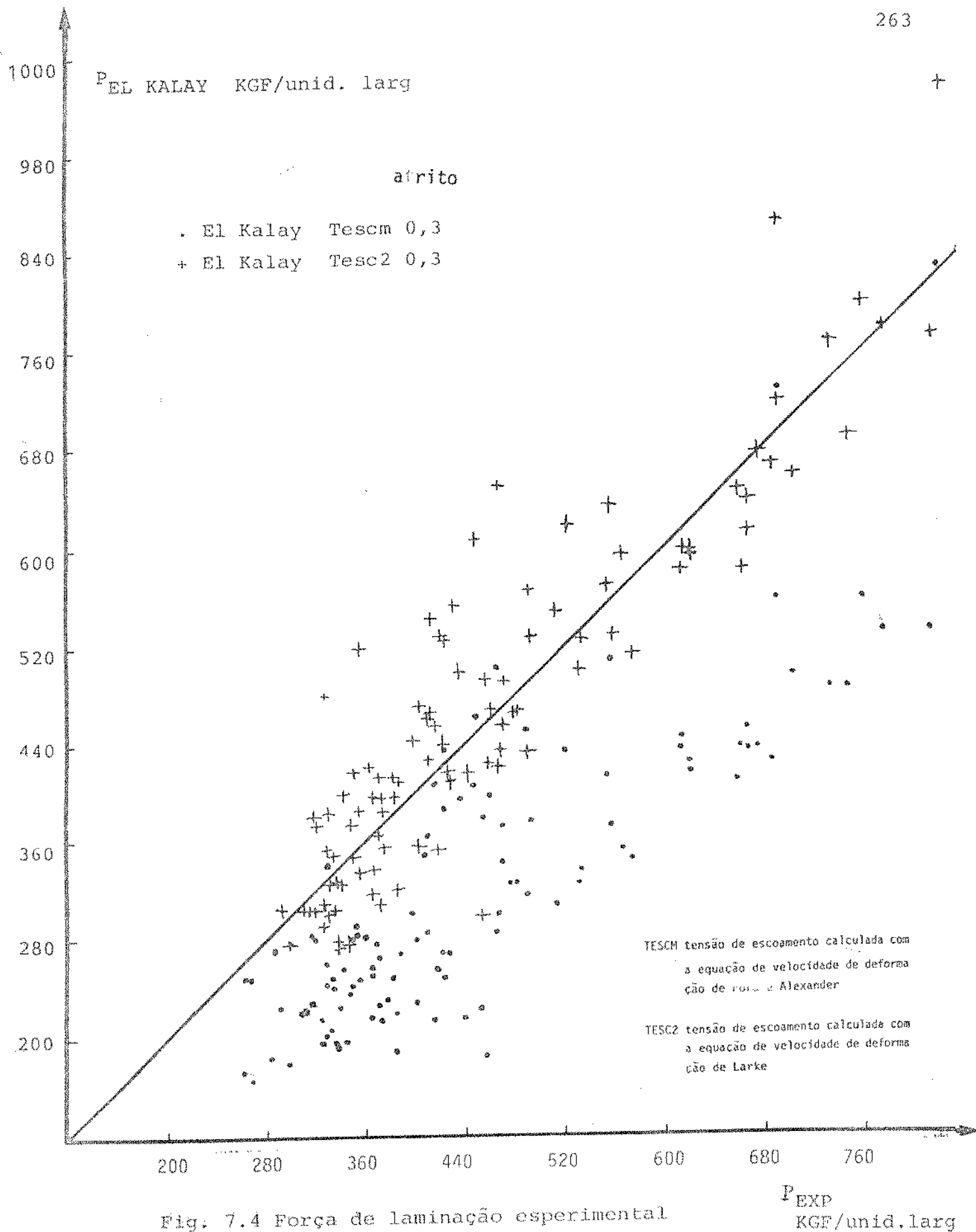


Fig. 7.4 Força de laminação experimental versus força obtida pelo modelo de El Kalay e Sparling

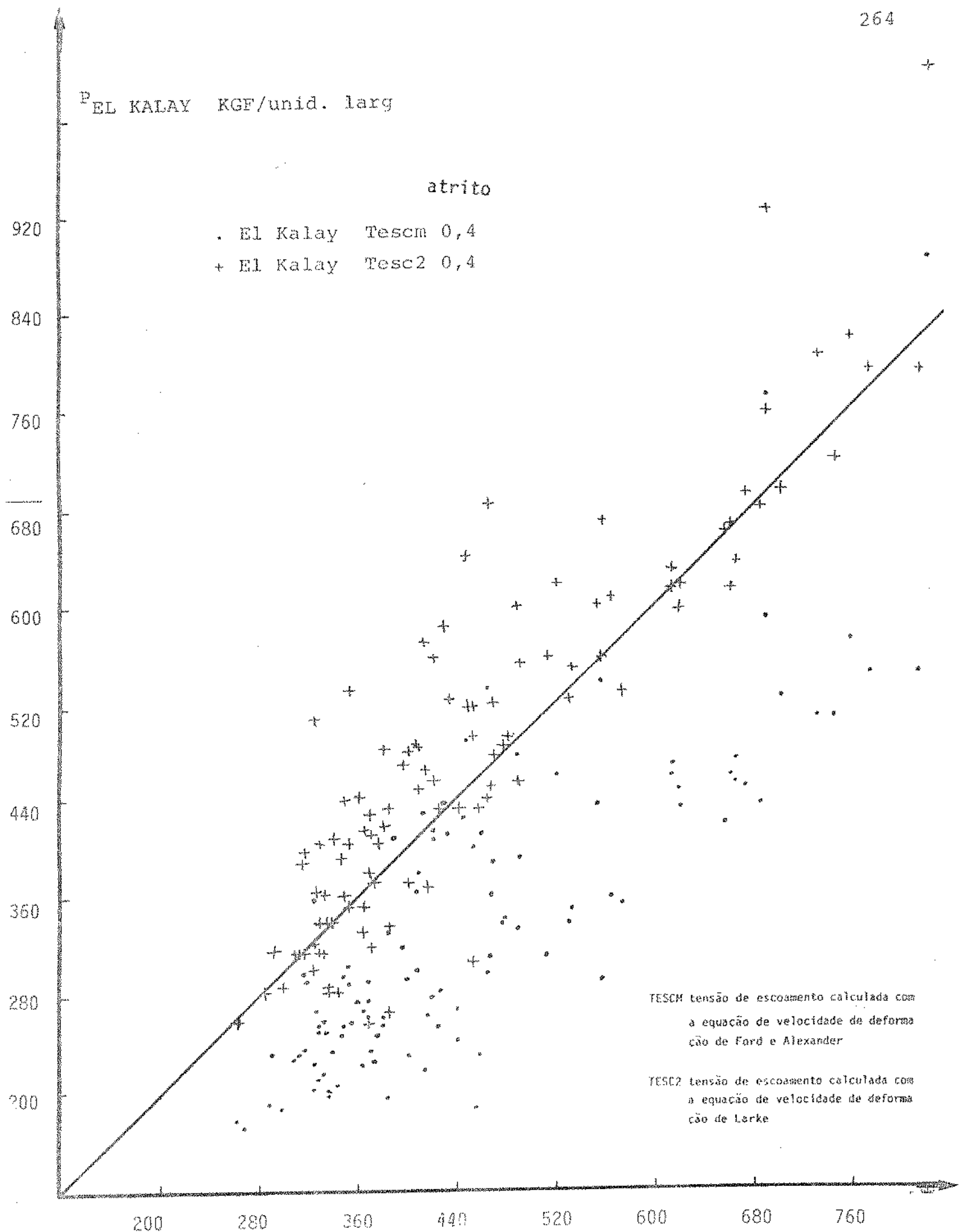


Fig. 7.5 Força de laminação experimental versus força obtida pelo modelo

P_{EXP}
 KGF/unid. larg.

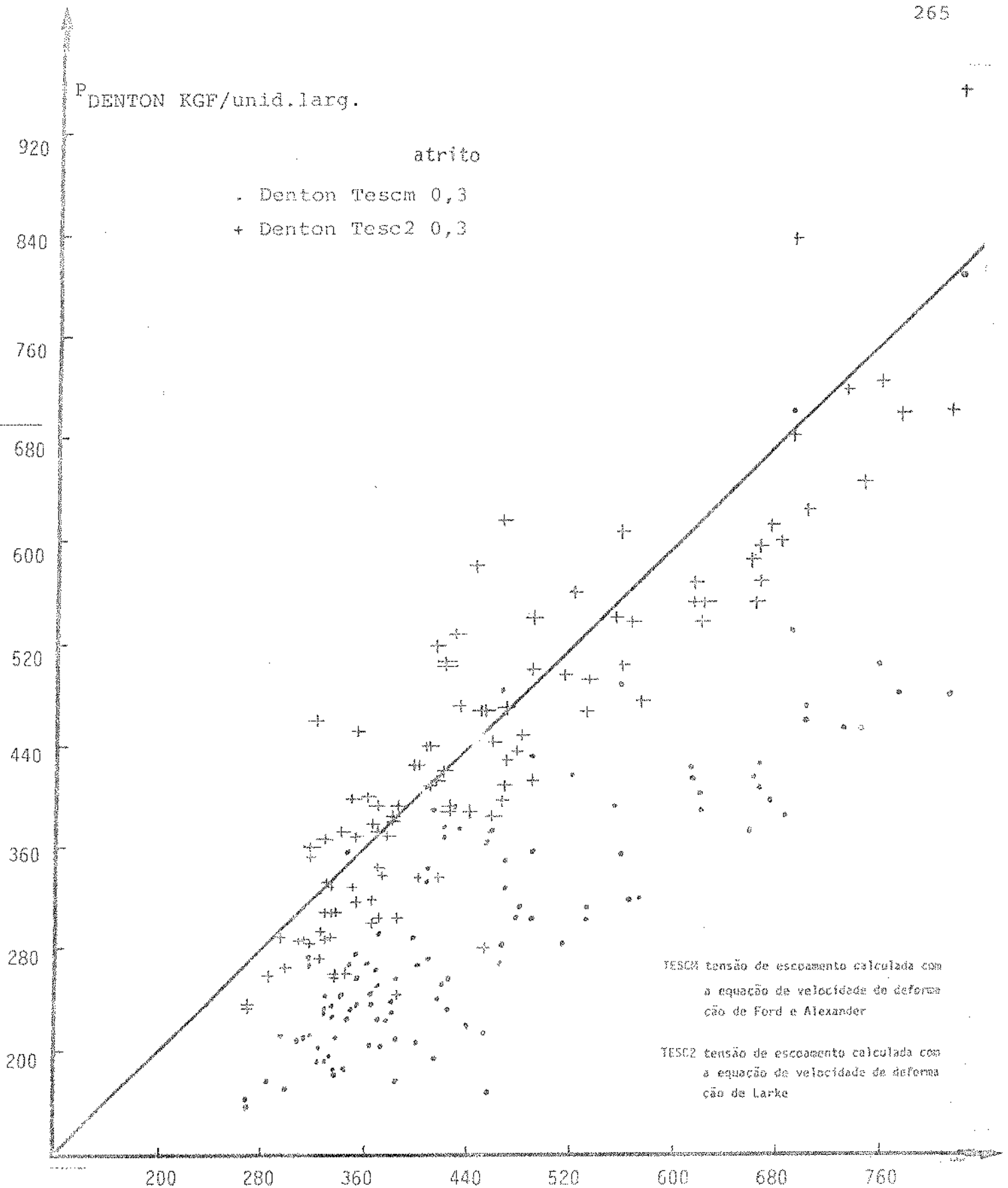
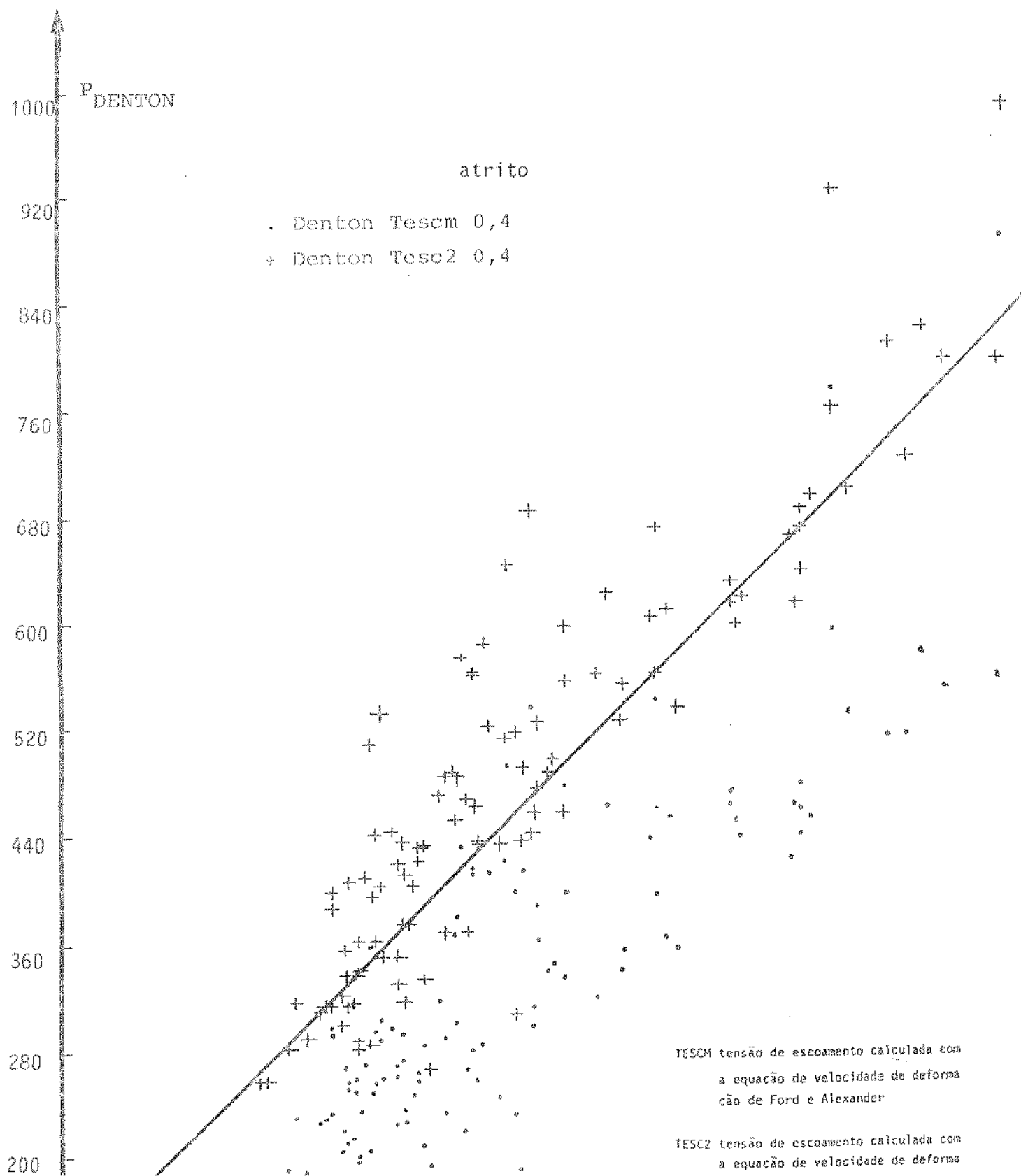


Fig. 7.6 Força de laminação experimental versus força obtida pelo modelo de Denton e Crane



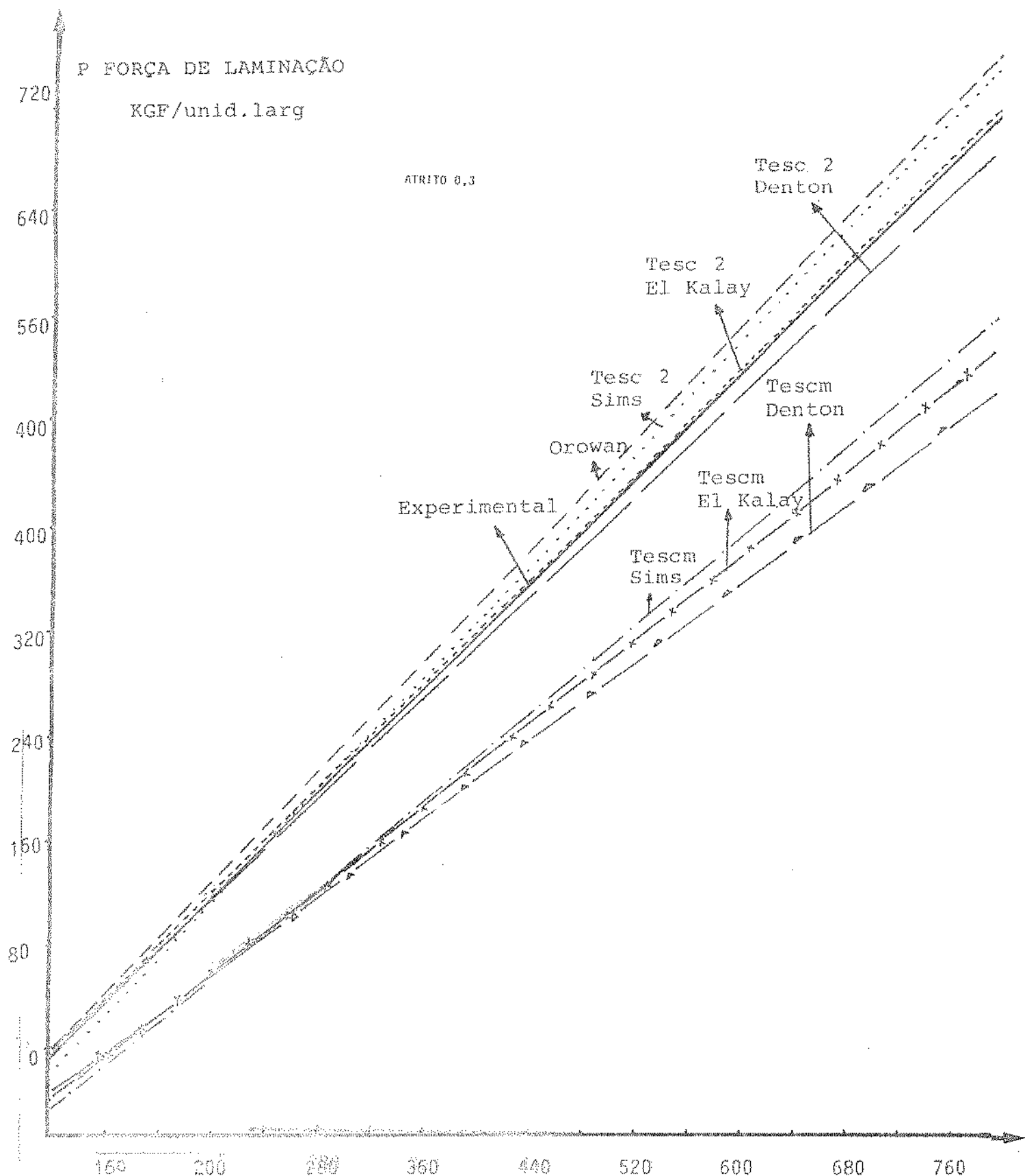


Fig.7.8 Retas de regressão linear
sobre os valores de força de
laminação

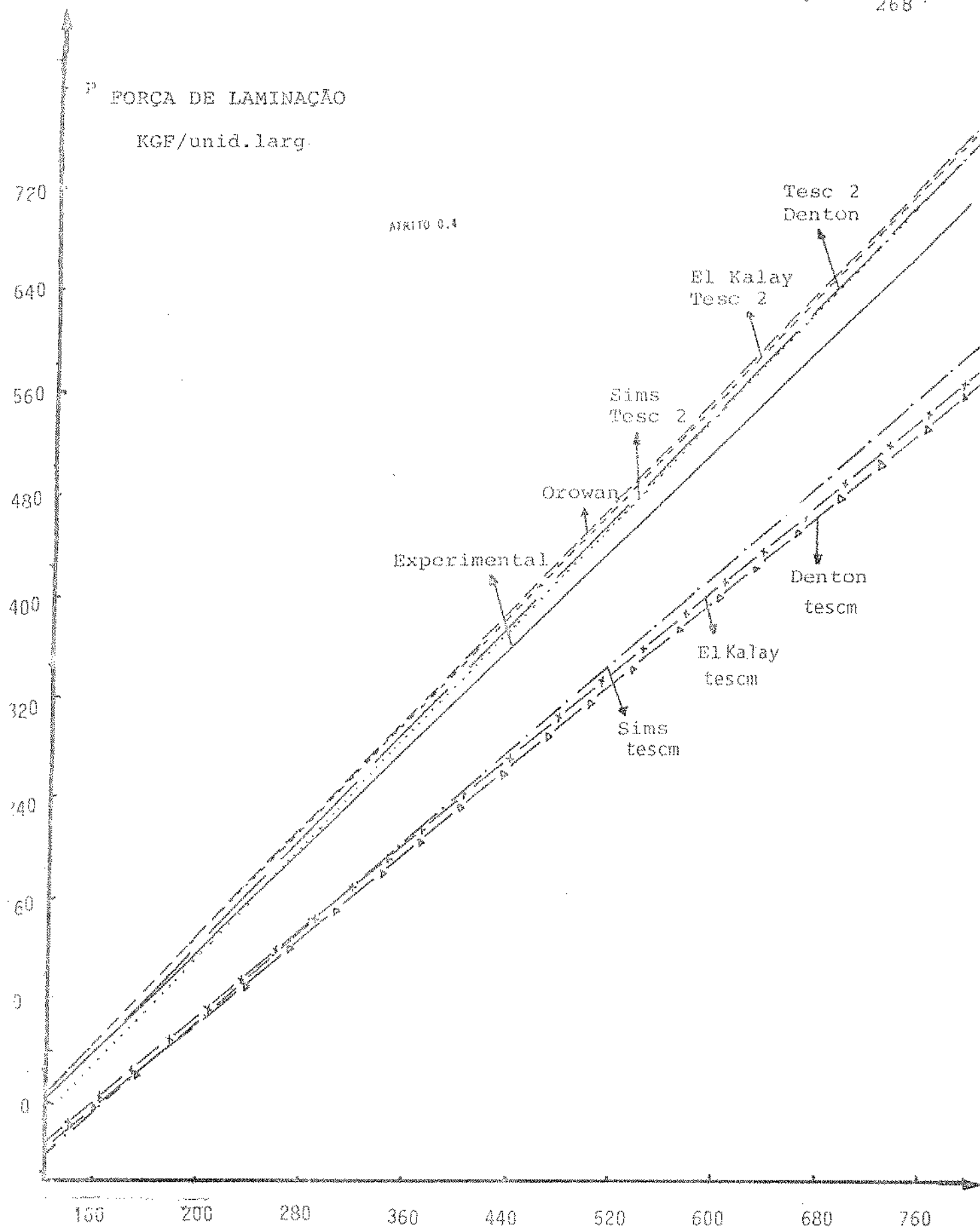


Fig.7.9 Pêtas de regressão linear
dos valores da força de

7.4.2. Análise da Força em Função da Redução

As Figs. 7.10 e 7.11 ilustram alguns exemplos dos resultados obtidos da força de laminação experimental e teórica em função da redução percentual, de modo a se obter uma melhor idéia do comportamento dos modelos em relação aos resultados experimentais. Nestas figuras, também se verifica a subestimação do valor de força utilizando a velocidade de deformação de Alexander. Portanto, analisam somente os resultados obtidos com a velocidade de deformação de Larke.

Na Fig. 7.10, apresenta-se a comparação entre os resultados experimentais e os resultados obtidos a partir dos diversos modelos de força para a condição de atrito 0,3. Nesta figura, observa-se que a força calculada pelo modelo de Sims está sempre superior e próximo da força calculada pelo modelo de El Kalay. Entre os modelos analisados para o cálculo da força, o de Orowan normalmente sobrestima os outros modelos e o valor experimental para toda a faixa de redução, visto que simulou-se atrito aderente somente. Neste caso, há atrito aderente e deslizante. Como o atrito aderente fornece valores de força maiores, daí a razão do modelo de Orowan sobrestimar os outros modelos e o valor real da força.

Observa-se que até redução de 12% o conjunto de resultados dos modelos de Orowan e Sims, El Kalay e Denton subestimam o resultado experimental. A partir daí, eles sobrestimam a força real aumentando o erro até reduções de 20 a 23%, e diminuindo o erro para reduções maiores que 24%. Isto significa que em reduções baixas, já no final de laminação, onde a temperatura decresce rapidamente com o aumento da velocidade de deformação, estes modelos precisam de uma adaptação e apresentam erros elevados devido a consideração de valores médios da temperatura e tensão de escoamento no arco de contato, que são menores que os reais. Em reduções menores, a tensão e a força são maiores, daí a subestimação ocorrida. Ver-se-á na seção 7.4.3 que o valor médio é menor que o valor real da tensão de escoamento. Nesta condição de atrito 0,3, os valores mais próximos dos experimentais na média são do modelo de Denton seguido por Sims e El Kalay. Os modelos analisados apresentaram menor desvio em relação a força experimental

nas seguintes faixas de reduções:

Denton	13 a 16 e 24,8 a 30%
Sims	12 a 13,6 e 29 a 31,5%
El Kalay	10 a 17,5 e 24,3 a 30%

A Fig. 7.11 mostra os mesmos resultados da figura anterior para atrito 0,4. Neste caso, observa-se que as forças previstas pelos modelos de Sims, Denton e El Kalay coincidem em quase toda a faixa de reduções. Este fato deve-se ao elevado valor do atrito, onde os dois últimos modelos utilizam a equação de Sims para a região de atrito aderente, que predomina neste caso.

Nesta condição de atrito 0,4, os valores mais próximos do experimental na média são do modelo de Sims, seguido por El Kalay e Denton. Os modelos analisados apresentaram menor desvio em relação a força experimental nas seguintes faixas de reduções:

Sims	13 a 16 e 24,8 a 30%
El Kalay	10 a 12 e 30,8 a 35%
Denton	11 a 13,6 e 24,8 a 30%

Nas cadeiras intermediárias, onde ocorre reduções de 20 a 30%, o modelo que apresentou melhores resultados é o de Denton, para condição de atrito médio 0,3. Isto deve-se a contribuição das equações de desliz e da temperatura. Em alto valor do atrito, 0,4, onde a aderência predomina, o modelo de Sims apresentou uma faixa de concordância maior para médias reduções, 18 a 25%.

Em grandes reduções, de acordo com as Figs. 7.10 e 7.11, acima de 35 a 40%, obteve-se melhores resultados através dos modelos de El Kalay e Denton.

As diferenças ocorridas entre as forças experimentais e teóricas na faixa de 16 a 23% de redução, pode ser explicada pela hipótese de tensão de escoamento e temperatura médias no arco de contato. Para o exemplo simulado, esta faixa ocorre entre a terceira e a quinta cadeira de um laminador de seis cadeiras. É justamente nestas cadeiras que a temperatura e a redução começam a decrescer e a velocidade aumenta.

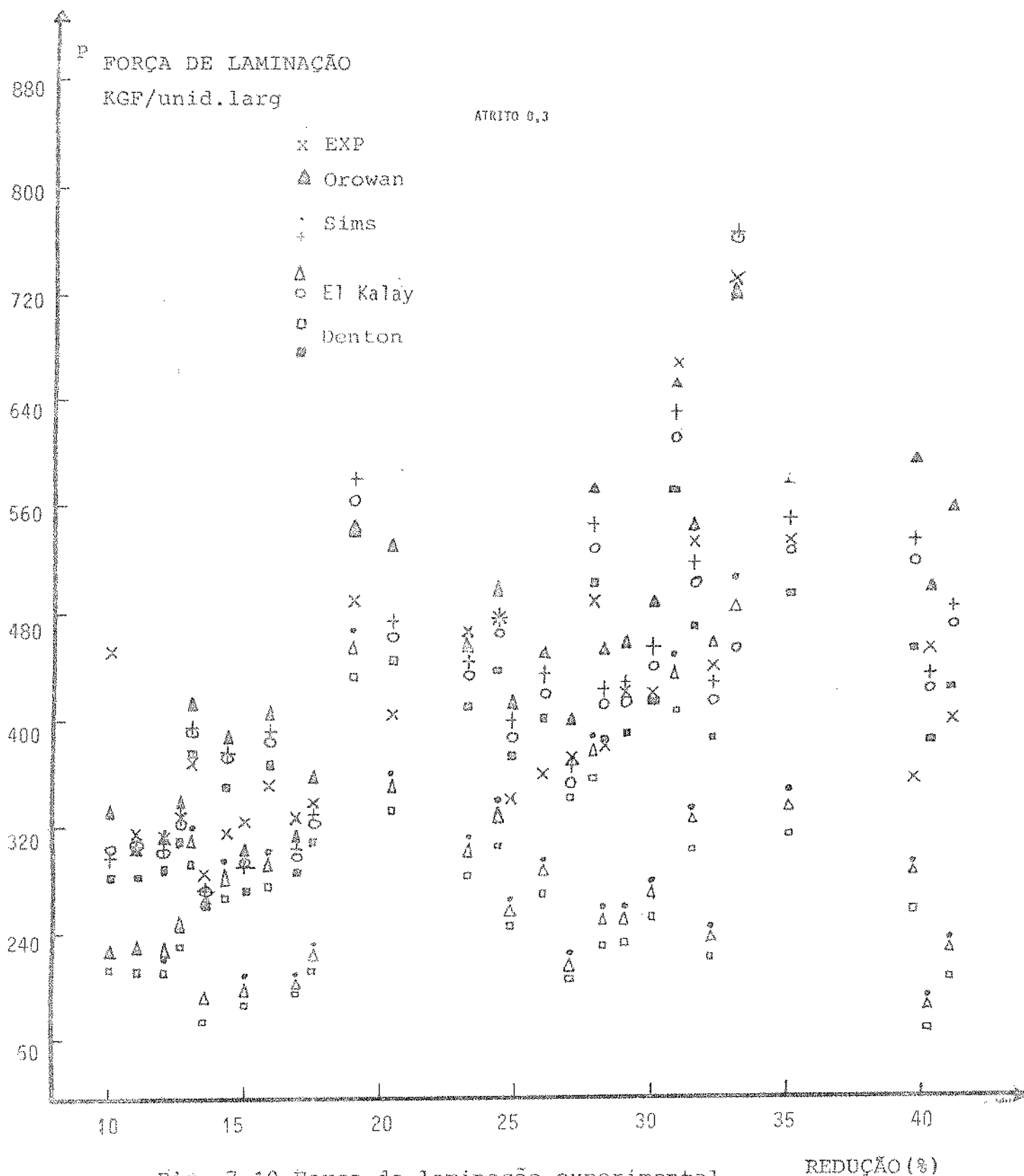
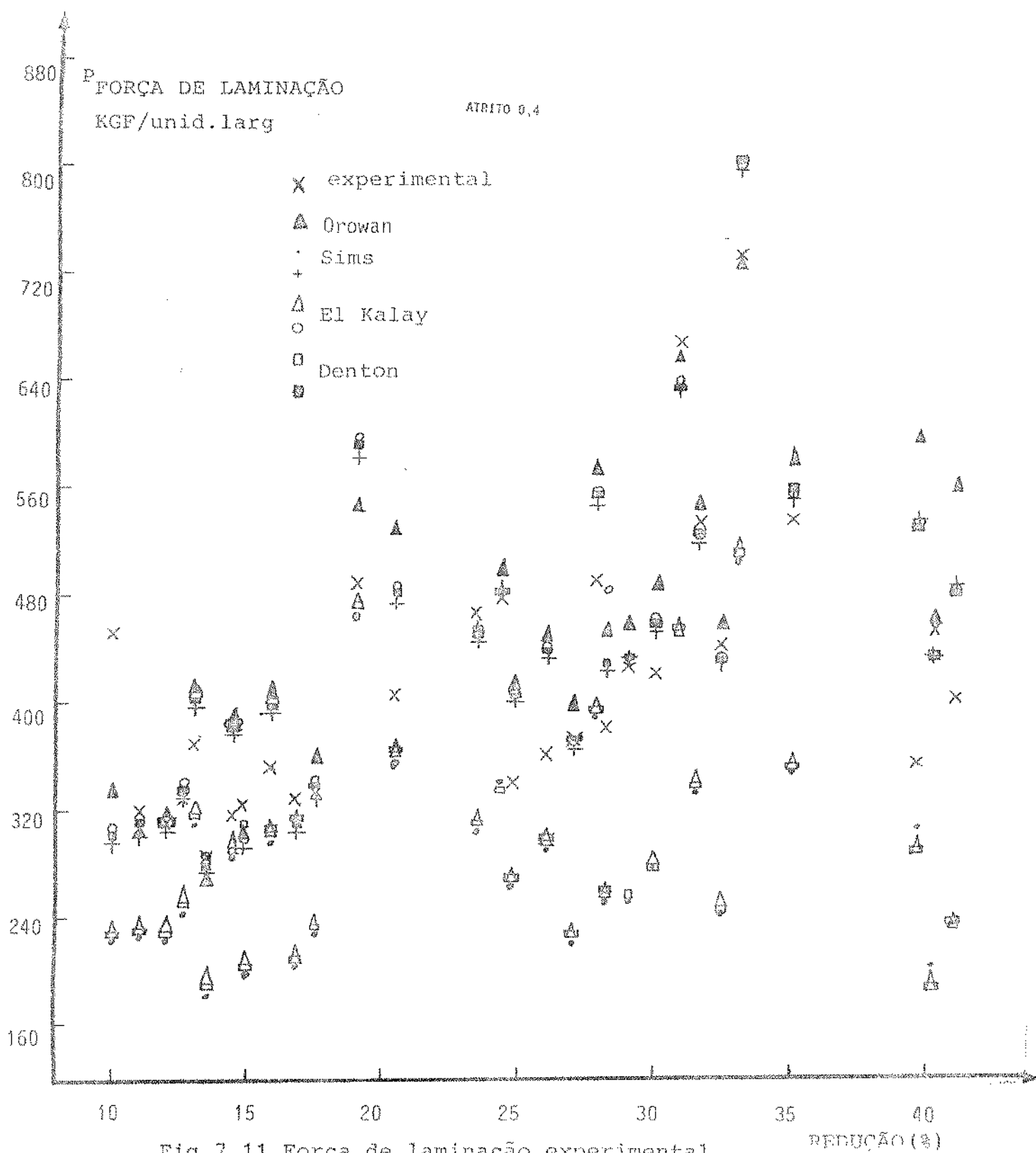


Fig. 7.10 Força de laminação experimental e teórica versus redução

TESC1 tensão de escoamento calculada com
 Δ a equação de velocidade de deformação
 □ com a equação de Ford e Alexander

TESC2 tensão de escoamento calculada com
 Δ a equação de velocidade de deformação
 □ com a equação de Larke



TESC1 tensão de escoamento calculada com a equação de velocidade de deformação de Ford e Alexander
 TESC2 tensão de escoamento calculada com a equação de velocidade de deformação de Larke

Em baixas reduções, o modelo de Sims subestima o valor da força e o de El Kalay fornece resultados próximos dos experimentais. Isto ocorre devido principalmente ao valor médio da tensão e temperatura. Pequenas reduções são necessárias quando no fim da laminação, e quando a espessura e a temperatura da tira são baixas.

Em altas reduções, nas primeiras cadeiras de laminação, onde ocorre o atrito deslizante devido aos baixos valores da força, o modelo de El Kalay fornece valores mais próximos dos experimentais.

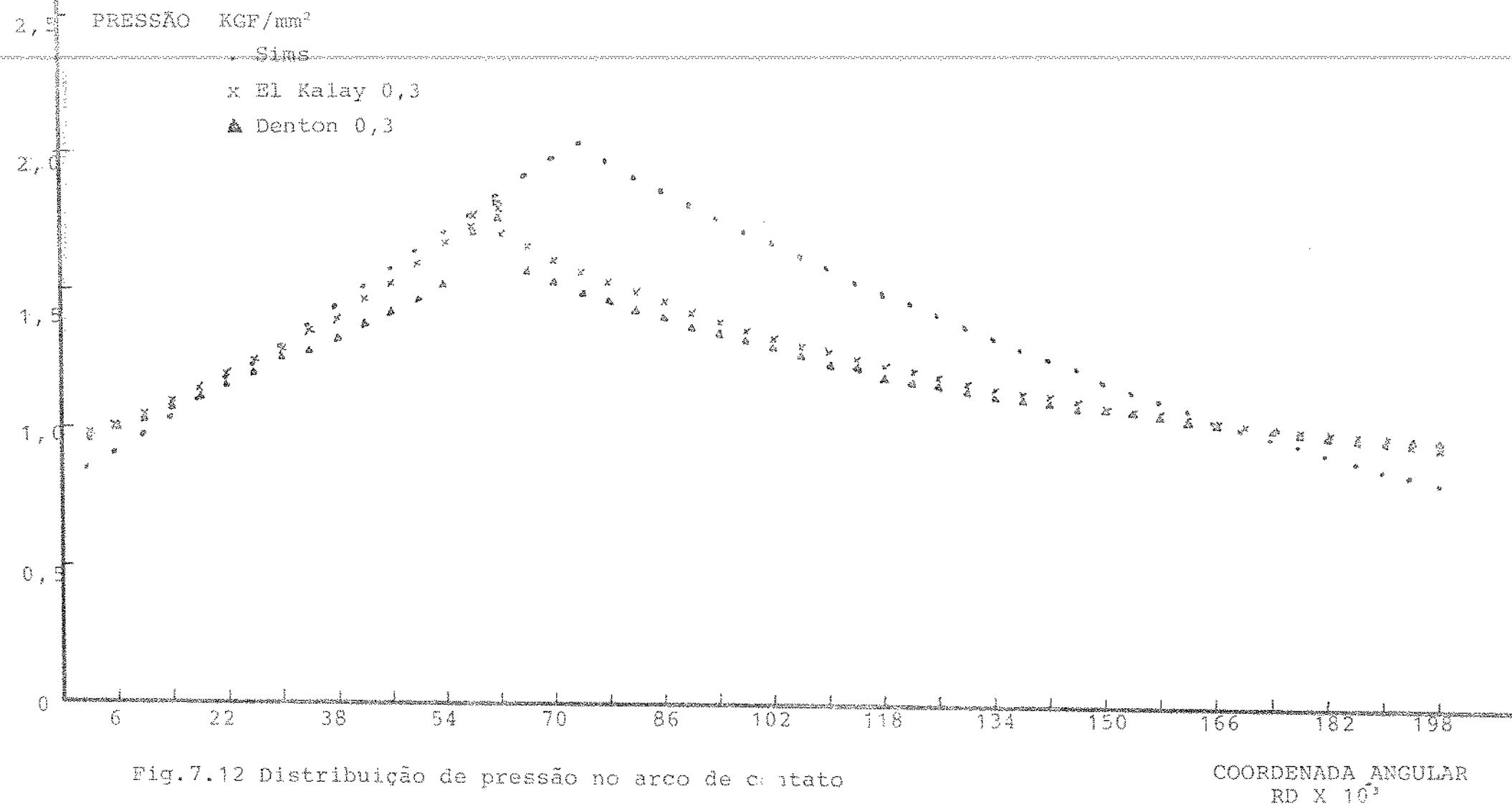
Já em reduções médias, 13 a 16 e 24 a 28%, os modelos de Denton e Sims fornecem melhores resultados, o primeiro para atrito 0,3, onde existe atrito deslizante, e o segundo para atrito 0,4, onde atrito aderente é mais significativo.

7.4.3. Análise da Distribuição de Pressão

As Figs. 7.12 e 7.13 apresentam exemplos do comportamento da distribuição de pressão em função da coordenada angular, obtida para os modelos de El Kalay, Denton e Sims, para condições de atrito 0,3 e 0,4, respectivamente.

Nestas figuras, o lado esquerdo da curva representa a pressão por unidade de tensão de escoamento para a região de saída do arco de contato, e o lado direito da figura representa esta mesma pressão para a região de entrada do arco de contato.

Na Fig. 7.12 verifica-se que o modelo de Sims apresenta valores superiores de pressão na saída e na entrada do arco de contato, apresentando um ângulo neutro mais ao centro do arco de contato, do que o ângulo gerado a partir dos modelos de El Kalay e Denton. O modelo proposto por Denton apresenta inicialmente valores superiores ao modelo de Sims, porém cresce mais lentamente, devido ser a região de deslize maior na entrada e saída, e consequentemente reduz o valor da pressão. Da Fig. 7.13 observa-se que o ângulo neutro e o comportamento dos três modelos são semelhantes. Isto se deve ao fato de que em atrito 0,4 a região de deslize é



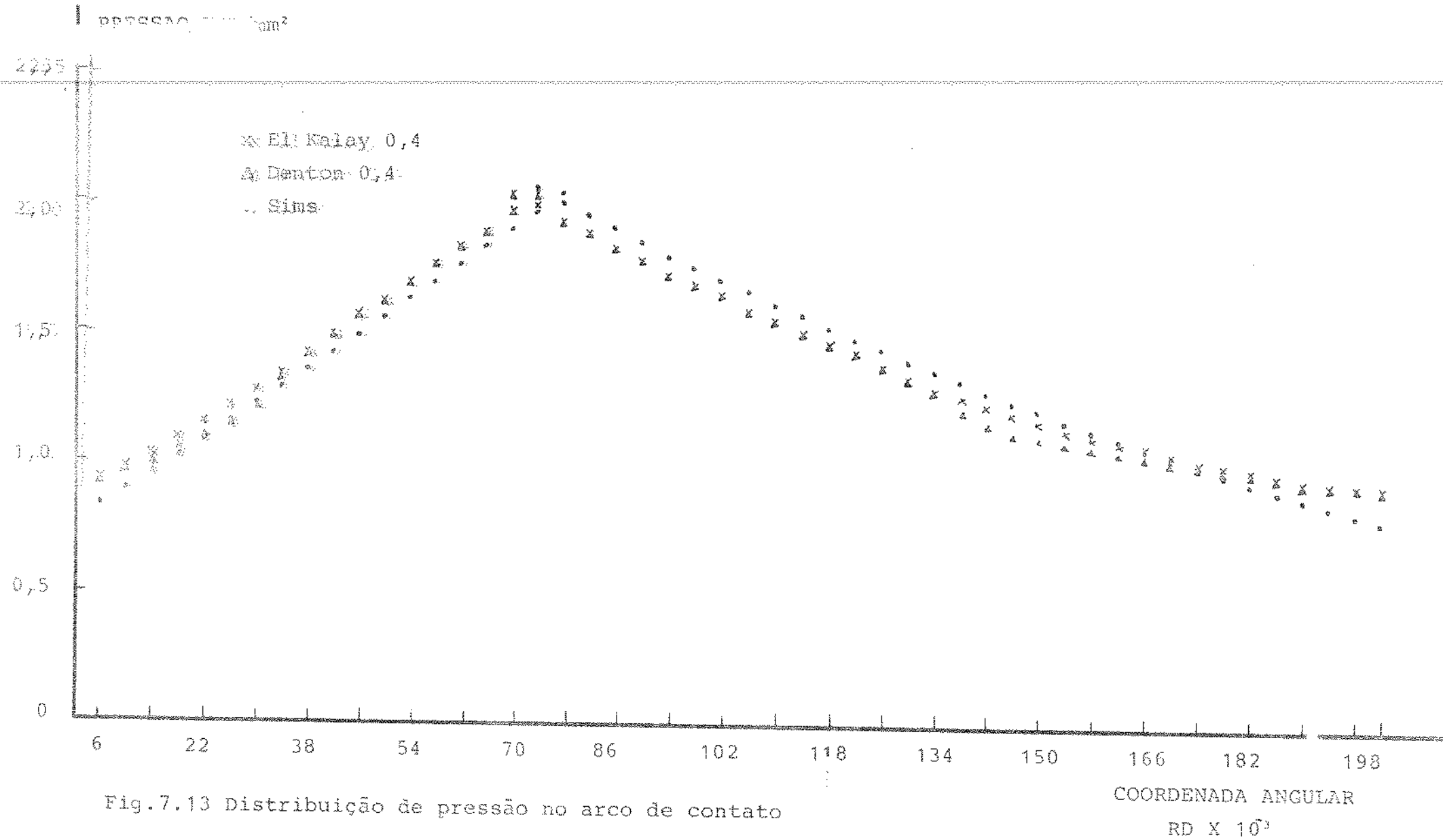


Fig.7.13 Distribuição de pressão no arco de contato

pequena e tem pouca contribuição no valor da pressão. A pressão gerada pelo modelo de Sims é superior às pressões geradas pelos modelos de Denton e El Kalay na entrada do arco de contato, porque o ângulo de deslize na entrada do arco de contato é bem menor que o ângulo de deslize na saída do arco (no deslize a força é menor). Esta análise mostra que a determinação dos ângulos de aderência, deslize e neutro influenciam em muito o valor da força e a precisão do modelo.

7.4.4. Análise dos Ângulos de Aderência

Na Fig. 7.14 mostram-se alguns exemplos da variação das coordenadas angulares do arco de contato em função da redução e atrito. A linha tracejada representa a região de deslize e a linha cheia a região de aderência em atrito 0,4. A linha grossa representa a região de aderência em atrito 0,3.

Nesta figura observa-se que em grandes reduções, acima de 30%, o ângulo neutro está mais próximo da saída (referência "0") para atrito 0,4 do que em atrito 0,3. Quando se aumenta o atrito, o ângulo DELF diminui (ângulo onde inicia o atrito aderente a partir da saída do arco de contato), e o ângulo DELB aumenta (ângulo onde termina o atrito aderente na entrada do arco de contato).

Isto significa que a região de deslize diminui (linha tracejada) e a região de aderência aumenta (linha cheia), aumentando a pressão e a força de laminação.

Para pequenas reduções, abaixo de 15%, o ângulo neutro pouco se altera e as variações em DELB e DELF são pequenas. Estas pequenas variações nestes ângulos fazem com que as diferenças entre os resultados obtidos da força de laminação entre os modelos de Denton, El Kalay e Sims, sejam mantidas as mesmas que em reduções maiores.

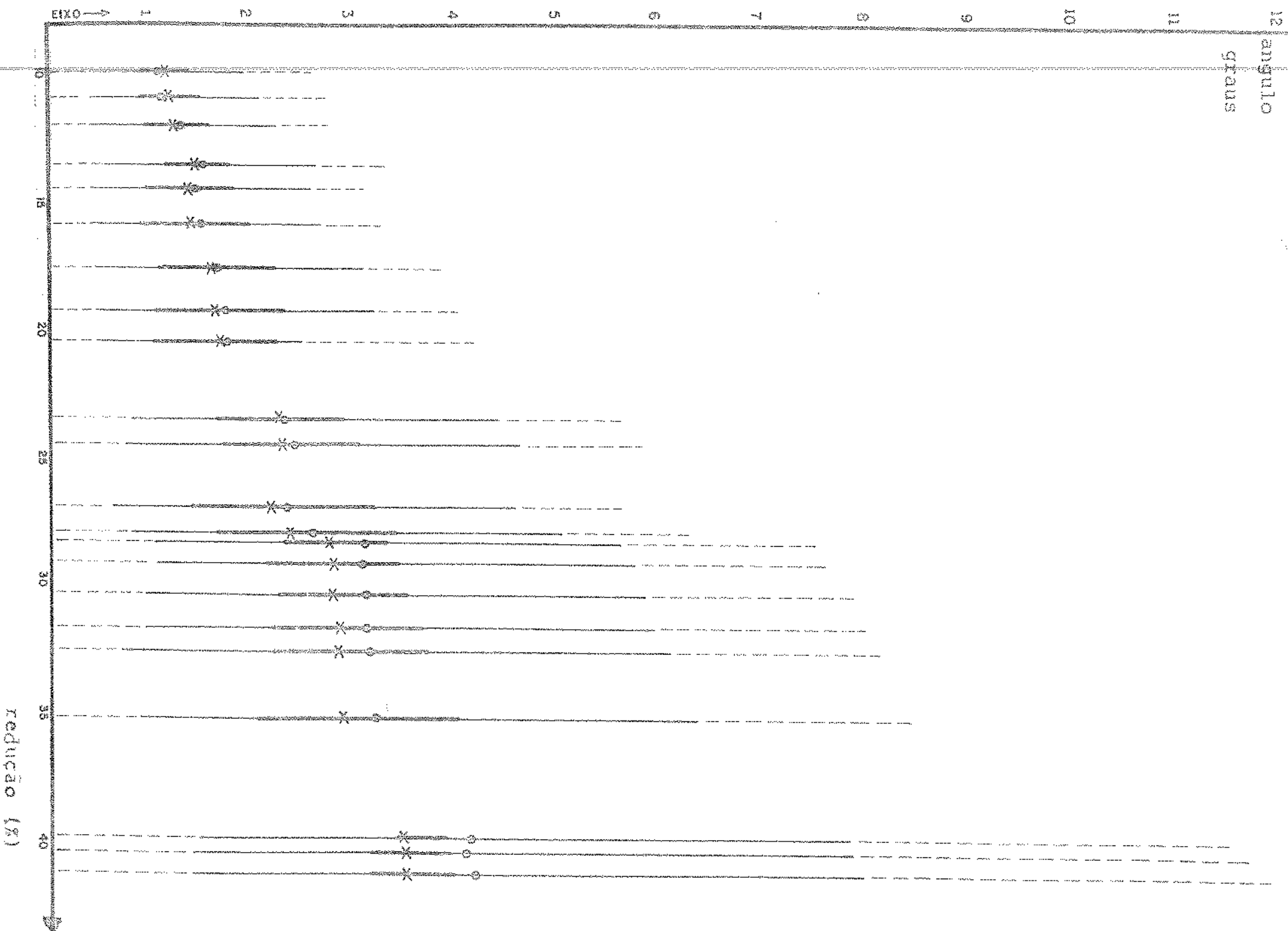
A maior variação do ângulo DELB implica que a região de deslize (linha tracejada superior) é mais significativa na entrada do arco do que na saída. Este fato deve-se à ação de "mordida" do cilindro na tira e a tensão da tira entre cadeiras.

Fig. 7.14 Ângulo de

contato versus
redução

X
O

DESLISE
NEUTRO
ADERÊNCIA
NEUTRO
ADERÊNCIA
atrito 0,3
atrito 0,4



Através da análise dos ângulos, verifica-se claramente a relação do atrito com a redução e com os ângulos de aderência : alto valor do atrito resulta em maior aderência, um ângulo neutro mais próximo da saída e maior força de compressão, a medida que se aumenta as reduções, o que ocorre no início da laminação. Em a trito médio, 0,3, as regiões de deslize são maiores e vão diminu indo muito lentamente à medida que se aumentam as reduções.

7.4.5. Análise da Tensão de Escoamento

Conforme já analisado no Cap. 4 e na seção 7.4.1, a ten são de escoamento é um dos fatores que mais influenciam o valor da força prevista pelos modelos matemáticos.

Como já analisado no Cap. 5, os erros na previsão da força devem-se a utilização de valores médios da temperatura e da tensão de escoamento. Através da Fig. 7.15 pode-se observar a mag nitude dos erros obtidos quando se considera o valor médio da tem peratura, velocidade de deformação e tensão de escoamento no cál culo da força. Como já definido, entenda-se como valor médio de tensão o valor da tensão obtido com os valores médios da tempera tura, velocidade de deformação e deformação. Este valor é a seguir mantido constante por todo o arco de contato.

Na Fig. 7.15, as curvas a e b ilustram a variação da tensão de escoamento em cada ponto no arco de contato utilizando a equação de velocidade de deformação de Alexander, que varia de ponto a ponto no arco de contato, sendo a curva superior calcula da com velocidade periférica dos cilindros de 39,79 rpm e a curva inferior com velocidade periférica de 15,92 rpm. A velocidade de deformação é proporcional a velocidade periférica dos cilindros . Os valores médios constantes referentes às curvas inferior e supe rior são maiores que o valor máximo assumido pelas curvas.

A curva c da Fig. 7.15 representa a variação da tensão em cada ponto do arco de contato, calculada utilizando a equação de velocidade de deformação de Larke variante no arco de contato e velocidade periférica de 15,92 rpm. Vê-se que o valor médio

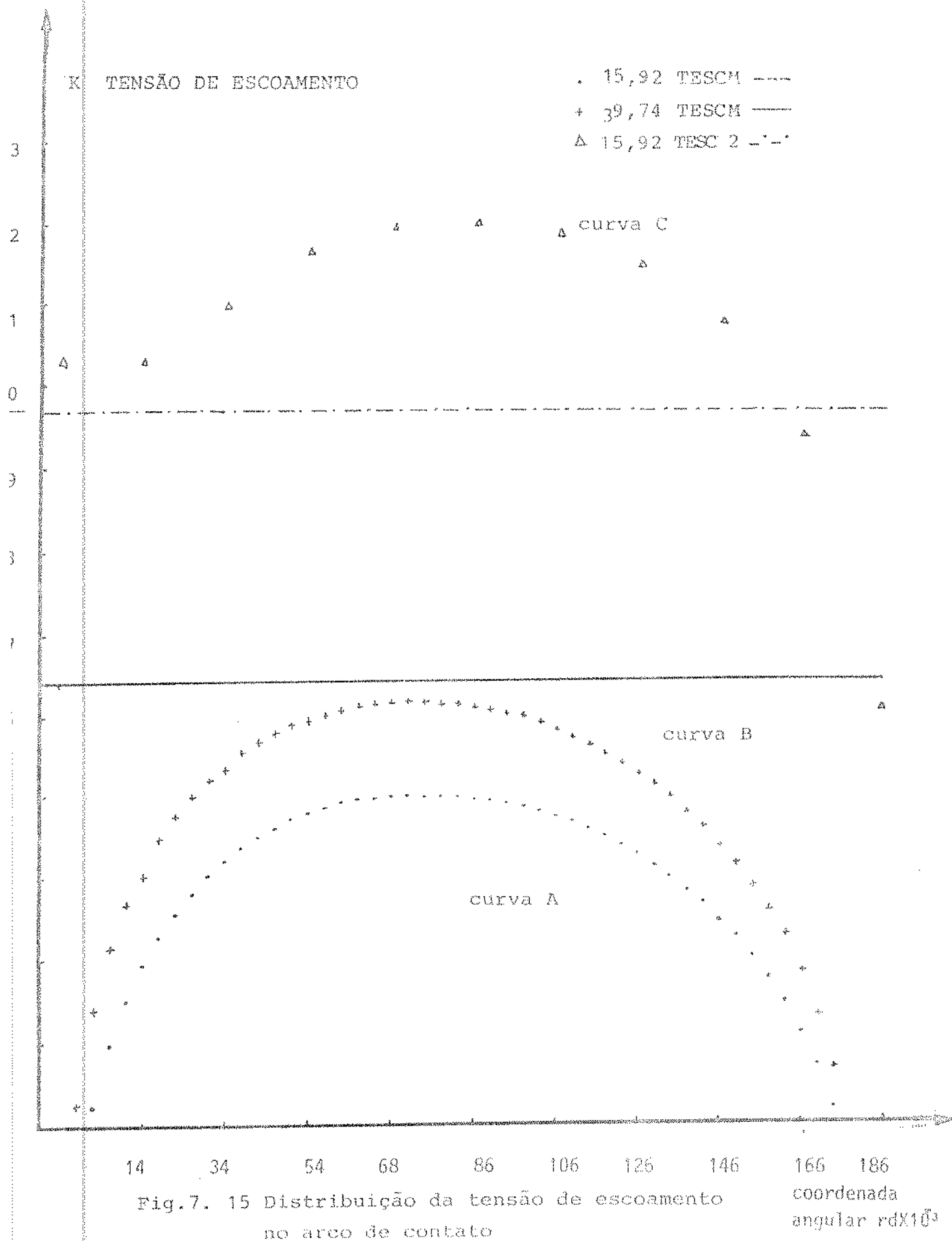


Fig.7. 15 Distribuição da tensão de escoamento no arco de contato

TESC1 tensão de escoamento calculada com a equação de velocidade de deformação de Ford e Alexander

TESC2 tensão de escoamento calculada com a equação de velocidade de deformação de Lankford

constante da tensão calculada, cruza os valores mínimos assumidos pela curva. Há uma diferença máxima de $2,4 \text{ Kgf/mm}^2$ aproximadamente. Este valor multiplicado diretamente à força, alterará os resultados significativamente.

Vê-se assim que a suposição de tensão de escoamento médio constante no arco de contato é errônea e influencia a força significativamente.

7.5. COMENTÁRIOS

Em todas as comparações efetuadas entre um modelo e outro, conforme apresentado no Cap. 4, e entre um modelo e a prática, conforme apresentado neste capítulo, não se pode formular seguramente que as divergências surgidas estão situadas em um determinado parâmetro do modelo, tal como o comportamento da tensão de escoamento, do atrito ou da temperatura.

Devido a complexidade de se obter um modelo para a variação da tensão de escoamento e do atrito no arco de contato, utilizou-se valores médios constantes para estas variáveis. Estas variáveis são as mais críticas em todos os modelos apresentados, visto que elas variam no arco de contato segundo leis matemáticas mal definidas.

Nas simulações realizadas, verifica-se a intrínseca correlação entre as variáveis do processo. Um exemplo é a correlação entre a velocidade de deformação e a temperatura.

A velocidade de deformação aumenta entre cadeiras subsequentes, enquanto que a temperatura decresce. Este fenômeno resulta no aumento gradual de tensão de escoamento e, conseqüentemente, da força. Alguns modelos preditivos não representam estas relações completamente, resultando em um valor previsto que diminui em precisão em relação ao valor medido. Isto ocorre, principalmente, porque em todos os modelos simulados, utilizou-se o valor médio da velocidade de deformação, da temperatura e da tensão de escoamento nos cálculos da força. Devido a estas aproximações é que, na laminação, onde ocorrem baixas reduções e temperaturas, altos valores

de tensão e força, os modelos subestimam a força real, conforme visto nas Figs. 7.10, 7.11 e 7.15. Nestas condições de baixas reduções, os melhores resultados foram obtidos por El Kalay e Denton.

Outro exemplo é a relação entre o atrito e temperatura, representada pelo modelo de Sims. Sua teoria é aplicável na maioria dos casos onde a hipótese de atrito aderente em todo o arco de contato é viável, juntamente com pequenos ângulos de contato, onde ocorrem baixas reduções. Entretanto, com as baixas temperaturas que ocorrem nas três últimas cadeiras, que implicam em baixos coeficientes de atrito e baixas reduções, esta hipótese não é totalmente válida, implicando na aceitação de um modelo que melhor representa a prática de laminação em condições de deslize ou atrito misto, e baixas reduções nas últimas cadeiras de laminação. Como visto na seção 7.4.2, os modelos de El Kalay e Denton fornecem valores mais precisos que o modelo de Sims para reduções até 12%, acima deste valor o modelo de Sims apresenta melhores resultados. Em condições de atrito médio, 0,3, onde ocorre deslize e aderência, os modelos que supuseram só atrito aderente, Orowan e Sims, sobrestimaram os valores da força real, enquanto que os modelos que consideraram o atrito misto obtiveram melhores resultados, El Kalay e Denton. Daí as proximidades verificadas entre os resultados obtidos de El Kalay e Denton em atrito 0,3, e o mesmo comportamento dos resultados (paralelismo das retas de regressão) entre os modelos de Sims e Orowan em atrito 0,3.

Em atrito 0,4, onde ocorre praticamente aderência, os modelos se aproximaram muito, Denton com Sims e El Kalay com Orowan.

Do exposto acima, verifica-se que:

- i. a região de deslize é grande em pequenas reduções, principalmente em condições de atrito 0,3. Portanto, não se pode desprezar a equação de deslize nos cálculos de força de laminação.
- ii. a tensão de escoamento e o atrito tem grande influência no valor da força de laminação, assim como o raio deformado. Não se deve tomar o valor médio destas variáveis, e sim considerar a variação da tensão e atrito ao longo do arco.

- iii. De uma forma geral, o modelo de El Kalay é o melhor. Na hipótese de se utilizar modelos distintos para cada ca deira, de acordo com as reduções, o modelo de Denton de ve ser considerado.

Dos resultados obtidos acredita-se que o algoritmo simulado representa um bom modelo de set up. Como visto, foi incluído a partir dos modelos da literatura, a variação da força e da velocidade de deformação com a deformação do raio. Além disso, considerou-se a variação da velocidade periférica dos cilindros no cálculo da velocidade de deformação. Para a dedução do modelo de Denton e Crane partiu-se das condições iniciais da distribuição de pressão na entrada e saída propostas por El Kalay e Sparling.

Em relação ao algoritmo simulado, este permite se obter a variação da pressão normal e da tensão de escoamento (item 7-4.3 e 7-4.5, respectivamente) no arco de contato.

CAPITULO 8

CONCLUSAO

Neste trabalho foi apresentado um estudo do set up preditivo para processo de laminação de tiras a quente. O set up preditivo tem como objetivo calcular a abertura dos cilindros de cada cadeira do sistema de laminação de tiras a quente, de modo a se obter a espessura de saída da tira dentro de valores especificados.

Mostrou-se que a previsão da posição dos cilindros depende da estimação da força a ser aplicada em cada cadeira. Assim sendo, neste trabalho, analisaram-se modelos matemáticos para o cálculo da força de laminação, resultantes de diferentes aproximações realizadas nas condições de atrito. Neste sentido, foram apresentados os modelos das forças de laminação de Orowan, Sims, El Kalay Sparling, Denton e Crane.

Mostrou-se que a teoria de Orowan é a que realiza hipóteses simplificadoras mais coerentes com a prática. O modelo desenvolvido por Orowan supõe atrito aderente e deslizando no arco de contato e deformação não homogênea. Entretanto, a resolução da teoria de Orowan envolve cálculos complexos e iterativos, sem solução analítica, que exigem um grande esforço computacional.

Mostrou-se que o modelo desenvolvido por Sims simplificou a teoria de Orowan, considerando somente atrito aderente no arco de contato bem como pequenos ângulos de contato. Estas simplificações permitiram o desenvolvimento de expressões analíticas que requerem um tempo de cálculo reduzido, em comparação com os outros modelos apresentados.

O modelo proposto por El Kalay, assim como a teoria de Orowan, considera o processo de laminação constituído de atrito aderente e deslizando. Para isto, o modelo de El Kalay utilizou a teoria de Sims para a região do atrito aderente e a teoria de Bland e Ford para a região de atrito deslizando. A não homogeneidade de deformação foi considerada somente como função do atrito.

Através da análise de Denton e Crane, introduziu-se no modelo de El Kalay a não homogeneidade da deformação como função do atrito e da distribuição de pressão. Entretanto, tais correções levam a resolução de equações transcendentais que requerem um maior esforço computacional.

Os modelos apresentados foram simulados e comparados com resultados experimentais obtidos num laminador piloto reversível.

Da análise realizada e dos resultados de simulação dos modelos matemáticos, conclui-se que os modelos que apresentam menor erro entre a força real e a força prevista são os que consideram condições de atrito mistas, coeficiente de atrito 0,3, e tensão de escoamento calculada com velocidade de deformação de Larke.

Verificou-se que tanto em altas reduções, início da laminação, como em baixas reduções, fim da laminação, os modelos de El Kalay e Denton foram os que apresentaram o menor erro previsto no cálculo da força. Em condições de laminação onde o deslizamento é maior, cilindros lisos, o modelo de Denton apresenta melhores resultados. Condições de laminação com cilindros ásperos e reduções médias (20 a 30%) o modelo de Sims apresenta melhores resultados.

Devido a cada modelo matemático apresentar resultados com menor desvio de valor real, em determinadas condições de laminação, propõe-se a utilização de modelos diferentes da força para um número determinado de cadeiras do laminador. Neste caso, propõe-se a utilização do modelo de El Kalay nas primeiras cadeiras onde as reduções são maiores e há atrito misto, e o modelo de Denton nas demais cadeiras onde as reduções são menores e há uma maior região de deslizamento no arco de contato.

Mostrou-se que para o cálculo da força de laminação é necessário o modelamento de processos tais como a tensão de escoamento do material, e a transferência de calor entre tira e cilindro.

Como a tensão de escoamento é uma função não perfeitamente definida da composição e da micro-estrutura do aço antes da deformação a quente, neste trabalho analisaram-se modelos empíricos obtidos a partir de dados experimentais.

Mostrou-se que a velocidade de deformação e a temperatura são as variáveis que mais influenciam o valor da tensão de escoamento. Neste trabalho supõe-se que a tensão de escoamento é constante no arco de contato. Entretanto, foi mostrado que a tensão não pode ser constante no arco de contato, principalmente devido a variação da temperatura e da velocidade de deformação no arco de contato.

Em trabalhos futuros deverão ser realizadas análises que considerem a variação da tensão no arco de contato.

Dos modelos analisados para a tensão de escoamento, verificou-se que a equação da velocidade de deformação de Larke é a que acarreta menor erro na previsão da força. Isto se deve ao fato de que a equação de Larke satisfaz as faixas limites de valores de Cook e McCrum, de onde a equação da tensão de escoamento foi obtida.

O modelo de temperatura foi deduzido supondo-se seguidos processos de transferência de calor; resfriamento por condução no contato da tira com o cilindro, por radiação e convecção para o meio ambiente, por jatos d'água e aquecimento pelo calor gerado durante a deformação plástica.

Neste trabalho analisaram-se a viabilidade da utilização de mais de um modelo de transferência de calor no sistema de laminação de tiras a quente, isto é, propõe-se utilizar o modelo de Hollander nas primeiras cadeiras de laminação onde a espessura é elevada e a hipótese de sólido semi-infinito é justificável. Nas cadeiras restantes pode-se utilizar o modelo desenvolvido por Denton, para espessura pequena onde a hipótese de sólido infinito é mais adequada.

Considera-se neste trabalho que a temperatura é constante no arco de contato, entretanto, esta hipótese não é a mais correta e deverá ser analisada em maior profundidade em trabalhos futuros.

Finalmente, como o objetivo deste trabalho é a análise do set up preditivo do laminador de tiras a quente, apresenta-se no apêndice I uma proposta de set up utilizando os modelos descritos neste trabalho.

Como futuras linhas de trabalho, sugere-se entre outros pontos, os seguintes :

1. Eliminação das hipóteses de atrito, velocidade de deformação, tensão de escoamento e temperatura constantes no arco de contato.
2. Extensão dos resultados do modelo para experiências realizadas com outros tipos de aço e dados de tensão de escoamento.
3. Investigação e levantamento de maiores faixas de análise de tensão de escoamento, temperatura, velocidade de deformação e deformação.
4. Implementação de mais de um modelo no sistema de laminação de tiras a quente. Por exemplo, pode-se utilizar uma combinação linear dos modelos de força apresentados neste trabalho, cujos parâmetros de ponderação sejam identificados a partir de dados experimentais, dando uma maior ponderação aos modelos cujas hipóteses sejam mais corretas para a condição de laminação.
5. Adaptação da tensão de escoamento e do atrito para uma mesma tira, ou para tiras seguintes de mesmo tipo de aço e dimensões. Esta adaptação é desejável que seja realizada on-line através de medidas da espessura, força e temperatura em cada cadeira de laminação.

APÉNDICE

ALGORITMO DE SET UP

O algoritmo proposto baseia-se nos modelos mais apropriados obtidos no escopo deste trabalho. O set up é realizado quando a tira sai do laminador esboçador em direção ao acabador. A seguir realiza-se o controle por antecipação após obter-se as medidas nas três primeiras cadeiras. Quando a tira começa a deixar a última cadeia, realiza-se um controle por realimentação, a partir das medidas efetuadas na saída do laminador. O controle por realimentação é normalmente realizado nas três últimas cadeiras.

As etapas de medidas e cálculos do algoritmo de set up proposto são discutidos a seguir.

1. Tira saindo do laminador esboçador

Mede-se : Temperatura, velocidade e dimensões da tira (largura, comprimento e espessura).

Informa-se o tipo de aço e os valores especificados a serem obtidos no fim do laminador acabador: temperatura e espessura.

2. Cálculo da redução total

Redução total = $(\text{espessura de saída do esboçador} - \text{espessura especificada}) \times 100\% / \text{espessura de saída do esboçador}$.

3. Cálculo do esquema de laminação

De acordo com a espessura final especificada, tipo e dimensões iniciais da tira, escolhe-se um esquema de laminação já armazenado no computador. O esquema de laminação fornece para cada cadeia a abertura do parafuso e a velocidade correspondente dos cilindros.

4. Cálculo do fluxo de massa

O cálculo do fluxo de massa envolve os seguintes cálculos.

- i - cálculo do ângulo e da espessura no plano neutro;
- ii- cálculo do deslize a frente;
- iii-cálculo da velocidade da tira.

A seguir calcula-se através do fluxo de massa as espessuras para cada cadeira.

- 5. Distribui-se as reduções e velocidades periféricas dos cilindros para cada cadeira.
- 6. Cálculo do tempo de chegada da tira na primeira cadeira de laminação.
- 7. Previsão da temperatura da tira na chegada na primeira cadeira.
- 8. Ajuste da velocidade de entrada da tira, para que a tira chegue ao acabador com a temperatura prevista.

Os cálculos apresentados a seguir são realizados no sentido da última cadeira para a primeira cadeira do laminador.

- 9. Previsão da temperatura da tira na última cadeira de laminação e da queda de temperatura entre cadeiras, determinando-se a temperatura da tira em cada cadeira de laminação.
- 10. Verifica-se se a temperatura final calculada é igual a temperatura especificada:
 - Se não for, corrige-se a velocidade final e a velocidade em cada cadeira.

- Verifica-se se o limite de potência de cada cadeira não foi excedido. Se foi excedido, executam-se os passos 9 e 10 para as outras cadeiras. Se o limite de potência foi excedido em alguma cadeira, escolhe-se um novo esquema de laminação voltando ao passo 3.

11. Cálculo dos parâmetros de laminação

esta etapa envolve os seguintes cálculos:

- i - geometria do arco de contato;
- ii- coordenadas angulares e de aderência;
- iii-atrito;
- iv- velocidade de deformação;
- v - deformação;
- vi- tensão de escoamento.

12. Cálculo da força de laminação na cadeira utilizando o modelo de El Kalay ou Denton de acordo com a cadeira de laminação.

13. Cálculo da deformação de raio do cilindro.

14. Verifica-se se o limite da força foi excedido em alguma cadeira.

- Se excedeu, volta-se ao passo 3 para a escolha de um novo esquema de laminação.

15. Cálculo da elasticidade de cada cadeira.

16. Cálculo do deslocamento da cadeira.

17. Cálculo da abertura do parafuso, de acordo com a espessura es

cificada para a cadeira, (passo 4), de acordo com a força calculada para a cadeira (passo 12), e de acordo com a elasticidade e deslocamento de cada cadeira (passos 15 e 16 respectivamente).

18. Ajustam-se os parafusos para :

- abertura calculada no passo 17;
- força calculada no passo 12.

Fim do set up. A tira entra na primeira cadeira de laminação. Inicia-se o controle antecipativo.

19. Mede-se a força de laminação e a abertura do parafuso.

20. Calcula-se a espessura com que a tira está saindo da cadeira.

21. Calcula-se a diferença entre a espessura calculada e a espessura de saída real. Se esta diferença for maior que um delta especificado, passa-se a diferença para a próxima cadeira e repete-se o cálculo do passo 19 para a próxima cadeira. Se a diferença for menor que um delta, passa-se ao passo 19 para a próxima cadeira.

Repetem-se os cálculos até a terceira cadeira. Até esta cadeira a velocidade é pequena e os erros podem ser corrigidos sem comprometer a espessura final.

O início da tira passa pelo medidor de espessura e de temperatura na saída da última cadeira de laminação. Controle por realimentação.

22. Mede-se a espessura e a temperatura da tira.

23. Calculam-se os erros de espessura e temperatura, através da diferença entre o valor medido e o valor especificado. Se esta diferença for maior que um valor delta especificado: $x \leftarrow \text{delta}$ $\text{ta} < y$.

- Ajusta-se a quarta e quinta cadeiras, adaptando a equação da força e a equação do parafuso;
- Ajusta-se a velocidade das cadeiras de todo o laminador, levando-se em consideração o tempo de laminação, calculado com base no comprimento calculado da tira no laminador.

Se os erros forem muito grandes, maior que um valor especificado y , determina-se coeficientes adaptivos para a força, para a próxima tira do mesmo tipo e dimensão. Entretanto, se o erro do set up chegar a um valor y , então há erros grosseiros no cálculo do set up inicial ou no controle antecipativo.

REFERÊNCIAS

- [1] J.G.WISTREICH. Automation in the Iron and steel industry. JISI, june 1968, pp.546-554.
- [2] Controle de processos em siderurgia. Digibrás, 4º Congresso Brasileiro de Automática, Campinas, Setembro de 1982.
- [3] Computerized process control in the Steel Industry, Purdue University. International Metals Reviews, Dec. 1977, pp. 355-381.
- [4] B.FAZAN, D.BOUBEL, P.RATTE, J.BOUVARD and F.WEBER. Optimum Computer control of a plate mill, I&S Eng., Vol.57 nº 11 , Nov. 1980, pp.58-64.
- [5] M.OHNARI, Y.MOROOKA and Y.YAMAMOTO. Experience in installing a Computer Control System in a Hot Strip Mill. IEEE, vol.58 nº 1, Jan.1970, pp-.30-37.
- [6] D.J.RAY. Present and Future Trends in Hot Strip Mill Computer Control, JISI june 1969, pp.907-915.
- [7] W.E.MILLER. Computer Automation of Hot Strip Mills, Publicação Interna General Electric Co. , GER-2606A, pp.1-12.
- [8] W.E.MILLER. Automation of Metallurgical processes. An Overview Publicação Interna General Electric Co. , GER-3059, pp.1-19.
- [9] J.R.LEIGH. Control Systems for Strip Rolling Mills. Measurement and control, Vol. 10, Nov.1977, pp.433-437.
- [10] P.C.PARKS, W.SCHANJELBERGER, CHR.SCHMID and H.UNBEHANEN, Applications of adaptive Control Systems.
- [11] R.FLEISCHER and H.SEYFRIED. Process automation of Hot Strip Mill. Publicação reservada Siemens.
- [12] ACEC. Le Train à larges bands à chaud de la S.A.CARLAM à

Châtelineair (Belgique), ACEC, Revue, n° 12, 1978 ,
pp.4-23.

- [13] G.C.CORNFIELD and R.H.JOHNSON. Theoretical predictions of Plastic flow in Hot Rolling Including the Effect of various Temperature Distributions - JISI Agosto, 1973. pp.567-573.
- [14] A.F.MacABSTER and C.G.EADES. Current Trends in Modern Hot Strip Mill Automation. GEC journal of Science and Technology. Vol.44, n° 3, 1978. pp-123-135.
- [15] A.A.DESROCHERS, G.N.SANDIS. The Identification of Nonlinear nondynamic systems with application to a Hot Steel Rolling Mill - Report n° 94. Pardue Laboratory for Applied Industrial Control. Set. 1977.
- [16] H.E.MILLER. Control and Automation of Hot Strip Mills IFS Eng. Sep. 1969, pp.67-75.
- [17] D.A.SHAW and C.G.EADS. Dynamic Computer Control of a Hot wide Steel Strip Mill. GEC journal of Science and Technology vol.40, n° 3, 1973, pp.108-118.
- [18] F.BELGRANO, G.CHIGHIZOLA, F.DELFINO, V.GIORI and V.NEGLIA. A Mathematical Model to Control a Six Stand Hot Strip Finishing Mill,
- [19] F.BELGRANO. Retrofitting a Process Control Computer to the Cornigliano Hot Strip Mill with a Integrated MIS System Digital Computer Applications to Process Control - IFAC 1977, pp.721-731.
- [20] J.A.JORDAN, JEAN-MARIE DEJNECKI. State of the Art Computer Control of the Carlam Hot Strip Mill. I&S. Eng. April, 1981. pp.33-40.
- [21] K.H.OLMSTEAD. Computer Control of the 68-in Hot Strip Mill at Sparrows Point. I&S Eng. June, 1982, pp.48-52.

- [22] A.A. DESROCHERS and G.N.SARIDIS. Control Methods for a Hot Steel Rolling Mill: An Application of Learning theory and Pattern Recognition. Trans of the ASME - Journal of Eng. for Industry, Vol. 102, May, 1980. pp.118-122.
- [23] L.G.M. SPARLING. Hot and Cold Rolling. International Metals Reviews. Vol. 22, Dec. 1977. pp.303-313.
- [24] G.F.BRYANT, I.G. CUMING, W.J. EDWARDS and J.H. WESTCOTT. Research in Tandem Mill Automation. JISI, Nov. 1971, pp. 869-875.
- [25] M.A. FOSTER and S.A. MARSHALL. Modelling of a Tandem coldstrip Rolling Mill, pp. 308-322.
- [26] S.WILMOTTE, M. ECONOMOPOULOS, R.COLIN and G. THOMAS. New Approach to computer set-up of the Hot Strip Mill. I&S Eng. vol. 54, n° 9, sept. 1977, pp.70-76.
- [27] V.P.POLUKHIN. Mathematical Simulation and Computer Analysis of thin Strip Rolling Mills. MIR Publishers Moscou, 1975.
- [28] S.A.E. BUXTON and R.W. SUTTON. Mathematical Modelling of the Metal Rolling Process for on line computer Control. Journal of Science and Technology. vol.36, n° 1, 1969. pp.19-25.
- [29] Z.WUSATOWSKI. Fundamentals of Rolling, Poland Pergamon Press, 1969.
- [30] D.W.DENDLE. A Review of Automatic Control Systems for Cold Tandem Mills. Steel Times International, March 1979. pp. 78-85.
- [31] G.W.BUCKLEY, M.LEWIS, R.T.MADDISON. Dynamic Analysis and Performance of Hot Rolling Mills. Metals Technology , july, 1978. 5(7), pp. 228-250.
- [32] J.S.RIDE. Analysis of Operational Factors Derived from Hot Strip Mill Tests. I&S. Eng. Year Book. pp. 867-880.

- [33] M.OHNORI, Y.MOROOKA, Y.MISAKA, H.KAWANO. Models for Computer Control of Hot Strip Mills. Electrical Eng. in Japan , vol. 92, nº 1, 1972. pp. 177-188.
- [34] E.OWAN. The Calculation of Roll Pressure in Hot and Cold Flat Rolling. Proc. IME, 1943, 150. pp. 140-167.
- [35] G.F.BRYANT, P.D. SPOONER, J.M. CALEY. Design of Tandem Mill Dynamic Control Schemes., Seção 53-3, pp. 1-11.
- [36] W.L.ROBERTS. Computing the Coefficient of Friction in the Roll Bite from Mill Data. Blast Furnace and Steel Plant, june, 1967. pp. 499-508.
- [37] R.B.SIMS . The Calculation of Roll Force and Torque in Hot Rolling Mills. Proc. Inst. Mech. Eng., 1954, 168, pp.191-219.
- [38] E.LARKE. The Rolling of Strip, Sheet and Plate, England Sc. Paperbacks and Chappman and Hall, 1967.
- [39] J.D. KELLER. Steel 128, 92, 1951.
- [40] G.D. LAHOTI, S.N. SHAH and T.ALTAN. Computer Aided Analysis of the Deformations and Temperatures in Strip Rolling Journal of Eng. for Industry. Trans. of the ASME, May, 1978, vol. 100. pp. 159-166.
- [41] D.JORTNER, J.F. OSTERLE and C.F. ZORDISKI. An Analysis of Cold Strip Rolling. Inst. of Mech. Science. 1960 vol. 2. pp. 179-194.
- [42] H.FORD, J.M. ALEXANDER. Simplified Hot-Rolling Calculations Journal of the Institute of Metals. 1963-64. vol. 92, pp. 397-404.
- [43] K.KATAOKA and O.USHIKU. Computer Control of the 80-in. Hot Strip Mill. I&S. Eng., fev.1973. vol.50, nº 2. pp.39-47.
- [44] B.K.DANTON and F.A.CRANE. Roll Load and Torque in the Hot Rolling of Strip. J.ISI, Aug. 1972. pp.606-617.

- [45] M.D. STONE. I&S Eng., vol. 30, 1952-3. pag.61.
- [46] W.L. ROBERTS. Friction in the Hot Rolling of Steel Strip. I&S Eng., july, 1974. pp.56-62.
- [47] R.J. BENTZ and W.L. ROBERTS. Predicting Rolling Forces and Mill Power Requirements for Tandem Mills. Blast Furnace and Steel Plant. Aug., 1970. pp-559-568.
- [48] T.TAMANO and S.YANAGIMOTO. Theory of Rolling for the Range of Mixed Friction Bulletin of the JSME, vol.13 n° 63, 1970. pp.1131-1138.
- [49] GUO-JI LI and S. KOBAYASHI. Rigid Plastic Finite Element Analysis of Plane Strain Rolling. Journal of Eng. for Industry Trans. of the ASME, jeb. 1982. vol.104, pp-55-64.
- [50] A.K.E.A.EL-KALAY and L.G.M. SPARLING. Factors Affecting Friction and their Effect upon Load. Torque and Spread in Hot Flat Rolling. JISI Feb., 1968. pp.152-163.
- [51] T.OKAMOTO, H.KIMURA and K.NAKAGAWA. Measurement and Estimation of Mean Flow Stress and Coefficient of Friction in Tandem Mills. pp. 112-117.
- [52] E.G.THONSEM, C.T.YANG and S.KOBAYASHI. Mechanics of Plastic Deformation in Metal Processing. The MacMillan Co., New York, 1965.
- [53] W.JOHNSON and P.B.MELLOR. Plasticity for Mechanical Eng. Von Nostrand Co. London, 1962.
- [54] J.D.GIFFORD and J.R.LEIGH. Design of a Control System for a Hot Strip Finishing Mill. Automatica, vol.5, 1969. pp. 433-447.
- [55] J.G.BEESE. A Method of Predicting the Roll Separating Force and Roll Torque during the Edge Rolling of Hot Steel Slabs. JISI, october, 1971. pp.797-800.

- [56] M.ECONOMOPOULOS. Review of Mathematical Rolling Models. pp. 247-251.
- [57] L.R.UNDERWOOD. The Rolling of Metals. Vol.1, Chappman and Hall 1952.
- [58] J.E.HOCKETT. Calculation of Rolling Forces Using the Orowan Theory. Trans. of the ASM. Rolling Metal Facts. Vol.52, 1960. pp.675-697.
- [59] D.R.BLAND and H.FORD. The calculation of Roll Force and Torque in Cold Strip Rolling with Tensions. Proc. IME, 159, 1948 pp.144-153.
- [60] J.M.ALEXANDER. On the theory of Rolling. Proc. R. Soc. London A, 326, 1972. pp.535-563.
- [61] P.M.COOK and A.W.MCCROM. The calculation of Load and Torque in Hot Flat Rolling, 1957. London British Iron and Steel Research Association.
- [62] J.M.ALEXANDER. A Slip line Field for the Hot Rolling Process. Proc. Inst. Mech. Eng. 1965, 169. pp.1021-1030.
- [63] P.DEWHURST, I.F.COLLINS and W.JOHNSON. A Class of Slipline Field Solutions for the Hot Rolling of Strip. Journal Mech. Eng. science, vol.15, n° 6, 1973. pp.439-447.
- [64] A.HELMi and J.M.ALEXANDER. Geometric Factors Affecting Roll Force and Torque in the Hot Flat Rolling and Steel. JISI, sept. 1969, pp.1219-1231.
- [65] F.A.A. CRANE and J.M. ALEXANDER. Slip-Line Fields and Deformation in Hot Rolling of Strip. Journal of the Institute of Metals, 1968. vol. 96, pp.289-300.
- [66] I.F.COLLINS. The Algebraic-geometry of slip-line fields with Applications to boundary value problems. Proc. R. Soc., 1968, A.303, pp.317.
- [67] S.GUPTA and H.FORD. Calculation Method for Hot Rolling of Steel Sheet and Strip. JISI, Feb.1967, pp.186-190.

- [68] R.B.SIMS and H.WRIGHT. Roll force and Torque in Hot Rolling Mills, JISI, March 1963, pp.261-269.
- [69] G.WALLQUIST. Jerkon Ann. 1969, 153,5.
- [70] R.STEWARTSON. Measurement and Analysis of Rolling Loads in a large Hot Plate Mill. Proc. Inst. Mech. Eng., 1954 , 168. pp-201-214.
- [71] J.G.LENARD. A Comparative Study of Various Empirical Relations Applicable in Hot Strip Rolling. Trans. of the ASME, Journal of Eng. Materials and Tech., vol.100, oct. 1978, pp. 430.
- [72] A.MURTHY and J.G.LENARD. Statistical Evaluation of Some Hot Rolling Theories. Trans ASME, Journal of Eng. Materials and Tech., vol.104, jan,1982. pp.47-52.
- [73] H.YOSHIDA, K.KATAOKA, K.ISHIKAWA and Y.HIROSE. Analyses des Caractéristiques dynamiques des finisseurs de train à bands a chaud. Revue de Metallurgie. CIT, juillet 1983, pp.619-629.
- [74] H.V.WOLF. Influence of variations in critical Parameters in the Control of Strip Thickness in Hot Strip Rolling Mills As Related to Selecting Regulating System Configurations I&S Session 17, 21/june/1966. pp.17A-1-9.
- [75] T.KATAYAMA. An Adaptive Computer Control Method in Hot Strip Rolling. pp.25-30.
- [76] R.A.HARPSTER. Programmable controller-based hot Strip Mill Automatic gage control Systems. I&S Eng. Feb.,1983. pp. 29-32.
- [77] A.J.WINCHESTER. Mill Stiffness vs. gage desviations for a Strip Reduction Mill. I&S Eng., Feb. 1972, pp.27-34.
- [78] R.G.SCHULZ, A.W.SMITH JR. Determination of a Mathematical Model for Rolling Mill Control. I&S Eng.May, 1965. pp. 127-133.

- [79] M.SAITO, S.TANIMOTO, H.TAUKAMOTO, Y.NABA. High Accuracy Plate Thickness Control. Proc. IFAC. pp.37-42.
- [80] A.B.BROWN, J.C.McFADDEN. Computer Control of the Sparrows Point 56-in Hot Strip Mill. I&S. Eng. April,1972. pp.44-51
- [81] A.W.SMITH. Control Computer Teaches itself to roll Metals. Blast Furnace and Steel Plant. julho, 1970. pp.484-488.
- [82] R.VENTER and A.ABD-RABBO. Modelling of the Rolling Process-I Inst. J. Mech Science 22(2), 83, 1980.
- [83] M.TAROKH and F.SEREDYNSKI. Roll Force Estimation in Plate Rolling. JISI, july 1970. p.695.
- [84] H.SUZUKI. Studies on the Flow Stress of Metals and Alloys Report of the Institute of Industrial Science, University of Tokyo.
- [85] Modelo Matemático para o laminador de chapas grossas da Usiminas Metalurgia. ABM, vol.36, nº 274, set,1980. p.583.
- [86] J.F.ALDER and V.A.PHILLIPS. The Effect of strain Rate and Temperatures on Resistance of Aluminium, Cooper and Steel to Compression. Journal Inst. Metals, 1954-55,83,80-86.
- [87] C.ROSSARD and P.BLAIM. Premiers Résultats de Recherches sur la Deformation des Aciers à Chaud-Mise au Point d'un Specialement Étudié. Revue de Metalurgie, 55(6), 1958, pp. 573-594.
- [88] A.GITTINS and W.J.TEGART. Studies of Hot Workability - BHP Melbourne Research Laboratories. Separata de Metals Australia, Nov.1971.
- [89] A.GITTINS et al. The Strength of Steel under Hot-working conditions BHP Technical Bulletin, 18(1), may, 1974. pp.2-8.
- [90] L.M.BERNICK. Roll Force determination in Hot Rolling I&S Eng. março, 1973. pp.40-49.

- [91] T.ALTAN and F.W.BOULGER. Flow Stress of Metals and its Application in Metal Forming Analysis. Trans of the ASME, Journal of Eng. for Industry, Nov.1973, pp.1009-1019.
- [92] J.A.WHITTEMAN. Principios Metalúrgicos e prática de conformação a quente. Metalurgia ABM 31(212), julho 1975, pp. 421-440.
- [93] N.LOIZON and R.B.SIMS. The Yield Stress of Pure Lead in compression. J.of Mech and Phys. of Solids. 1953, vol.1, pp.234.
- [94] R.D.VENTER and A.ADB-RABBO. Modelling of the Rolling Process II, Inst. J Mech Sci., vol.22, 1980, pp.93-98.
- [95] F.HOLLANDER and R.L.HUSMAN. Computer Controlled Reheating Furnaces optimize hot strip Mill Performace. I&S Eng. , Sept. 1972, pp.43-56.
- [96] P.C.THOMPSON and J.C.FOULDS. Strip Temperature Analysis in Hot Strip Mill. I&S Eng., pp.129-142, junho,1966.
- [97] F.HOLLANDER. A model to calculate the complete temperature Distribution in Steel during hot Rolling. Mathematical Models in Metallurgical Process Development, London Iron Steel Int. Conf., Feb.1969, pp.46-79.
- [98] S.CERNI, A.S.WEINSTEIN, C.F.ZOROWSKI. Temperatures and Thermal Stresses in the Rolling of Metal Strip. Iron & Steel Eng., Sept. 1963, pp. 165-173.
- [99] P.W.LEE, R.B. SIMS, H.WRIGHT. A Method for Predicting Temperatures in Continuous Hot Strip Mills. JISI, Mach.1963, p. 270.
- [100] J.POVLASSOGLU. A Mathematical Model of the Thermal field in continuous Hot Rolling of Strip and Simulation of the Process Arch. Eisenhüttenwes 52, 1981, nº 4, april, pp. 153-158.

- [101] S.K.BATRA, A.A.POPOFF. On the use of Heated Rolls for Hot Rolling of Metals. Trans. of the ASME, journal of Eng. Mat. and Technology, jan.1973, pp.27-35.
- [102] A.SIGALLA. The Cooling of Hot Strip with water jets. JISI pp.90-93, May 1975.
- [103] H.S. CARSLAW, J.C. JAEGER. Conduction of Heat in Solids 2nd edn. Oxford Univ. Press. Oxford, England, 1959.
- [104] H.F.IZZO. A Mathematical Approach to Hot Strip Mill Controlled cooling. I&S Eng. , June 1978, pp.57-61.
- [105] G.T.POLLONE. Transient Temperature distribution in Work rolls during hot rolling of sheet and strip. I&S. Eng. Dec,1983. pp.21-26.
- [106] ADONIS SILVA. Tese de Mestrado. UFMG.