

UNIVERSIDADE FEDERAL DO ESPÍRITO SANTO
CENTRO TECNOLÓGICO
PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA ELÉTRICA

FRANCISCO GUIDO ROSSOMANDO

**ESTABELECIMENTO DE ESTRATÉGIAS DE CONTROLE
INTELIGENTE NA LAMINAÇÃO DE PRODUTOS PLANOS**

VITÓRIA
2006

FRANCISCO GUIDO ROSSOMANDO

**ESTABELECIMENTO DE ESTRATÉGIAS DE CONTROLE
INTELIGENTE NA LAMINAÇÃO DE PRODUTOS PLANOS**

Tese apresentada ao Programa de Pós-Graduação em Engenharia Elétrica do Centro Tecnológico da Universidade Federal do Espírito Santo, como requisito parcial para obtenção do Grau de Doutor em Engenharia Elétrica, na área de concentração em Automação.
Orientador: Prof. Dr. Jose Denti Filho.

VITÓRIA
2006

Dados Internacionais de Catalogação-na-publicação (CIP)
(Biblioteca Central da Universidade Federal do Espírito Santo, ES, Brasil)

R838e Rossomando, Francisco Guido, 1969-
Estabelecimento de estratégias de controle inteligente na laminação
de produtos planos / Francisco Guido Rossomando. – 2006.
164. : il.

Orientador: Jose Denti Filho.

Tese (doutorado) – Universidade Federal do Espírito Santo, Centro
Tecnológico.

1. Laminação (Metalurgia). 2. Sistemas inteligentes de controle. 3.
Redes neurais (Computação). I. Denti Filho, Jose. II. Universidade Federal
do Espírito Santo. Centro Tecnológico. III. Título.

CDU: 621.3

FRANCISCO GUIDO ROSSOMANDO

**ESTABELECIMENTO DE ESTRATÉGIAS DE CONTROLE
INTELIGENTE NA LAMINAÇÃO DE PRODUTOS PLANOS**

Tese submetida ao programa de Pós-Graduação em Engenharia Elétrica do Centro Tecnológico da Universidade Federal do Espírito Santo, como requisição parcial para a obtenção do Grau de Doutor em Engenharia Elétrica - Automação.

Aprovada em 24 de marzo de 2006.

COMISSÃO EXAMINADORA

Prof. Dr. Jose Denti Filho
Universidade Federal do Espírito Santo
Orientador

Prof. Dr. Edson de Paula Ferreira
Universidade Federal do Espírito Santo
Co-orientador

Prof. Dr. José Leandro Felix Salles
Universidade Federal do Espírito Santo

Prof. Dra. Jussara Farias Fardin
Universidade Federal do Espírito Santo

Prof. Dr. José Maria Ramón Caccioppoli
Universidade Federal de Minas Gerais

“A mi abuela Doña Concepcion Moreno de Rossomando que me guió desde el cielo”

AGRADECIMENTOS

Agradeço a meu orientador, Professor Jose Denti Filho, pela paciência, apoio e por acreditar na relevância do desenvolvimento da pesquisa. Agradeço também a todos os professores do programa de pós-graduação da Ufes que de uma forma ou outra se esmeraram com qualidade no desenvolvimento das disciplinas envolvidas no programa.

Aos meus colegas e amigos da Ufes (LCI e LAI), Marcos Paulo, André, Marco Antonio, Fernando, Wagner, Klaus, Nelson, José Mario, Durval, Claudia e outros que sempre me ajudaram a solucionar meus problemas.

A minha família, Jussara e Keyla, e Dona Terezinha que sempre estiveram presentes me apoiando no decorrer de minha moradia no Brasil.

A minha família na Argentina e minhas irmãs que sempre tiveram paciência comigo.

Ao meu primo Nicolas, pela força e o apoio nos momentos mais difíceis.

ÍNDICE

RESUMO:	11
ABSTRACT:	12
SIMBOLOGIA:	13
CAPITULO 1 : INTRODUÇÃO	19
1.1 OBJETIVO	19
1.2 JUSTIFICATIVA	20
1.3 REVISÃO BIBLIOGRÁFICA	20
1.4 CONTRIBUIÇÕES DO TRABALHO	22
1.5 ESTRUTURA DA TESE	23
CAPITULO 2 : CONHECIMENTOS BÁSICOS DO PROCESSO	25
2.1 SISTEMAS DE LAMINAÇÃO – LAMINADOR	25
2.2 SUBSISTEMA DO LAMINADOR	26
2.3 CONTROLE DO PROCESSO	27
2.4 VARIÁVEIS DO PROCESSO	28
2.5 MATERIAL	29
2.5.1 Temperatura	29
2.5.2 Deformação e velocidade de deformação	31
2.5.3 Variação da tensão de chapa	32
2.5.4 Plasticidade	32
2.6 CADEIRA DE LAMINAÇÃO	33
2.6.1 Elasticidade	33
2.6.2 Coroamento de forma	35
2.6.3 Parâmetros geométricos da Tira	35
CAPITULO 3 : MODELO MATEMÁTICO DA LAMINAÇÃO	39
3.1 RESUMO DAS TEORIAS DE LAMINAÇÃO	39
3.2 MECÂNICA DO ARCO DE CONTATO CIRCULAR	40
3.3 COMPRIMENTO DO ARCO DE CONTATO	41
3.4 RELAÇÃO DO FLUXO DE MASSA	42
3.5 VARIAÇÃO DE ESPESSURA	42
3.6 VARIAÇÃO DE VELOCIDADE NA INTERFACE ENTRE CILINDROS (GAP)	43
3.7 RELAÇÃO DE DESLIZAMENTO	43
3.8 DEFORMAÇÃO DO RAIOS DO CILINDRO	44
3.9 MODELO DE OROWAN	45
3.9.1 Determinação da transição deslizamento agarramento	47
3.9.2 Carga de Laminação	49
3.9.3 Conjugado de Laminação	51
3.10 PROPRIEDADES FÍSICAS DE INTERESSE	52
3.10.1 Laminação a frio – Equação de Ludwick	53
3.10.2 Laminação a quente	53
CAPITULO 4 : ESQUEMA COMPUTACIONAL	55
4.1 INTRODUÇÃO	55
4.2 ESTRUTURA DO PROGRAMA	55
4.3 DETALHAMENTO DOS BLOCOS IMPORTANTES	56
4.4 CONDIÇÕES LIMITE DE REDUÇÃO E DE ERRO	56
4.5 INTERPRETAÇÃO GRÁFICA DAS SOLUÇÕES	57
4.6 EXATIDÃO ESPERADA	60
CAPITULO 5 : MODELOS DE COROAMENTO	63
5.1 INTRODUÇÃO	63
5.2 MODELO DE COROAMENTO EMIKE-LUCAS	63
5.2.1 Laminadores Duos	63
5.2.2 Laminadores Quadruos	66
5.3 MODELO DE COROAMENTO MCI BERGER	69
5.4 COEFICIENTES DE INFLUÊNCIA	69

5.5	COROAMENTO TÉRMICO.....	74
5.6	CONE DE FORMA.....	79
CAPITULO 6 : VALIDAÇÃO DOS MODELOS.....		83
6.1	INTRODUÇÃO.....	83
6.2	DESCRIÇÃO DO PROCESSO LAMINAÇÃO DE AÇO A QUENTE.....	83
6.3	VARIÁVEIS UTILIZADAS NA VALIDAÇÃO.....	84
6.4	MODELOS TESTADOS:.....	86
6.4.1	<i>Modelo de Carga de Orowan.....</i>	<i>86</i>
6.4.2	<i>Modelo de Coroamento (Rede Neural).....</i>	<i>87</i>
6.4.3	<i>Modêlo de Coroamento de Emicke-Lucas.....</i>	<i>89</i>
6.4.4	<i>Modelo de Coroamento MCI/Berger.....</i>	<i>91</i>
6.5	CONCLUSÕES:.....	92
CAPITULO 7 : CONTROLE DO MODELO DE CARGA.....		93
7.1	INTRODUÇÃO.....	93
7.2	ESTRATÉGIA DE CONTROLE.....	94
7.2.1	<i>Controle do Processo.....</i>	<i>94</i>
7.2.2	<i>Modelo de Controle Proposto (MISO) (Gap).....</i>	<i>94</i>
7.2.3	<i>Modelagem do Sistema de controle com Redes Neurais.....</i>	<i>95</i>
7.2.4	<i>Controle não linear usando redes neurais.....</i>	<i>97</i>
7.2.5	<i>Resultados.....</i>	<i>98</i>
7.2.6	<i>Modelo de Controle Multi-variável Proposto (MIMO) (Gap, t. a Frente, t. a Ré).....</i>	<i>99</i>
7.2.7	<i>Controle não linear usando redes neurais.....</i>	<i>100</i>
7.2.8	<i>Resultados na coroa de saída.....</i>	<i>101</i>
7.3	CONCLUSÕES.....	104
CAPITULO 8 : MODELAGEM DO SISTEMA DINÂMICO DE POSICIONAMENTO.....		107
8.1	INTRODUÇÃO.....	107
8.2	SISTEMA DE CONTROLE DE POSICIONAMENTO.....	107
8.3	DINÂMICA DO SISTEMA DE POSICIONAMENTO.....	108
8.4	CONTROLADOR DO PARAFUSO.....	114
8.5	SISTEMA DINÂMICO COMPLETO.....	114
8.6	CONCLUSÕES:.....	115
CAPITULO 9 : MODELAGEM E CONTROLE LINEAR.....		117
9.1	INTRODUÇÃO.....	117
9.2	CONTROLE CONVENCIONAL - FORCE FEED FORWARD (FFF).....	118
9.3	CONTROLE PROPOSTO.....	118
9.4	MODELAGEM ANALÍTICA DO PROCESSO.....	119
9.5	EQUAÇÕES BÁSICAS DO MODELO.....	120
9.6	CONSIDERAÇÕES BÁSICAS DO MODELO.....	121
9.7	VALIDAÇÃO DOS RESULTADOS DO CONTROLE.....	126
9.8	CONCLUSÕES.....	129
CAPITULO 10 : CONTROLE NÃO-LINEAR BASEADO EM REDES NEURAIIS.....		131
10.1	INTRODUÇÃO:.....	131
10.2	REDES NEURAIIS ARTIFICIAIS (RNA).....	131
10.3	APROXIMAÇÃO DE FUNÇÕES COM RNA.....	133
10.4	IDENTIFICAÇÃO DE SISTEMAS DINÂMICOS COM RNA.....	133
10.5	CONTROLE DE SISTEMAS DINÂMICOS COM RNA.....	136
10.6	ESTRUTURA DE CONTROLE DE MODELO INTERNO (CMI).....	138
10.7	OFF-SET ZERO NO ESTADO ESTACIONÁRIO.....	140
10.8	PROBLEMA COM A IMPLEMENTAÇÃO DE CONTROLADORES DE MODELO INTERNO.....	141
10.9	OBTENÇÃO DOS MODELOS DINÂMICOS INVERSOS.....	141
10.10	RESULTADOS DE SIMULAÇÃO.....	143
10.11	CONCLUSÕES.....	146
CAPITULO 11 : CONTROLE COORDENADO DE VÁRIAS CADEIRAS.....		147
11.1	INTRODUÇÃO.....	147

11.2	CONTROLE COORDENADO.....	147
11.3	RESULTADOS DE SIMULAÇÃO.....	148
11.4	CONCLUSÕES.....	150
CAPITULO 12	: CONCLUSÕES.....	151
CAPITULO 13	: TRABALHOS FUTUROS.....	153
ANEXO	155
BIBLIOGRAFIA.	157

RESUMO:

Este trabalho de tese propõe e explicita uma estratégia de controle neural para o processo de controle de variação da espessura da tira num trem de laminação a quente. A qualidade do produto laminado depende da minimização da variação da espessura da tira e da coroa da mesma.

O modelo do sistema, extremamente complexo, é apresentado numa formulação matemática e serve de base para um ambiente de simulação, desenvolvido para apoiar a validação das estratégias proposta, que também pode ser utilizado no desenvolvimento de outras estratégias. A estratégia proposta apresenta um melhor desempenho quando comparada com os resultados reais do controle convencional de um trem de laminação, gentilmente fornecidos pela SIDERAR S. A., siderúrgica da Argentina.

ABSTRACT:

In this doctoral thesis we propose a new neural control strategie for the hot strip rolling mill process. The control objective is to minimize strip thickness variation and the strip crown, wich is the main atribute for a good quality product. The sytem model, extremely complex, is presented in a mathematical formulation and is used as a base for a simulation tool. This tool may be used to analyse, compare and validate general control strategies for the thicknes control problem. As a result we show that adaptive strategy presents better performance then a convencional strategy, with real data, kindly given by Siderar S.A., a Argentine steel making plant.

SIMBOLOGIA:

A lista de variáveis usadas em este trabalho são:

Subscrito e sobrescrito das variáveis:

- +: Referência a lado de saída do arco de contato;
- : Referência a lado de entrada do arco de contato;
- 2: Referência a plano de saída;
- 1: Referência a plano de entrada;
- n: Referência ao plano neutro ou plano de agarramento-escorregamento;
- C: Referência ao centro da tira;
- Ee: Referência ao Extremo ou borda esquerda da tira;
- Ed: Referência ao Extremo ou borda direita da tira;

- μ Coeficiente de atrito.
- h_2 Espessura de saída do material.
- h_1 Espessura de entrada do material.
- $h, h(\phi)$ Espessura do material laminado dentro do gap.
- t_2 Tensão aplicada, ao material, a frente.
- t_1 Tensão aplicada, ao material, a ré.
- a Abreviação para $2 \cdot \mu s / S$
- α Angulo de contato.
- D Diâmetro do Cilindro.
- $q, q(\phi)$ Força horizontal.
- q^{\bullet} Pressão horizontal.
- ϕ Posição angular no arco de contato.
- γ Relação de espessura h_2 / D
- \bar{S} Tensão de escoamento média.
- S^{\bullet} Tensão de escoamento em compressão homogênea.
- $S, S(\phi)$ Tensão de escoamento em compressão plana.
- S_0 Tensão de escoamento estático.
- k Tensão de corte ou cisalhamento.

e	Deformação plástica verdadeira.
e'	Velocidade de deformação plástica.
$p, p(\phi)$	Força vertical.
p^\bullet	Pressão vertical
P	Carga de Laminação
R	Raio do Cilindro.
s	Pressão normal do cilindro, pressão normal.
t	Pressão azimutal
T, Θ	Temperatura da laminação.
T_L	Conjugado do Cilindro.
τ	Tensão de corte
v	Velocidade média na seção transversal da barra.
V	Volume do material laminado por segundo.
x	Distância a partir o plano de saída.
m^+, m^-	Funções definidas pelas equações eq. 9 e eq. 10. respectivamente.
w	Função definida pela equação eq. 11
c	Constante elástica,
W	Largura da mesa (mm).
b	Largura da chapa (mm)
n	Semi-comprimento do pescoço (mm)
d	Diâmetro do pescoço (mm)
L	Distância entre apoios (mm)
E	Módulo de elasticidade (kg/mm ²)
G	Módulo de cisalhamento (kg/mm ²)
C	Distância entre apoio e borda da chapa (mm)
x	Distância do apoio a um ponto qualquer ao longo da mesa do cilindro (mm)
\bar{u}	Vetor de deflexões do cilindro;
\bar{a}	Matriz dos coeficientes de influência;
\bar{b}	Vetor de coeficientes para as cargas concentradas;
\bar{c}	Vetor de coeficientes para os momentos externos

\bar{p}	Vetor força por unidade de largura;
F	Carga concentrada (do mancal e dos contrafletos);
M	Momento fletor externo dos contrafletos.
$v_{i,j}$	Achatamento da rodela i da fatia causado por uma força unitária aplicada a faixa j da tira;
ν	Coefficiente de Poisson do material do cilindro;
R'	Raio deformado segundo Hitchcock;
Δh	Espessura de entrada menos a espessura de saída (redução).
y	Posição a longo da largura.
\bar{h}	Vetor contendo o perfil de espessuras ao longo da largura da tira;
\bar{h}_f	Vetor contendo a espessura final desejada do centro da tira;
\bar{u}_w	Vetor perfil de deflexão elástica do cilindro de trabalho;
$\bar{C}m_w$	Vetor perfil do cilindro de trabalho usinado;
\bar{v}_{wi}	Vetor com a quantidade de achatamento do cilindro de trabalho;
\bar{v}_{wi1}	Quantidade de achatamento do cilindro de trabalho no centro do cilindro.
u_b	Deflexão elástica dos cilindros de trabalho e de apoio respectivamente
Cm_w e Cm_b	coroas usinadas dos cilindros de trabalho e de apoio respectivamente;
v_w e v_b	Achatamento dos cilindros de trabalho e de apoio respectivamente;
v_{w1} e v_{b1}	Achatamento no meio dos cilindros de trabalho e de apoio respectivamente;
K_M :	Função do ferro do induzido que em nosso caso é constante.
i_M :	Corrente do induzido.
T_M :	Conjugado do motor.
e_M :	Força contra eletromotriz.
K_e :	Constante elétrica do motor.
θ :	Posição angular do motor.
J_M :	Inércia mecânica do motor (constante).

B_M : Atrito viscoso do motor
 P : Resultante das forças aplicadas na direção do eixo do parafuso, dada em Newton (N);
 d_{med} : Diâmetro médio do parafuso de aperto, dado em metro (m);
 Φ : Ângulo de fricção no filete do parafuso;
 α : Ângulo da espira do parafuso;
 μ : Coeficiente de atrito entre o parafuso de aperto e a porca.
 d_g : Diâmetro da porca dado em metro (m).
 i : Relação de transmissão do redutor.
 η : Rendimento de transmissão.
 M : Massa do cilindro de encosto e mancais.
 B_{ca} : Coeficiente de atrito viscoso entre a Cadeira de laminação e mancais do cilindro de encosto;
 k_1 : Inverso do passo do parafuso.
 k_2 : Relação de transmissão do caixa redutora.
 (i) : Cadeira de laminação $i=1$ (F9), $i=2$ (F10).
 $h_2^{(i)}$: Espessura de saída da cadeira (i).
 $g^{(i)}$: Gap dos cilindros para a cadeira (i)
 $P^{(i)}$: Carga de laminação na cadeira (i).
 $K_{el}^{(i)}$: Índice de elasticidade da cadeira (i).
 σ_1 : Tensão na tira entre a cadeira F9 e F10.
 Y : Módulo de Young da tira. 21.000 N/m
 d_c : Distância de separação entre cadeiras (i). 5.486 m.
 $V_2^{(1)}$: Velocidade de saída da tira na cadeira F9.
 $V_1^{(2)}$: Velocidade de entrada da tira na cadeira F10.
 $\sigma_2^{(i)}$: Tensão a frente para a cadeira (i)
 $\mu^{(i)}$: Coeficiente de atrito na cadeira (i).
 $S^{(i)}$: Tensão de escoamento da tira na cadeira (i).
 $\mathbf{x}(k)$: Vetor de estados.
 $\mathbf{u}(k)$: Vetor de entrada.
 $\mathbf{y}(k)$: Vetor de saída.

- A** : Matriz de transição de estados;
- B** : Matriz de entrada.
- C** : Matriz de saída.
- F** : Matriz de saída (força).
- E**₁ : Matriz de perturbação do vetor de estados
- E**₂ : Matriz de perturbação do vetor de saída.
- E**₃ : Matriz de perturbação do vetor saída (força).
- M**_o : Matriz de observabilidade.
- M**_c : Matriz de controlabilidade.
- W** : Vetor de parâmetros da rede neural.
- $\varepsilon_n(\mathbf{W})$: Erro quadrático médio do vetor de pesos.
- $\mathbf{P}(z^{-1})$: Modelo da planta.
- $\tilde{\mathbf{P}}(z^{-1})$: Modelo estimado da planta pela rede neural.
- $\mathbf{Q}(z^{-1})$: Estrutura do controlador neural.

Capítulo 1 : Introdução.

1.1 Objetivo

A laminação de produtos planos é o processo industrial que permite obter placas e chapas de materiais metálicos na forma de planos com seção transversal retangular, sendo matéria prima para múltiplas aplicações na indústria metal mecânica.

A geração de ações de controle é um importante aspecto na operação de laminadores de chapas a quente, definindo as espessuras, tensões, forças, coroa e velocidades que devem ser alcançadas, tendo em vista as especificações de qualidade do produto pelos diversos consumidores, e também a produtividade do processo, respeitando os limites operacionais dos equipamentos.

Nos atuais trens de laminação a quente utiliza-se um sistema que calcula a ação de controle em cada cadeira em função das perturbações na carga das cadeiras anteriores. No entanto, é possível fazer melhorias na qualidade do produto com o uso de novas estratégias de controle, especialmente as focalizadas dentro da inteligência artificial, que pelo caráter adaptativo implícito não estão restritas às faixas de operação da planta. O objetivo deste trabalho é descrever o desenvolvimento de uma estratégia baseada em redes neurais, para obter ações de controle inteligente para o laminador de tiras a quente.

Os resultados esperados com a implantação do sistema de controle proposto são:

- Aumento da disponibilidade do trem de laminação.
- Maior robustez no sistema de controle.
- Uma melhor geração das ações de controle, o que se traduz numa maior qualidade do produto.
- Uma estratégia de controle simples de implementar com menor custo computacional.

1.2 Justificativa

Para acompanhar o competitivo mercado global, muitas indústrias siderúrgicas estão empenhadas em melhorar a qualidade de seus produtos, aumentar a produtividade e reduzir os custos e perdas de material [Bryant,1973],[Polukhin,1975] e [Ginzburg,1989].

As estratégias de controle, objeto de estudo deste trabalho, são aplicadas na arquitetura do sistema de automação do trem laminador.

A geração de ações de controle que tem como objetivo proporcionar uma maior produtividade do processo e uma maior qualidade do produto, é essencial para esse fim.

Neste trabalho procura-se obter uma melhor qualidade no produto plano laminado a quente, tendo como critérios de qualidade a espessura e a forma da chapa. No trabalho é feita uma comparação entre as técnicas de controle atuais de laminação a quente e as estratégias de controle baseado em inteligência artificial, mostrando que a estratégia proposta neste trabalho apresenta um melhor desempenho quando comparada com os resultados reais do controle convencional de um trem de laminação.

Neste trabalho também é considerado o controle multi-variável para obter a resposta desejada das variáveis consideradas dentro do critério de qualidade.

1.3 Revisão bibliográfica.

Como é o caso de muitos outros importantes processos, a origem da laminação é um tanto incerto. Os primeiros dados parecem ser do laminador de metais preciosos no ano 1300 e Leonardo da Vinci fez desenhos de um laminador a cilindros em finais do século XV. De acordo com [Roberts 1978], embora a conformação mecânica de tiras de aço com o uso de laminadores seja realizada desde o século XV, já no ano 1892 um laminador a quente foi construído em Teplitz (Bavária), sendo esse realizado pela operação conjunta de múltiplas cadeiras, a chamada operação em tandem, (que consistia de cinco cadeiras do tipo Duo).

A maioria das teorias clássicas de laminação deriva do trabalho de Orowan [Orowan 1944]. Algumas contribuições notáveis para modelagem do processo

de laminação foram feitas por [Sims1954], [Bland & Ford1948] (laminação a frio), [Alexander 1972]. Eles assumiram novas suposições para calcular e integrar a equação diferencial de força de laminação.

Os resultados obtidos tiveram boa concordância com a teoria de Orowan e com resultados experimentais. Modelos que incluíram fenômenos secundários presentes no processo [Bryant 1973] e outros métodos de descrição do processo [Ginzburg 1989] foram posteriormente desenvolvidos. Contudo, todos esses modelos exigem grande esforço computacional e o desenvolvimento de algoritmos numericamente robustos. [Bryant 1973] propõe um modelo que simplifica a teoria clássica de Alexander e seus associados sem grande perda de precisão.

De acordo com [Edwards 1978], os primeiros controladores de espessura e tensão apareceram em meados da década de 1950. Inicialmente, esses controladores tinham suas referências ajustadas de acordo com a experiência dos operadores.

Com o desenvolvimento de modelos para o processo, as referências passaram a ser calculadas e tabeladas para cada tipo de produto e especificação.

No início da década de 1960, computadores digitais foram introduzidos no cálculo das referências dos controladores do processo. Os computadores executavam modelos do processo, gerando as referências de acordo com as especificações do produto.

O aperfeiçoamento dos computadores digitais permitiu a implementação de controladores baseados em modelos dinâmicos do processo [Polukhin, 1975], o que proporcionou atingir os valores das referências dos controladores com maior rapidez, precisão e menor sensibilidade à perturbações como observado por [Bryant 1973], [Yamashita e Misaka 1976], [Ferguson 1986] e [Ginzburg 1989]

O processo de laminação a quente envolve um grande número de variáveis, e devido às peculiaridades das interações entre elas, existe mais de um conjunto de referências que proporciona ao produto a ser laminado as características mecânicas e dimensionais desejadas. [Ginzburg 1989] destacou a importância da geração de um conjunto de ações de controle para que aumentasse a produtividade do processo e proporcionasse melhor qualidade ao produto.

Nos anos 80 a maioria dos trabalhos utilizavam as técnicas de controle ótimo para o controle de forma ([Guo 1998], [Guo 1996] e [Spooner 1994]), e também controle ótimo da espessura em trens de laminação a frio ([Sutton 1966], [Jamishidi 1972], [Leigh 1977] e [Pittner 2002]).

Com o aumento da velocidade de cálculo dos sistemas digitais e o aumento da complexidade dos modelos, foi possível aplicação de técnicas de controle não-linear ([Fuchshumer et. al. 2001], [Kugi 2001].).

Atualmente, a tendência dominante é o controle baseado em inteligência artificial, como a apresentada para a solução de problemas não-lineares em [Levin e Narendra 1996] ou a aplicação do controle neural para laminadores a quente apresentada em [Hunt e Sbarbaro 1992] e [Jansen 1999].

Neste trabalho de tese propõe-se uma técnica de controle ótimo de espessura para um modelo linear de um trem de laminação a quente, e também um controle neural para um modelo não linear do mesmo processo. Deste trabalho resultaram vários artigos publicados em congressos [Rossomando et al. 2005].

1.4 Contribuições do trabalho

Neste trabalho, consideramos como relevantes as seguintes contribuições ao processo de laminação:

- A aplicação do controle ótimo para a variação da espessura de saída.

Neste trabalho foi desenvolvido um modelo realista, mas suficientemente simplificado para ser simulado com um baixo esforço computacional. Este modelo também é utilizado para analisar outras estratégias do controle.

A estrutura básica do modelo simplificado foi obtida pela linearização do modelo de carga [Orowan 1944].

O controle ótimo desenvolvido foi um regulador ótimo quadrático linear. Apesar de simples, o método mostra-se eficaz para atenuar distúrbios, tais como, variações da espessura de entrada da chapa e as variações da temperatura. Os resultados foram satisfatórios e são demonstrados via simulação. Ressaltamos a originalidade deste desenvolvimento pois não foi encontrada na literatura nenhum trabalho que faça referência ao controle ótimo aplicado na laminação a quente.

- A aplicação de um método robusto de controle baseado em técnicas de controle neural, para o controle da espessura da chapa.

Nesta tese é aplicada uma estratégia de controle neural conhecida como Controle de Modelo Interno (CMI). No trabalho de Hunt e Sbarbaro [Hunt e Sbarbaro 1992] aplica-se esta técnica de controle para uma cadeira de laminação, mas não leva-se em conta a dinâmica da mesma, fazendo o controle com uma rede neural estática para o controle inverso. Nesta tese considera-se a dinâmica da cadeira de laminação, considerando-se os acionamentos elétricos e sistemas mecânicos envolvidos na mesma.

- A melhora da coroa da chapa pela aplicação de um controle neural do sistema de tensionamento das cadeiras.

Os trabalhos de [Guo 1998] e [Spooner 1994] se baseiam na correção da coroa da tira agindo sobre o sistema de contraflexão (bending). Neste trabalho propõe-se um método de controle neural que age no sistema de tensionamento da tira para melhorar a coroa da mesma.

1.5 Estrutura da Tese

Este trabalho foi organizado em onze capítulos. A seguir é apresentada uma breve descrição de cada um deles.

No Capítulo 1 são apresentados os objetivos do trabalho, as justificativas que levaram ao seu desenvolvimento e a metodologia empregada.

Uma revisão bibliográfica acerca das principais publicações relacionadas ao tema da dissertação completa este capítulo.

No Capítulo 2 descreve-se o processo e as variáveis intervenientes no mesmo, e também as possíveis perturbações das variáveis envolvidas.

No Capítulo 3 descrevem-se as teorias de laminação a quente e desenvolve-se o modelo matemático para o cálculo da carga, justifica-se a escolha do modelo do processo utilizado para cálculo das variáveis do processo, e as equações que compõem o modelo são apresentadas.

No Capítulo 4 é apresentado o esquema computacional para o processo de laminação, e como também alguns dos resultados de simulação para os modelos de laminação a quente.

O programa desenvolvido trabalha com o modelo de carga de Orowan para o cálculo da distribuição de pressões.

No Capítulo 5 consideram-se os elementos necessários ao estudo dos modelos matemáticos na determinação do perfil da tira laminada. Também são apresentados os parâmetros geométricos dos produtos planos, defeitos da planicidade e alguns critérios sobre a planicidade do material laminado. Na primeira parte definem-se os parâmetros geométricos mais utilizados e na segunda os defeitos mais comuns de planicidade.

No Capítulo 6 o objetivo é verificar a exatidão dos distintos modelos de coroamento e de carga para posterior aplicação de uma técnica de controle e também fazer a validação dos modelos com dados reais obtidos no processo.

No Capítulo 7 apresenta-se uma técnica de controle do processo sobre o modelo de carga, sem considerar a dinâmica do sistema.

No Capítulo 8 é estabelecida uma a dinâmica do sistema de posicionamento dos cilindros considerando-se os motores de acionamento do gap ,o atrito dos parafusos e a carga de laminação, e as não-linearidades do sistema.

No Capítulo 9 apresenta-se uma proposta de controle de espessura de saída para a laminação de produtos planos. O esquema proposto leva em consideração o conhecimento do processo fazendo uma linearização do mesmo para a aplicação de técnicas de controle ótimo.

No Capítulo 10 define-se as estratégias de controle baseadas em redes neurais para o controle de sistemas dinâmicos não-lineares, e também a identificação do processo envolvido.

No Capítulo 11 é aplicado o controle proposto em cadeiras de um trem de laminação a quente, levando em conta a coordenação do controle para a interação nas diferentes cadeiras e também os retardos envolvidos no transporte da chapa nas cadeiras de laminação

Finalmente, no Capítulo 12 são apresentadas as conclusões acerca do sistema alternativo para o controle desenvolvido e futuras linhas de pesquisa que possam aperfeiçoar seus resultados.

Capítulo 2 : Conhecimentos básicos do Processo

2.1 Sistemas de Laminação – Laminador

O processo de laminação de planos consiste em submeter uma placa de metal a um conjunto de cilindros rotativos que imprimirão nesta placa uma deformação permanente, isto é, redução de espessura. As máquinas que promovem este processo, nas quais se encontram os conjuntos de cilindros rotativos, são os Laminadores. Estas máquinas podem ser de vários tipos, de acordo com as necessidades ditadas por este ou aquele processo de laminação específico. Na Figura 1 tem-se um esquema de um laminador monocadeira com quatro cilindros (quádruplo) e com sistemas de debobinamento e bobinamento, teórico.

Os cilindros de menor diâmetros são os cilindros de trabalho, isto é, que estarão em contato direto com o material imprimindo-lhe deformação desejada, e os dois de maior diâmetro são, os cilindros de encosto, ou de back-up, cuja finalidade é reduzir os efeitos de deformação nos próprios cilindros de trabalho contra o material.

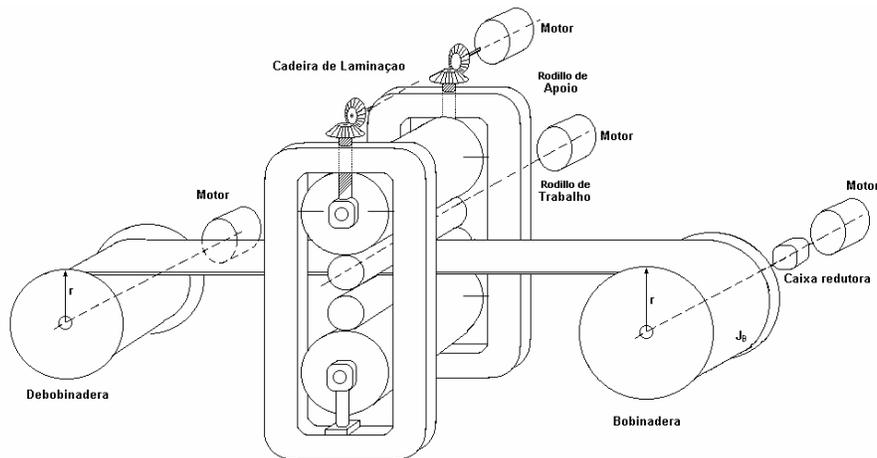


Figura 1: Laminador monocadeira.

É comum encontrar laminadores com apenas dois cilindros (duos) que são os cilindros de trabalho, bem como com mais de dois cilindros como os Sendizimir.

Também se encontram arranjos especiais como os laminadores planetários e outros.

Neste trabalho nos preocupamos apenas com os laminadores do tipo duos e quádruos, que são mais comuns em serviços de laminação de tiras em geral. Tomando como base a Figura 1 passamos a discorrer brevemente sobre o funcionamento do laminador.

A tira proveniente de uma bobina (material enrolado), ou mesmo em forma de produto plano, é introduzida na abertura (gap) entre os cilindros de trabalho, abertura esta menor que a espessura da tira. Estes cilindros, sendo acionados pelo sistema de acionamento principal arrastam a tira para seu interior, desde que sejam obedecidas determinadas condições, promovendo uma redução de espessura na mesma. Esta tira pode sair livre ou ser bobinada num sistema de bobinamento que, assim como o sistema de debobinamento, caso existam, podem também exercer esforços de tensionamento na tira chamados de: tensão a frente no caso do bobinamento e tensão a ré no caso de debobinamento. A abertura entre os cilindros pode ser comandada através de parafusos de aperto ou por sistemas hidráulicos, atuando contra um sistema antagônico normalmente constituído por molas de elevação.

2.2 Subsistema do Laminador

Pode-se então, caracterizar quatro subsistemas bem definidos para o sistema de laminação, sendo o termo sistema aqui utilizado para traduzir a máquina laminador, bem como instrumentações necessárias ao desenvolvimento adequado do processo, Estes subsistemas são:

- Subsistema de ajuste de gap.
- Subsistema de tensão a frente.
- Subsistema de tensão a ré.
- Subsistema de acionamento principal.

Cada um destes subsistemas pode ser controlado tendo como consequência alterações em grandezas do processo que chamamos de *Parâmetros Operacionais*, cujo efeito é a influência direta sobre as características geométricas e mecânicas do produto laminado final.

Cumpramos ressaltar que outros subsistemas satélites podem existir, como subsistema de lubrificação e subsistema de refrigeração do material e da interface cilindro tira, que não serão considerados como parte integrante indispensável, neste trabalho.

2.3 Controle do Processo

O controle de processos industriais pode adotar diversos esquemas, considerando as teorias de controle existentes, e suas possibilidades de adoção.

De modo geral cai-se no problema de medir o valor de uma variável de interesse e compará-lo com um valor desejado gerando daí uma ação de controle conveniente.

No processo de laminação pode-se medir com facilidade as grandezas que são: Carga, conjugado, Potência de Laminação, Gap entre os cilindros, velocidades de laminação, velocidade de debobinamento e mesmo as tensões a ré e a frente.

Com maior nível de dificuldade pode-se também medir a espessura de entrada e de saída bem como o perfil da seção reta transversal, exigindo-se equipamentos sofisticados, de alto custo e de operação muito especializada.

Do até aqui exposto pode-se classificar as variáveis apresentadas como a seguir:

Variável controlada: Distribuição de espessuras de saída (h_2)

Variáveis manipuladas: tensões a ré e a frente, gap e velocidade de laminação.

Variáveis inacessíveis: coeficiente de atrito, tensão de escoamento e distribuição axial de temperaturas ao longo do arco de contato.

Variáveis mensuráveis: gap, tensões a ré e a frente, carga, potência e conjugado de laminação.

Observe-se, mais uma vez, que algumas destas grandezas podem ser medidas a partir de sistemas convenientes, consideravelmente sofisticados, ou mesmo delicados, considerando o ambiente em que estarão localizados. Assim parte-se da premissa que a utilização destes equipamentos seja impossível ou totalmente proibitiva, e como consequência as variáveis alvo sejam tratadas como inacessíveis.

2.4 Variáveis do Processo

Durante a laminação de uma tira, reportamo-nos às evoluções da carga de laminação, temperatura de entrada, à cadeira de laminação e a temperatura de saída da cadeira e também à espessura de saída, mantendo constantes as velocidades dos cilindros de trabalho e as posições dos parafusos de aperto, como apresentamos na Figura 2 a,b,c.

Em primeira análise, observamos que quando a temperatura diminui, a força de separação aumenta e a espessura também diminui.

No processo de laminação há interação entre o material laminado e as cadeiras de laminação aparecendo deformações permanentes no material laminado e elásticas na cadeira de laminação. Estas interações provocam variações de espessura de saída nas cadeiras de laminação.

Os parâmetros característicos do material e das cadeiras de laminação que influenciam na espessura de saída são:

Material:

- Composição química.
- Temperatura.
- Deformação e velocidade de deformação.
- Variação das tensões a ré e a frente.

Cadeira de Laminação.

- Elasticidade.

2.5 Material

Composição Química: Para os aços ao carbono, a resistência à deformação aumenta com o teor de carbono e de elementos de composição (Mn, Si, P, etc).

Em geral a composição química da tira é uniforme do início ao fim, mas pode ter não homogeneidade. No caso de tarugos de fundição convencional, pode-se ter concentrações no início do mesmo, o que produz aumentos da resistência à deformação localizada.

Para aços microligados, o comportamento das cadeiras é mais complexo, já que sua resistência à deformação não depende apenas da composição química, mas também das reduções, velocidade de deformação e temperatura de laminação.

As variações da resistência à deformação, produzem variações diretamente proporcionais na força de separação.

2.5.1 Temperatura:

Da figura 2 na distribuição Temperatura da chapa que entra na cadeira, vemos a presença de zonas frias figura 2 a), quatro no total, que são devidas ao contato com os roletes refrigerados dos fornos de aquecimento. Estas zonas têm maior resistência à deformação produzindo um aumento da força de separação na cadeira de laminação figura 2.b).

Esta variação da força de separação produz variação na separação dos cilindros de laminação, produzindo mudanças na espessura de saída da cadeira.

Com respeito à temperatura de saída do laminador, observam-se zonas localizadas de temperatura mais baixas que são as marcas dos roletes anteriormente mencionados. Assim observa-se uma queda de temperatura do início ao fim. Esta perda térmica, produz aumentos na força de separação e em consequência na espessura figura 2 c).

Esta diferença do início ao fim obedece ao maior tempo de espera que tem o fim da chapa, levando em conta que para manter a constância de fluxo do

material, a velocidade de entrada deve ser menor que a de saída já que as espessuras vão diminuindo durante o laminado, sendo o fluxo de material:

$$v.h = cte. \quad v_1.h_1 = v_2.h_2$$

Onde:

h_1 : Espessura de entrada.

h_2 : Espessura de saída.

v_1 : Velocidade de entrada.

v_2 : Velocidade de saída.

Sendo a espessura de entrada (h_1) maior que de saída (h_2), a velocidade de entrada (v_1) deve ser menor que a de saída (v_2) para que se mantenha a igualdade. Não levamos em consideração a largura da chapa que é considerada constante durante o processo.

A variação de temperatura produz variações inversamente proporcionais na Força de separação.

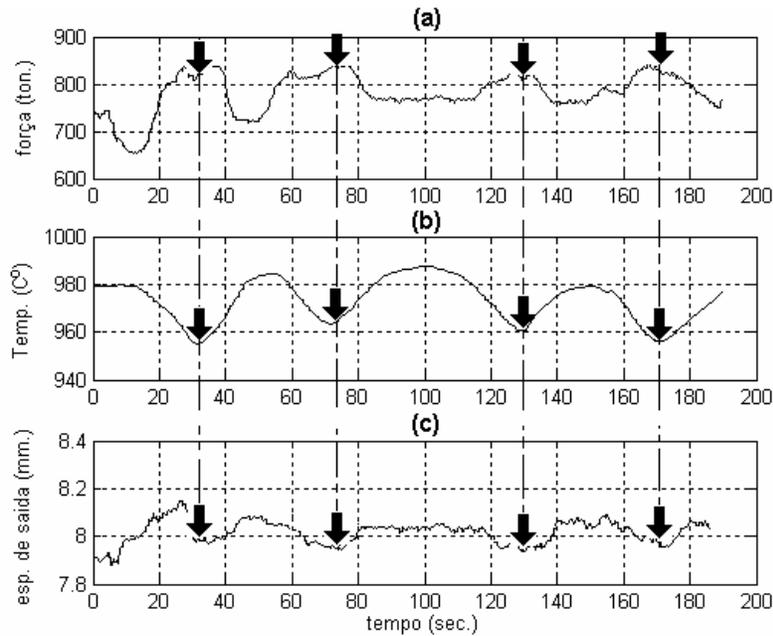


Figura 2: Pontos frios na tira.

2.5.2 Deformação e velocidade de deformação.

O aumento das duas (à deformação e velocidade de deformação), produz o aumento da resistência do material. Este aumento de resistência provoca um aumento na carga de laminação.

O acréscimo na redução da espessura produz um incremento da superfície de contato entre cilindros e material.

O aumento da superfície de contato, produz aumento da carga como vemos na seguinte equação, [Sims 1954].

$$P = \bar{S}.b.Q.\sqrt{R' . \Delta h} \quad \text{eq. 1}$$

Na Figura 3, vemos esquematizadas os elementos desta equação.

Onde:

\bar{S} : Tensão de Escoamento média à deformação do material (aumenta com o percentual de Carbono)

R' : Raio deformado

Q : Fator que depende da geometria da deformação.

b : Largura da chapa

Δh : Diferença entre a espessura de entrada e de saída.

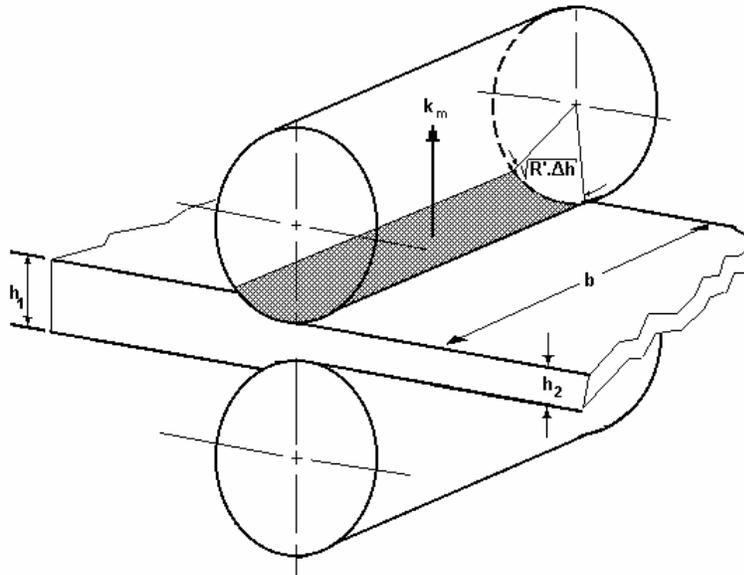


Figura 3: Superfície de contato tira-cilindros

O produto da largura pelo arco de contato define a área na qual atua a pressão específica (k_M).

Ao aumentar a área ou k_M , aumentará a força de separação.

A velocidade de deformação afeta a resistência do material, podendo produzir aumentos de temperatura, e a resistência tenderá a diminuir.

O movimento de correção dos parafusos afeta a velocidade de deformação, mas não na medida de modificar as condições de resistência do material.

As velocidades dos cilindros mantêm-se constantes durante a laminação.

Trabalha-se com a aceleração para evitar perda de temperatura na chapa. O aumento na velocidade produz um aumento na força de separação..

A deformação como a velocidade produz variações na força de separação.

2.5.3 Variação da tensão de chapa:

A tensão na chapa é função da diferença entre a velocidade de saída e de entrada de chapa entre cadeiras contíguas.

Quando esta diferença aumenta ($\Delta v = v_2 - v_1$), são produzidos aumentos de espessura, se Δv for positiva ou diminui se é negativa.

Estas variações de espessura provocarão variações na força de separação segundo a eq. 1.

Durante a laminação, podem-se ocorrer variações nas velocidades. O sistema de Loopers ou tensiômetros atuam, a fim de manter constante a tensão, contra variações na velocidade da cadeira.

Ao finalizar a laminação numa liberando o fim de chapa, tem-se eliminada a tensão, a que produz o aumento na espessura.

2.5.4 Plasticidade:

Tem-se que a força de separação é a variável do processo que reflete as variações das características do material.

Ela indica, em forma mensurável e razoavelmente precisa, as modificações no comportamento do material. Será então conveniente relacionar a mesma,

representativa do material, com alguma variável que seja operacional no processo de laminação. Isto consiste, basicamente, em reduzir a espessura do material, sendo então a espessura a variável eleita.

Quando tem-se uma espessura de entrada h_1 , se não é aplicada uma força inicial sobre o material este não se deforma e a espessura de saída é igual a espessura de entrada. À medida que cresce a força, o material deforma se plasticamente e a espessura de saída diminui. Assim para um material **a**, se queremos passar da espessura h_1 para a espessura h_2 , deve-se exercer uma força F_1 .

A inclinação da reta figura 4 define se o material é deformável para determinadas condições de laminação (temperatura, deformação, atrito, escoamento).

O material **b** é menos deformável que o anterior já que para a mesma redução deve-se aplicar uma força maior F_2 .

2.6 Cadeira de Laminação.

Se a cadeira for perfeitamente rígida, para uma separação entre os cilindros constante, a espessura de saída deveria se manter invariável e independente das variações da resistência à deformação do material, espessura de entrada, temperatura, entre outras grandezas operacionais.

Da figura 4 vemos que isto não acontece, ou seja, produzem-se deformações no campo elástico, nos cilindros de trabalho, apoio, cadeira, entre outras, devido à ação da força de separação. Isto então indica uma medida das deformações elásticas da cadeira.

2.6.1 Elasticidade:

Do mesmo modo que fez-se para o material, no ítem anterior, é conveniente relacionar a força de separação (representativa da deformação da cadeira) com a redução (representativa do processo de laminação).

Se numa cadeira existe pressão nos cilindros, girando à velocidade normal e sem material entre eles, e fechando os parafusos de quantidades pequenas e iguais até chegar ao valor máximo de força (2200 ton.) [Siderar ,1992], e em

seguida começar a levantar os parafusos da mesma forma , a característica elástica da cadeira é obtida plotando a força em função da posição dos parafusos (aproximação linear na figura 4)

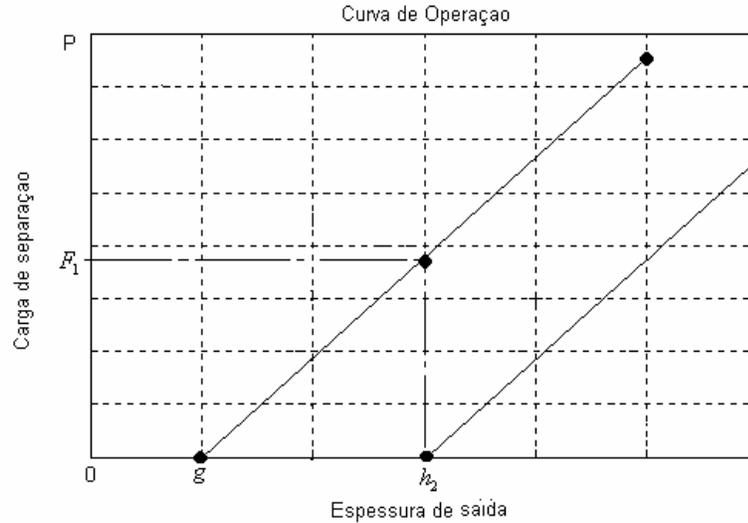


Figura 4: curva de elasticidade da cadeira

No gráfico pode-se ver que sem força, o Gap g, levará a uma espessura de saída igual à separação dos cilindros.

A tira ao ingressar, provocará uma força de separação F_1 que fará com que a cadeira se deforme elasticamente dando uma espessura de saída h_2 maior que a separação dos cilindros. Ou seja, se a cadeira for rígida perfeitamente, para se obter a espessura h_2 deve-se aproximar os parafusos à posição h_2 . A inclinação da reta dá a medida da rigidez da cadeira, quanto mais perto da vertical mais rígida será e vice-versa.

$$cte = \frac{1}{K_{el}} = \frac{h_2 - g}{F_1}$$

onde:

K_{el} : Constante elástica da cadeira.

h_2 : espessura de saída da tira.

g: Gap da cadeira.

Dentro da faixa de trabalho. K_{el} permanece constante. Os valores de K_{el} são diferentes, em geral, para cada cadeira e definem sua capacidade de deformação elástica.

2.6.2 Coroamento de forma.

Chama-se de Coroamento as formas abauladas assumidas tanto pelos cilindros quanto pelo produto laminado. Estes abaulamentos se devem aos efeitos dos esforços mecânicos (flexão, achatamento e cisalhamento dos cilindros) e do calor gerado, e a conseguinte elevação da temperatura devida ao atrito na interface cilindro - tira e pela própria deformação mecânica no material. Nos parágrafos seguintes discorre-se sobre esse assunto.

2.6.3 Parâmetros geométricos da Tira

A coroa total (C_t) pode ser definida como a diferença entre a espessura no centro da tira e a espessura média correspondente a uma certa distância j das bordas (usualmente de 25 a 40 mm), como pode ser observado na Figura 5

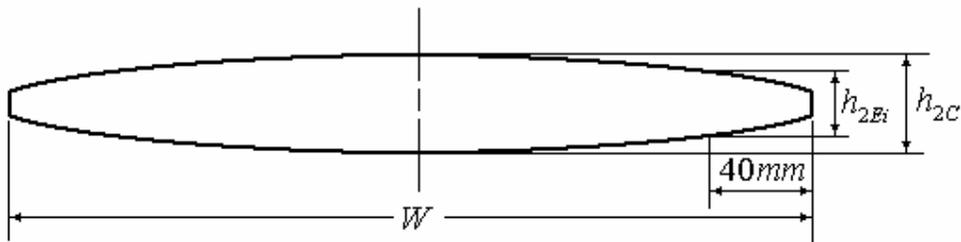


Figura 5

$$C_t = h_{2C} - \left(\frac{h_{2Ee} + h_{2Ed}}{2} \right) \quad \text{eq. 2}$$

Onde:

C_t : Coroa total.

h_{2C} .: Espessura de saída da tira medida no centro da mesma.

h_{2Ee} .: Espessura de saída da tira medida a 40mm da borda esquerda.

h_{2Ed} .: Espessura de saída da tira medida a 40mm da borda direita.

A coroa é um parâmetro que caracteriza de uma forma simples o perfil da tira, i.e., a distribuição de espessuras ao longo da largura da tira. Valores mais

usuais das coroas absolutas, para tiras, variam de 0 a 40 μm (Ginzburg et Azzam [1997]).

Na prática procura-se conservar um mínimo de coroa positiva do laminador para facilitar a manutenção da tira no centro do laminador, evitando que esta deslize para os lados e cause acidentes [Shohet et Townsed 1971].

A relação entre coroa absoluta e a espessura no centro da tira chama-se coroa relativa (Cr).

$$Cr = \frac{Ct}{h_{2C}} \quad \text{eq. 3}$$

A cunha ou wedge (wd) é definida como o módulo da diferença entre as espessuras medidas a uma distância de j mm de cada borda da tira ([Finstermann et Zeman 1996]). Conforme a Figura 6, wd é definido como:

$$wd = |h_{2Ei} - h_{2Ed}| \quad \text{eq. 4}$$

e possui valores entre 15 e 50 mm



Figura 6

O ombro ou edge drop, (Ed) representa uma queda abrupta da espessura na borda da tira. Tal queda ocorre geralmente dentro de uma região compreendida entre 0 e 100mm a partir das bordas. O ombro pode ser definido pela diferença de espessuras nas posições 2 (por exemplo, a 50 mm da borda) e 1 (por exemplo, a 10 mm da mesma borda). Como pode ser observado na Figura 7 [Imai, 1983]

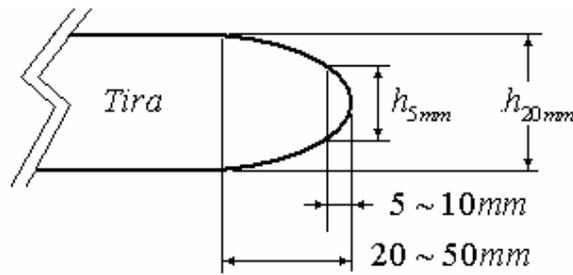


Figura 7

A Planicidade ou forma de uma tira é sua capacidade de ser isenta de qualquer tipo de ondulação quando colocada em um plano horizontal, sem tensões externas e independente de como a mesma seja cortada (cfr. [Wilms, et al. 1985]).

A não planicidade surge geralmente na forma de ondulações, que podem ou não ser simétricas em relação à linha de centro da tira. As formas mais comuns de falta de planicidade são as ondulações centrais e as ondulações nas bordas.

Há diversos modos para quantificar a não planicidade, sendo o mais utilizado o “l-unit” definido pela variável U, conforme a expressão (eq. 5):

$$U = \frac{l'-l}{l} \cdot 10^5 \quad \text{eq. 5}$$

considerando figura 8

l' : comprimento da tira acompanhando a ondulação.

l : comprimento da projeção da tira no plano;

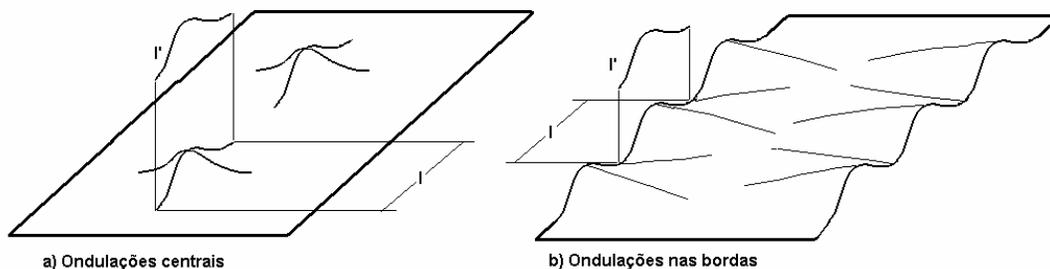


Figura 8

Capítulo 3 : Modelo matemático da laminação.

3.1 Resumo das Teorias de laminação.

A teoria de laminação está interessada na solução da equação que descreve o fenômeno da deformação que se produz nos espaços dos cilindros para a predição da força de laminação, como também o conjugado de laminação e as relações de deslizamento.

Existe uma grande quantidade de informações a respeito, mas as principais fontes de solução deste problema são as seguintes.

A aproximação da mecânica na qual as equações de equilíbrio de força e o critério de plasticidade são resolvidas analiticamente para produzir uma equação diferencial, a qual pode ser integrada para obter a distribuição de pressão vertical nos cilindros. Para este caso os arcos de contato circulares e não circulares podem ser considerados, como também se pode considerar os casos de agarramento e escorregamento segundo o trabalho de Orowan [Orowan,1944].

A aproximação da mecânica de fluidos, na qual a deformação da tira é considerada como um fluido viscoso num canal convergente. Modelo de lubrificação hidrodinâmica, que considera a existência um filme líquido entre a tira e o cilindro e previne a presunção, *a priori*, de uma relação de efeito cisalhamento. As equações de Orowan são normalmente consideradas para o comportamento da tira, e as deformações circulares ou não circulares do arco do cilindro podem ser consideradas [Atkins ,1970].

Também a solução da linha de deslizamento [Denton ,1972], a qual leva em conta os graus de deformação não homogênea, e aproximações geométricas heurísticas, usando *a priori* o conhecimento das formas de distribuição das pressões, para obter um modelo de equação simplificada [Carlton ,1977].

Também existem modelos em elementos finitos da equação constitutiva em duas ou três dimensões com modelos de atrito aproximados para representar o efeito de tensão de cisalhamento, entre a tira e o cilindro.

O modelo mais apropriado para ser usado depende da complicação do regime de laminação o qual é determinado por sua vez pelo grau de compressão

homogênea ou o grau de aplanamento ou de deformação dos cilindros. Este modelo pode ser conveniente categorizá-lo pelo valor da relação \bar{h}/L , na qual \bar{h} é a diferença de espessura e L é o comprimento do arco de contacto.

3.2 Mecânica do Arco de contato circular.

Um importante número de relações cinemáticas e geométricas pode ser obtidas para o caso especial de uma forma circular, considerando a deformação do contorno do cilindro de trabalho no arco de contato da chapa, quando se aplica a laminação plana.

A Figura 9 mostra as características principais da separação entre os cilindros com um exagerado ângulo de contato.

Um ponto arbitrário entre da separação entre cilindros pode ser localizado em termos do ângulo ϕ e da coordenadas x , medidos do plano de saída. O centro do Arco de contato é O' , mas nem sempre fica na vertical com o centro do cilindro de trabalho e a distância exata desde esta linha é difícil de determinar de forma simples.

É conveniente levar em consideração que o ângulo de contato α é pequeno, tipicamente menor que 7 graus e por tanto o comprimento do arco de contato L_P do angulo de contato é aproximadamente igual a $R' \cdot \alpha$.

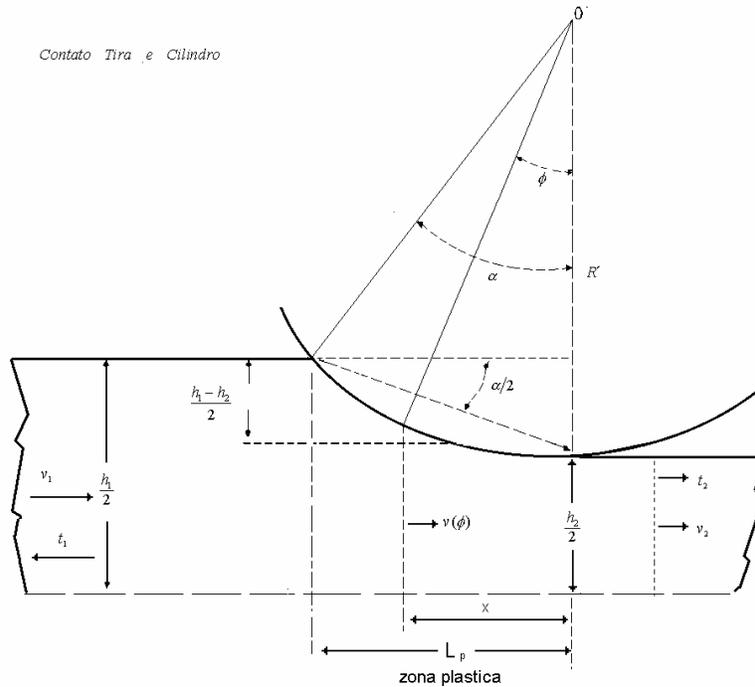


Figura 9: Zona de contato entre tira e cilindros.

3.3 Comprimento do Arco de contato.

A partir da geometria mostrada na figura 9. pode-se escrever que:

$$\tan(\alpha/2) = \frac{(h_1 - h_2)/2}{L_p}$$

Se L_p é considerado como o comprimento do arco de contato, e, além disso, $\tan(\alpha/2)$ é aproximado por $(\alpha/2)$, então uma boa aproximação do arco de contato pode ser dada por:

$$L_p = \sqrt{R' \cdot (h_1 - h_2)} = \sqrt{R' \cdot \delta}$$

Onde o símbolo (δ) é definido como a mudança de espessura em cada passe.

Nota: Este comprimento só é devido à consideração da deformação elástica, sendo desconsiderada a componente elástica.

3.4 Relação do fluxo de Massa.

Para material homogêneo, considerando velocidade de laminação constante, a massa de material passando por qualquer área transversal no espaço entre os cilindros por unidade de tempo é constante (cte.), a qual é:

$$cte. = W \cdot \rho \cdot h(x) \cdot v(x) = W_1 \cdot \rho \cdot h_1 \cdot v_1 = W_2 \cdot \rho \cdot h_2 \cdot v_2$$

Onde:

W_1, W_2 : Largura de entrada e de saída da tira respectivamente.

ρ : Densidade do material da tira.

v_1, v_2 : Velocidade de entrada e de saída da tira respectivamente

Consideramos que a densidade e a largura são constantes para cada caso especial, resultando para a laminação a frio:

$$v_1 \cdot h_1 = v(x) \cdot h(x) = v_2 \cdot h_2$$

3.5 Variação de espessura.

Posto que o arco é circular, a espessura $h(\phi)$ em qualquer ponto dentro do espaço entre cilindros é obtido pela equação:

$$h(\phi) = h_2 + 2 \cdot R' \cdot (1 - \cos \phi)$$

Trocando $(1 - \cos \phi)$ pela aprox $\phi^2/2$ fica:

$$h(\phi) = h_2 + R' \cdot \phi^2$$

E a expressão de ϕ no termo de $x=(R' \cdot \phi)$, fica:

$$h(x) = h_2 + \left(x^2/R'\right)$$

É conveniente, freqüentemente, trabalhar em forma adimensional na interface entre cilindros. A coordenada x^* se define como x/L_p , e a equação fica reduzida a:

$$h(x) = h_2 + (h_2 - h_1) \cdot x^2$$

3.6 Variação de velocidade na interface entre cilindros (gap).

A tira acelera a través da separação do cilindro desde uma velocidade inicial de entrada v_1 e uma de saída v_2 .

Combinando o fluxo de massa e a variação de espessura obtida previamente chega-se à seguinte equação.

$$v(\phi) = \frac{v_2 \cdot h_2}{[h_2 + 2 \cdot R' \cdot (1 - \cos \phi)]}$$

Em termos de x .

$$v(x^*) = \frac{v_2}{\left[h_2 + \left(\frac{h_1}{h_2} - 1 \right) \cdot x^{*2} \right]}$$

3.7 Relação de deslizamento.

O coeficiente, ou fator, de deslizamento f pode ser obtido desde a equação precedente e substituindo v por V_p e o ângulo neutro ϕ_n por ϕ .

$$V_p = \frac{v_2 \cdot h_2}{[h_2 + 2 \cdot R' \cdot (1 - \cos \phi_n)]}$$

ou em termos de f .

$$f = \frac{v_2}{V_p} = 1 + \frac{2 \cdot R' \cdot (1 - \cos \phi_n)}{h_2}$$

onde:

V_p : Velocidade periférica do cilindro.

ϕ_n : Ângulo neutro.

ϕ : Posição angular na zona de contato tira-cilindro

A forma mais usual desta equação é em termos das coordenadas do ponto neutro.

$$f = \frac{v_2}{V_p} = 1 + \frac{x^{*2} \cdot (h_1 - h_2)}{h_2}$$

3.8 Deformação do Raio do cilindro.

Quando a variação na espessura da tira é maior que a deflexão da superfície do cilindro é razoável considerar um arco com contorno circular.

No caso da laminação a quente e a frio pode-se considerar, na maioria dos casos que se cumprem estes requisitos. Mas, na laminação com espessuras de saída muito pequenas, ou em laminações a temperatura constante e dupla redução a frio isto não acontece.

Um trabalho nesta área com uma análise detalhada é mostrado no artigo de ASME de Hitchcock (Hitchcock et. al., 1935), que demonstrou que a distribuição de pressões na laminação típica tende a manter um arco de contato aproximadamente circular, e a variação do raio de arco de contato é obtido pela equação.

$$\frac{1}{R} - \frac{1}{R'} = \frac{c \cdot P}{L^2}$$

Onde **c** é a constante. Elástica. $\frac{16 \cdot (1 - \nu^2)}{\pi \cdot E}$

Para o caso de L ser trocado pela expressão (Lp+Le).

$$R' = R \left[1 + \frac{R' \cdot c \cdot P}{(L_p + L_e)} \right]$$

Obtendo-se R':

$$R' = R \left[1 + \frac{c \cdot P}{\left(\sqrt{h_1 - h_m} + \sqrt{h_2 - h_m} \right)^2} \right]$$

Ignorando-se o efeito da recuperação elástica, a forma mais geral é:

$$R' = R \left[1 + \frac{c.P}{\delta} \right]$$

De qualquer forma esta equação não é recomendada para ser usada na laminação a frio porque os efeitos podem ser significativos.

Para uma análise mais detalhada deste conceito, recomenda-se os textos de W.L. Roberts. [Roberts, 1978]

3.9 Modelo de Orowan.

Para a maioria dos problemas de deformação fora de linha, onde se requer um resultado aproximado, a teoria de Orowan aparece como a mais confiável, com as modificações propostas recentemente por Fleck [Fleck et. al,1987]. Este pode ser usado numa ampla faixa de condições de laminação, onde acontece a compressão homogênea.

Isto se deve ao conhecimento físico considerando-se as seguintes suposições:

Deformação circular de Radio R.

Condição de fricção de escorregamento ($\tau = \mu.s(x)$) ou de agarramento ($\tau = S/2$).

Compressão homogênea.

Critério de Huber-Mises para compressão Plana.

Tensão não transversal.

Efeitos da inércia desprezível.

Considerando o equilíbrio da força horizontal de uma porção de um elemento de tira dentro do espaço entre cilindros durante a laminação, as forças atuantes são as forças horizontais $q(x)$ e as componentes da pressão normal $s(x)$ e a força de fricção $\mu.s(x)$.

Do trabalho de Orowan [Orowan, 1945], a força horizontal por unidade de largura é representada pela seguinte equação diferencial, em função do atrito e pela componente horizontal da pressão normal, isto é.

$$\frac{dq}{d\phi} = D.s.\sin\phi \pm D.\tau.\cos\phi \quad \text{eq. 6}$$

Onde:

q : Força horizontal por unidade de largura

s : Pressão normal.

τ : Tensão de cisalhamento

D : Diâmetro do cilindro.

Substituindo os valores de s da expressão $s = (q/h) + S.w$ na equação anterior, obtém-se a equação diferencial da colina de atrito para atrito de escorregamento ($\tau = \mu s$),

$$\frac{dq}{d\phi} = \left(q \cdot \frac{D}{h} + D.S.w \right) \cdot (\sin \phi \pm \mu \cos \phi) \quad \text{eq. 7}$$

A equação diferencial da colina de atrito no caso de agarramento ($\tau = S/2$) é da forma:

$$\frac{dq}{d\phi} = q \cdot \frac{D}{h} \cdot \text{sen}\phi + D.S.m \quad \text{eq. 8}$$

Sendo as expressões de m para o caso de saída ou de entrada:

$$m^+(\phi) = \left[w(\phi, 1) - \frac{1}{2} \cdot \left(\frac{1}{\phi} - \frac{1}{\tan \phi} \right) \right] \cdot \text{sen}\phi + \frac{1}{2} \cos \phi \quad \text{eq. 9}$$

e

$$m^-(\phi) = \left[w(\phi, 1) + \frac{1}{2} \cdot \left(\frac{1}{\phi} - \frac{1}{\tan \phi} \right) \right] \cdot \text{sen}\phi - \frac{1}{2} \cos \phi \quad \text{eq. 10}$$

Onde m^+ significa no lado da saída e m^- no lado da entrada, e as curvas são mostradas na Figura 10, sendo considerada a dependência de w nestas curvas.

A função w foi aproximada pela eq. 11 no trabalho de Denti [Denti, 1994]:

$$w = - \left[0,0894 \cdot (a^3) + 0,0921 \cdot (a^2) + (0,035 \cdot a) - 1,0016 \right] \quad \text{eq. 11}$$

O valor de a é calculado como $a = 2 \cdot \mu s / S$.

O cálculo desta equação é muito mais fácil porque não depende de μ e então esta integral pode ser obtida da curva que só depende de ϕ .

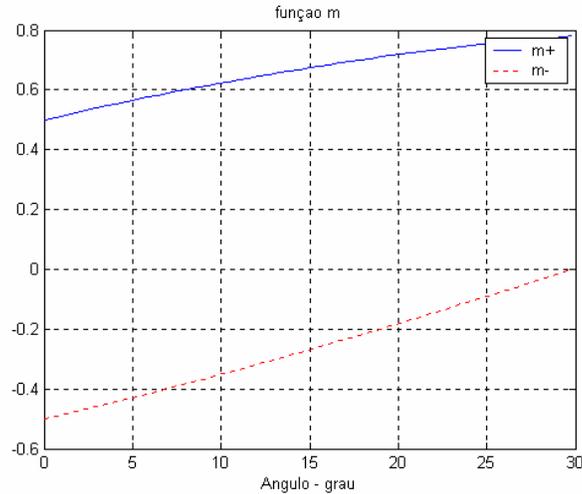


Figura 10: Curvas da função m^+ e m^-

3.9.1 Determinação da transição deslizamento agarramento.

De acordo a equação $a = 2.\mu s / S$, o critério de deslizamento é $a < 1$ e o de agarre $a \geq 1$. Tem-se portanto, que encontrar o valor de a nos pontos do arco de contato. Para este propósito, pode-se estimar a força horizontal $q(\phi)$ como uma quantidade conhecida; nos planos de entrada ou de saída, esta é simplesmente a tensão a ré ou a frenter por unidade de largura da chapa, tomada com sinal negativo, As equações diferenciais, eq. 7 e eq. 8, são resolvidas começando desde o final do arco de contato, em direção a seu interior, obtendo-se adicionalmente os valores de $q(\phi)$.

Substituindo na equação $q(\phi) = h(s - S.w)$ o valor de s e tomando a equação $a = 2.\mu s / S$, chega-se à equação.

$$\frac{q(\phi)}{hS} = \frac{a}{2\mu} - \omega(\phi, a) \quad \text{eq. 12}$$

Esta equação pode ser resolvida de uma forma simples. Plota-se $w(a)$ em função de a como abscissa. Como vê-se anteriormente para a maioria dos propósitos a dependência é somente de a . Para isso plota-se a distância

$AO=qh/S$ Figura 11 sobre o semieixo negativo do eixo de ordenadas e baixa-se a paralela $\overline{AB}=1$ sobre o eixo de abscissas. Se $q(\phi)$ é negativo, como no caso da tensão frontal ou posterior, A tenderá para O. Pode-se considerar A como o origem do novo sistema de coordenadas, com eixos paralelos aos anteriores; então as ordenadas da curva PQ que representam a dependência de w sobre o novo sistema são $w+q/hS$.

A equação eq. 12 é satisfeita se estas novas ordenadas são iguais a $a/2\mu$. No novo sistema, a função $a/2\mu$ de a é representada por uma linha reta \overline{AC} com origem em A. A tangente do ângulo \widehat{BAC} é $1/2\mu$. Como $\overline{AB}=1$, obtém-se o ponto C ao plotar a distância $1/2\mu$, verticalmente a partir de B. O valor de a que satisfará a equação eq. 12, conseqüentemente, é a abscissa do ponto M no qual a curva PQ e a linha \overline{AC} se interceptam.

Se C coincide com Q, o valor de a é 1; se C está acima de Q, a é menor que 1 e tem-se deslizamento; se C está abaixo de Q tem-se agarramento .

Se tem-se inicialmente deslizamento, podemos ter agarramento no interior do arco de contato se $q(\phi)$ cresce o suficiente para que C mova-se a baixo de Q.

No primeiro caso, a força horizontal e a pressão normal do cilindro em sua dependência com ϕ são obtidas resolvendo a eq. 8. No segundo caso , procede-se sobre o final do arco de contato em direção a seu interior com o uso da equação diferencial eq. 7 para atrito de deslizamento; se o valor de $q(\phi)$ é alcançado com $a=1$, continuamos o cálculo por méio da equação $a = 2.\mu s / S$.

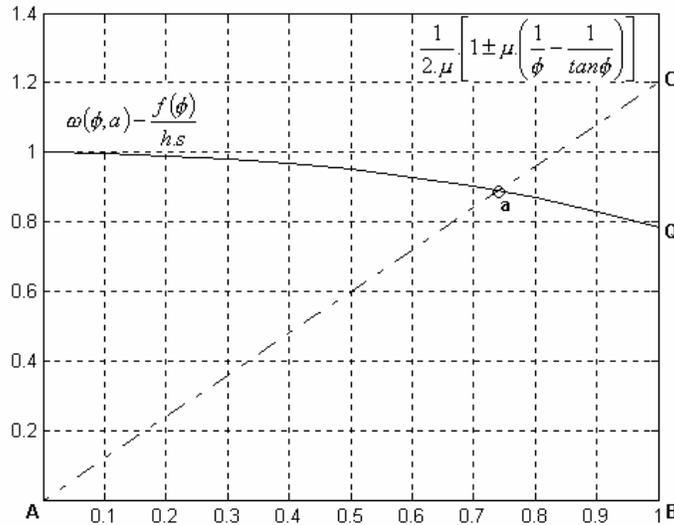


Figura 11: Determinação da transição escorregamento-agarramento.

3.9.2 Carga de Laminação

Seja $q(\phi)$ a função força horizontal (por unidade de largura), calculada a partir da condição de contorno na entrada ($\phi = \alpha$) até a saída ($\phi = 0$). Como dito no item anterior, no momento em que $a=1$, inicia-se o agarre entre material e o cilindro; situação esta que corresponderá a um certo ângulo α_n , (Figura 12 (a)) medido no arco de contato.

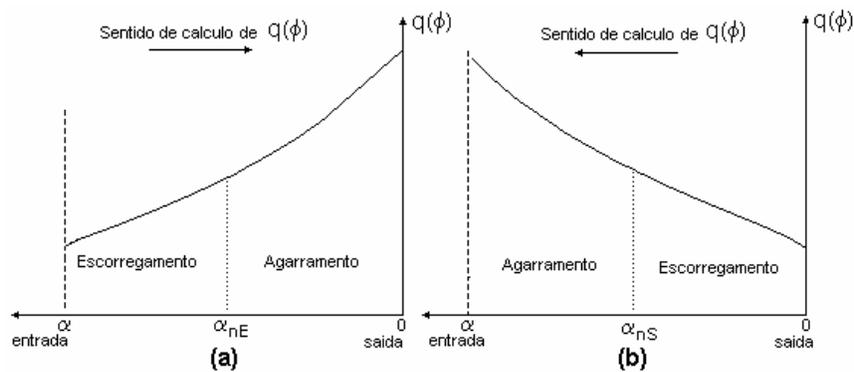


Figura 12

A função força horizontal (por unidade de largura) $q(\phi)$, é calculada a partir da condição de contorno na saída ($\phi = 0$) até a entrada ($\phi = \alpha$). O ângulo α_n ,

medido no arco de contato, indicará a transição entre a zona de atrito com deslizamento e atrito com agarre. (Figura 12 (b))

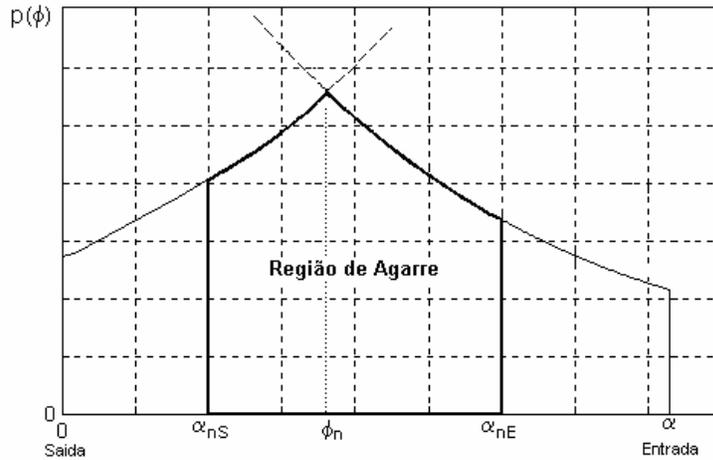


Figura 13

Pode-se agora calcular a distribuição de pressões $p(\phi)$ na entrada a partir da função $q(\phi)$, em todo o arco de contato, usando a equação (eq. 7) com os valores de $q(\phi)$ correspondentes à zona de deslizamento $D_E(\alpha \leq \phi \leq \alpha_{nE})$ e usando equação (eq. 8) com os valores de $q(\phi)$, correspondentes a zona de agarre $A_E(\alpha_{nE} \leq \phi \leq 0)$.

Analogamente, usando a equação (eq. 7) para os valores de $q(\phi)$ corresponde à zona de deslizamento $D_S(\alpha_{nS} \leq \phi \leq 0)$ e (eq. 8) para valores da zona de agarre $A_S(\alpha \leq \phi \leq \alpha_{nS})$ pode se então calcular a função de pressão $p(\phi)$ na região de saída.

Traçando o gráfico destas duas funções de pressão, tem-se o esquema da Figura 13. A interseção das funções determina o ângulo neutro ϕ_n , que por sua vez delimita as áreas motrizes. Além disso, ficam definidas duas áreas onde houve deslizamento:

A carga de laminação é dada por:

$$P = W.R'. \left(\int_0^{\phi_n} s^+(\phi).d\phi + \int_{\phi_n}^{\alpha} s^-(\phi).d\phi \right) \quad \text{eq. 13}$$

O problema da equação anterior é que é muito sensível às variações do arco de contato. Uma boa aproximação para o calculo da força de laminação é dada por:

$$P = W.R'. \left(\int_0^{\alpha} s(\phi). \cos(\phi) d\phi - \int_0^{\phi_n} \tau(\phi). \text{sen}(\phi) d\phi + \int_{\phi_n}^{\alpha} \tau(\phi). \text{sen}(\phi) d\phi \right) \quad \text{eq. 14}$$

Onde:

$$\tau(\phi) = \mu.s(\phi) \quad \text{Para atrito de escorregamento.}$$

$$\tau(\phi) = S/2 \quad \text{Para atrito de agarramento.}$$

A expressão não considera a parcela de carregamento devido à deformação elástica da tira.

3.9.3 Conjugado de Laminação

O conjugado de laminação é dado por:

$$T_L = \mu W.R.R'. \left(\int_{\phi_n}^{\alpha} \tau^-(\phi).d\phi - \int_0^{\phi_n} \tau^+(\phi).d\phi \right) \quad \text{eq. 15}$$

A expressão anterior envolve diferenças entre quantidades de mesma ordem de grandeza o que pode levar a grandes erros finais se houverem pequenos erros intermediários.

Pode-se usar uma expressão alternativa obtida a partir das condições de equilíbrio que é:

$$T_L = W.R.R'. \left(\int_0^{\alpha} \phi.s(\phi).d\phi + \frac{t_1.h_1 - t_2.h_2}{2.R'} \right) \quad \text{eq. 16}$$

3.10 Propriedades Físicas de Interesse.

O conhecimento das propriedades elásticas, plásticas e térmicas dos cilindros e da tira são críticas para a análises dos problemas de laminação.

Um dos parâmetros físicos mais significantes na análise da força, conjugado e potência de laminação é a tensão de escoamento em estado plano com a qual cada uma destas grandezas varia rigorosamente em proporção. Em geral a tensão de escoamento $S(e, \dot{e}, \bar{T})$ é uma função complexa da deformação (e), velocidade de deformação (\dot{e}), e a temperatura (\bar{T}) e talvez também dependa da história de deformações anteriores, isto para algumas combinações metálicas. As altas velocidades de laminação resultam em valores de velocidades de deformação as quais são difíceis de reproduzir em máquinas de teste de laboratório. Conseqüentemente um grau de extrapolação é às vezes necessário para chegar a modelos de tensão de escoamento para trabalhar em cálculo de laminação. Baseado em muitos anos de pesquisas e análises, muitos modelos de tensão de escoamento têm sido aceitos para estudos de simulação, porém eles devem ser usados com precaução especialmente quando se trabalha nos extremos das condições de laminação. Por exemplo, no caso de laminação a quente ou laminação de encruamento, os modelos convencionais usualmente não são apropriados devido as pequenas tensões de escoamento desenvolvidas.

Na laminação a frio a tensão de escoamento é mais dependente da quantidade de deformação. Já na laminação a quente existe uma forte dependência com as velocidades de deformação e com a temperatura. Existem várias expressões que traduzem estas variações. Neste trabalho é de muita importância a tensão de escoamento a quente.

3.10.1 Laminação a frio – Equação de Ludwick.

A tensão de escoamento a frio é simplesmente uma função da deformação e é expressa por:

$$S = S_0 + B.e^n = A + B. \left[\ln \frac{h_1}{h(\phi)} \right]^n$$

Onde:

S_0 Tensão de escoamento inicial.

A, B, n Valores experimentais.

e Deformação plástica verdadeira.

3.10.2 Laminação a quente.

Em geral a tensão de escoamento a quente $S(e, \dot{e}, \bar{T})$ é uma função complexa da velocidade de deformação.

$$S = f(e, \dot{e}, \bar{T})$$

Onde:

$e = \ln \left(\frac{h_1}{h(\phi)} \right)$ Deformação plástica verdadeira.

$\dot{e} = \frac{2.v.l.\text{sen}\phi}{h(\phi)}$ Velocidade de deformação plástica.

Uma boa expressão para a tensão de escoamento, para aços com aproximadamente 0.56% de Carbono [Silva 1978] é:

$$S = 1,155. \left(-38,2266 + \frac{43331,969}{T} + 1,90153. \ln e + 1,95833. \ln e' \right)$$

a qual é obtida por regressão múltipla das curvas de P.Cook [Tselikov 1967], sendo valida para:

$$900^{\circ}C \leq T \leq 1200^{\circ}C \text{ e } 1,5s^{-1} \leq \dot{\epsilon} \leq 100s^{-1}$$

Este tipo de expressão leva a problemas de contornos no plano de entrada e no plano de saída do arco de contato, casos em que $e = 0$. Desta forma adotaram-se limites para a tensão de escoamento para estes planos. Estes limitantes foram escolhidos considerando:

a) Plano de Entrada – Deformação baixa e velocidade de deformação alta;

b) Plano de Saída – Deformação alta e velocidade de deformação baixa;

Estes limitantes (Denti,1994) são V_{res1} para o plano de entrada e V_{res2} do para o plano de saída.

$$V_{res1} = 1,155 \cdot (-0,0336 \cdot T + 49,7305) \quad \text{eq. 17}$$

$$V_{res2} = 1,155 \cdot (-0,0334 \cdot T + 46,0700) \quad \text{eq. 18}$$

As expressões eq. 17 e eq. 18 foram obtidas ajustando-se polinômios aos dados das curvas de P. Cook, e escolhendo os polinômios linearizados para as condições ditas nas linhas anteriormente mencionadas.

Capítulo 4 : Esquema computacional

4.1 Introdução.

Neste Capítulo descreve-se o esquema computacional para o processo de laminação, como também alguns dos resultados de simulação para os modelos de laminação a quente.

O programa desenvolvido usa o modelo de Orowan para o cálculo da distribuição de pressões. Calcula também, como será descrito na seção 4.3, as demais grandezas da laminação.

Após os cálculos supracitados o programa também gera as famílias de curvas de operação para variações dos parâmetros operacionais, bem como determina as sensibilidades da carga, do conjugado e da espessura de saída às variações destes parâmetros. Determina também a sensibilidade da tensão de escoamento média.

4.2 Estrutura do programa.

O programa foi estruturado como descrito a seguir.

Fornecidos os dados necessários, solicitados pelo programa, são definidas as funções envolvidas para um processo de laminação a QUENTE (mas poderia ser feito para as condições de laminação a FRIO), solicita-se a complementação de dados específicos e são estabelecidos os limitantes para a tensão de escoamento. Os valores quiescentes (ou de funcionamento) dos parâmetros operacionais são fixados e procede-se aos testes de condições limites (espessura / redução) e de condições anormais de operação (erros). Calcula-se então as grandezas de laminação: P , M , Pot , f , b , w_2 , Rd , S , ϕ_N .

Na Figura 14 tem-se o fluxo grama do programa desenvolvido.

4.3 Detalhamento dos blocos importantes.

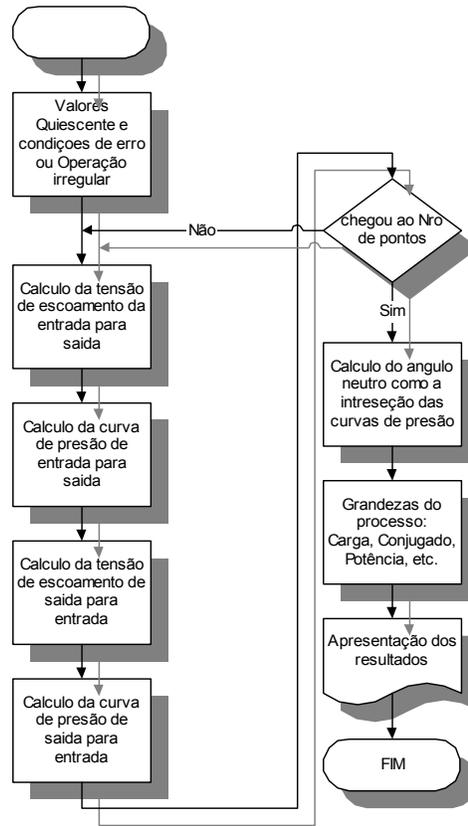


Figura 14

4.4 Condições Limite de Redução e de Erro.

Sabe-se de estudos teóricos e de confirmações práticas que não é possível reduzir a espessura de uma tira para um valor de h_2 qualquer, a partir de uma espessura inicial dada. Isto é, existe um limite h_{2MIN} que pode ser obtido num dado laminador. Este problema é chamado de Chapa de espessura mínima e ocorre devido a uma complicada interação de efeitos entre a tira e o laminador (Helman, 1988.). Se submetemos ao modelo um caso com $h_2 \leq h_{2MIN}$ o cálculo das grandezas será efetuado fornecendo resultados sem significado real. Isto pode ocorrer com facilidade quando excursionamos com o valor de h_2 na obtenção das curvas de operação, mesmo que h_2 seja superior, porém próximo, ao limite h_{2MIN} . O programa faz um teste inicial verificando a relação entre h_2 e h_{2MIN} gerando um sinal de alerta ou mesmo abortando o procedimento de calculo, conforme o caso. Da mesma forma são feitos testes

iniciais no que tange às condições de MORDEDURA e ARRASTAMENTO da tira, reduções excessivas e de tensões a ré e a frente elevadas que poderiam levar ao rompimento da tira na entrada ou na saída do laminador.

4.5 Interpretação Gráfica das soluções.

As figuras de 15 á 17 mostram a distribuição de pressões no gap típica, para diferentes condições de laminação.

Os resultados, para um dado parâmetro operacional, são obtidas como descrito a seguir. Segundo Bryant [Bryant 1973] os parâmetros operacionais apresentam, na prática, variações em torno de seus valores quiescentes como mostram na Tabela 1.

Tabela 1

Parâmetro		Variação	Ordem
Atrito	μ	$\mu \pm \Delta\mu$	$\Delta\mu \cong 20\%$
Tensão de Escoamento	S	$S \pm \Delta S$	$\Delta S \cong 10\%$
Tensão a Ré	t_1	$t_1 \pm \Delta t_1$	$\Delta t_1 \cong 30\%$
Tensão a Frente	t_2	$t_2 \pm \Delta t_2$	$\Delta t_2 \cong 30\%$
Velocidade de Laminação	v	$v \pm \Delta v$	$\Delta v \cong 10\%$
Espessura de entrada	h_1	$h_1 \pm \Delta h_1$	$\Delta h_1 \cong 10\%$

A Figura 15 a). Mostra a variação da curva de pressão para variações do coeficiente de atrito. Pode-se ver que ao aumentar o parâmetro atrito, as pressões sob o arco de contato circular aumentam, a área das regiões de entrada e de saída da curva de pressão aumentam em forma proporcional com o aumento do atrito e a força de laminação resultante também aumenta.

A Figura 15 b) mostra a variação da curva de pressão para variações da tensão de escoamento. A distribuição de pressões sob o arco de contato do cilindro mostra que um aumento de 20% da tensão de escoamento produz um pequeno aumento da área sob a curva de pressões isto quase sem produzir deslocamento do ângulo neutro.

Na Figura 16 a) pode-se observar o gráfico da distribuições de pressões sob o arco de contato do cilindro para o caso de aumento da espessura de entrada, pode-se observar também que quando aumenta a espessura de entrada aumenta o comprimento do arco de contato, este aumento também produz um aumento da área da região de entrada, produzindo um aumento da força de laminação e um pequeno deslocamento do ângulo neutro para a entrada do arco de contato.

A Figura 16 b) pode-se ver a variação de pressões radiais devido as variações da velocidade de laminação. Observa-se que quando aumenta a velocidade de laminação tem-se um pequeno aumento a área total de pressões quase sem mudar a posição do ângulo neutro, sendo a contribuição da velocidade de laminação sobre a força pequena.

A Figura 17 a) mostra a distribuição de pressões radiais para o caso de variação da tensão a frente. Observa-se que quando a tensão a frente aumenta a área da região de entrada diminui sem o aumento do arco de contato como aconteceu no caso da variação de espessura, mas produz um deslocamento do ângulo neutro para a região de entrada da tira.

Na Figura 17 b) se observa a variação da distribuição de pressões radiais com a diminuição da tensão a ré. A área da região de saída aumenta com o deslocamento do ângulo neutro para a região de saída que vai acompanhado de uma diminuição da região de entrada.

No caso de variação das tensões a ré ou a frente, são produzidas variações na força que são inversamente proporcionais ao seu aumento, produzindo deslocamento no ângulo neutro.

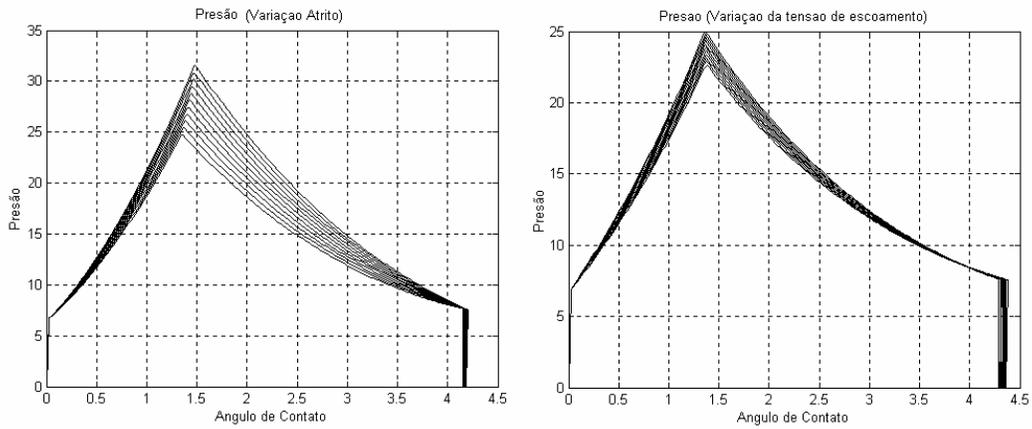


Figura 15

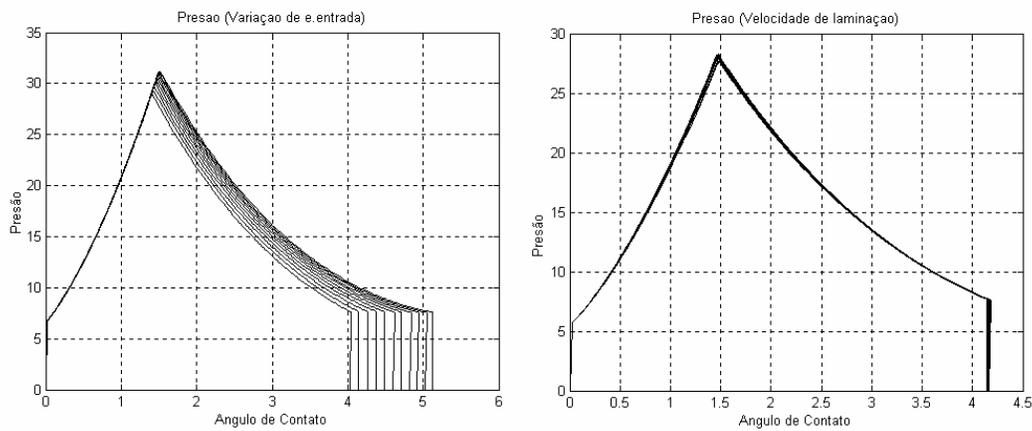


Figura 16

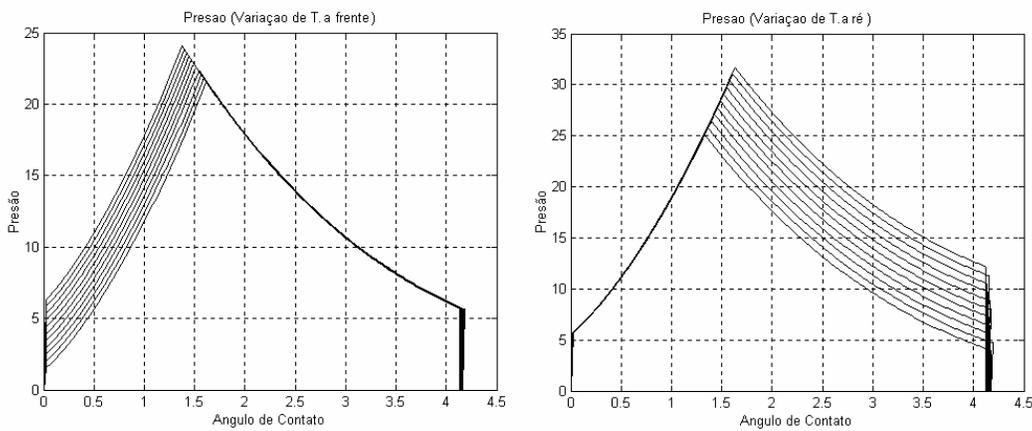


Figura 17

A solução da equação de Orowan para a zona plástica tem características as quais são indicadas pela distribuição da pressão simplificada dos resultados anteriores.

- A base da curva de distribuição de pressões é de comprimento L_P .
- A distribuição de pressões verticais pode ser considerada como um retângulo de comprimento L_P e altura $S(e, \dot{e}, \bar{T})$, com uma aproximação do pico de fricção triangular.
- Os valores de entrada e saída de distribuição de pressão são $S(e, \dot{e}, \bar{T}) - t_1$, e $S(e, \dot{e}, \bar{T}) - t_2$, respectivamente.
- Uma mudança da tensão da chapa $\Delta t_{1,2}$ diminui a pressão vertical sobre o correspondente lado de um valor $\Delta t_{1,2}$.
- O ponto neutro é geralmente mais próximo da saída que da entrada e é sensível às mudanças de tensão, mas insensível às mudanças de espessura.
- O índice de crescimento da secção triangular é proporcional ao pico de fricção, sendo o parâmetro $\lambda = \mu \cdot L / h_2$ um indicador do pico de fricção.
- O crescimento do pico de fricção é inversamente proporcional à redução de espessura.
- A área embaixo da curva é diretamente dependente da tensão de deformação.

4.6 Exatidão esperada

A exatidão de qualquer modelo de laminação é muito difícil de determinar devido ao conhecimento incompleto de alguma das variáveis de entrada críticas, como por exemplo, o coeficiente de atrito chapa-cilindro e a tensão de deformação da chapa. Particularmente no caso de laminação com espessuras muito pequenas onde λ é elevado, o processo de laminação torna-se sensível às variações no coeficiente de atrito.

Assume-se que os dados medidos estão disponíveis para ajudar na sintonia dos coeficientes de atrito e os modelos de tensão e deformação, a exatidão esperada nos modelos de laminação para a força e o conjugado é aproximadamente o 10% (i.e. num padrão de 3% aprox.). Para aplicações em

linha com medições disponíveis para adaptação dos modelos, o desvio padrão pode ser reduzido para 30-50%, dependendo da liga do produto e da exatidão de suas medições [Ginzburg, 1989].

Capítulo 5 : Modelos de Coroamento

5.1 Introdução

Consideram-se, neste Capítulo, os elementos necessários ao estudo dos modelos matemáticos na determinação do perfil da tira laminada. Serão apresentados os parâmetros geométricos dos produtos planos, defeitos da planicidade e alguns critérios sobre a planicidade do material laminado. Na primeira parte definem-se os parâmetros geométricos mais utilizados: coroa, forma, cunha (“wedge”) e ombro (“edge drop”) e defeitos mais comuns de planicidade. A seguir são apresentados os critérios indicativos de boa planicidade:

Critério de coroa relativa constante (o ideal), o critério Emicke e Lucas [Emicke et al 1956], critério de Berger [Berger 1976] e trabalhos de Shigaki [Shigaki 2001], . Apresentam-se também, os resultados de um estudo a respeito dos valores admissíveis de forma para cada etapa da laminação. A seguir são apresentados alguns casos práticos do cone de forma e apresentam-se outras considerações pertinentes.

5.2 Modelo de Coroamento Emike-Lucas

Durante a laminação de produtos planos pode-se observar freqüentemente que a seção transversal da chapa não é exatamente retangular, isto é, a maioria das vezes convexa e às vezes, côncava.

Para ter uma geometria retangular é preciso levar em conta a deflexão mecânica oriunda dos esforços de laminação sobre o cilindro, bem como variações de temperatura ao longo do comprimento do cilindro e compensá-las através de uma coroa (imposta), passível de ser calculada para laminadores duos e quadros, a traves das relações de Emicke e Lucas [Emicke et al 1956]

5.2.1 Laminadores Duos.

Na figura mostra-se a configuração básica de um laminador tipo duo.

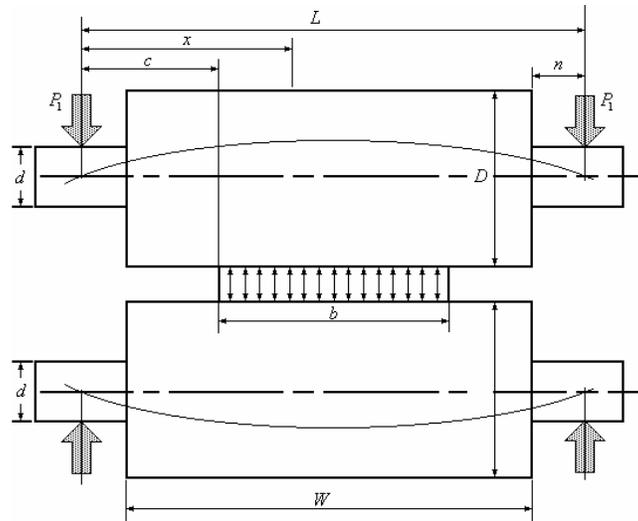


Figura 18

Onde:

W : Largura da mesa (mm).

b : Largura da chapa (mm)

n : Semi-comprimento do pescoço (mm)

P : Carga de laminação (kg)

D : Diâmetro do cilindro (mm)

d : Diâmetro do pescoço (mm)

L : Distancia entre apoios (mm)

E : Modulo de elasticidade (kg/mm²)

G : Modulo de cisalhamento (kg/mm²)

C : Distancia entre apoio e borda da chapa (mm)

x : Distancia do apoio a um ponto qualquer ao longo da mesa do cilindro (mm)

A deflexão é dada por:

1. No ponto $x=n$

$$Y_n = \frac{16.P.n}{3.\pi.D^4.E} \left[\frac{3}{4}.L^2 - \frac{b^2}{4} - n^2 \left(3 - 2.\frac{D^4}{d^4} \right) \right] + \frac{2.P.n}{G.\pi.d^2}$$

2. No ponto $x=c$

$$Y_c = \frac{4.P}{3.\pi.D^4.E} \cdot \left[L^3 + b^3 - 2.L.b^2 + 8.n^3 \cdot \left(\frac{D^4}{d^4} - 1 \right) \right] + \frac{P}{G.\pi.D^2} \cdot \left[L - b + 2.n \cdot \left(\frac{D^2}{d^2} - 1 \right) \right]$$

3. No ponto $x=L/2$.

$$Y_{L/2} = \frac{P}{6.\pi.D^4.E} \cdot \left[8.L^3 + b^3 - 4.L.b^2 + 64.n^3 \cdot \left(\frac{D^4}{d^4} - 1 \right) \right] + \frac{P}{G.\pi.D^2} \cdot \left[L - \frac{b}{2} + 2.n \cdot \left(\frac{D^2}{d^2} - 1 \right) \right]$$

Tabela 2

Qualidade	Composição						E (kg/mm ²)	G (kg/mm ²)
	C	Mn	Si	Ni	P	S		
FoFo	3.6	3.8/4.0	0.7	2.8/3.0	0.75	0.02	13400	5520
Aço (adamite)	1.25/3.5	0.45	0.5/2.0	0.25/1.0	Cr=0.5/1.5		20000/22000	7700/8480

A flecha térmica pode ser calculada por:

$$Y_t = \frac{-2.D.\alpha.\Delta t}{W^2} \cdot (W - x + n) \cdot (x - n)$$

Onde:

α : Coef. De expansão linear = $11,2 \cdot 10^{-6}$ (mm/°C)

Δt : Variação da temperatura entre o centro e a extremidade da mesa do cilindro.

No ponto $x=L/2$ temos Y_{TM} e no ponto $x=c$ temos Y_{TR}

Avaliação de coroas.

a) Por usinagem no cilindro, a coroa é dada por:

$$Y_{SB} = Y_{SM} - Y_{SR}$$

b) A coroa térmica é dada por:

$$Y_{TB} = Y_{TM} - Y_{TR}$$

c) As coroas mecânicas, originadas pela deflexão do cilindro são dadas por:

$$Y_{BB} = Y_{BM} - Y_{BR}$$

d) A coroa na chapa será, então dada por:

$$W = [2 \cdot (Y_{BB} - (Y_{SB} + Y_{TB}))]$$

Resultados de simulação

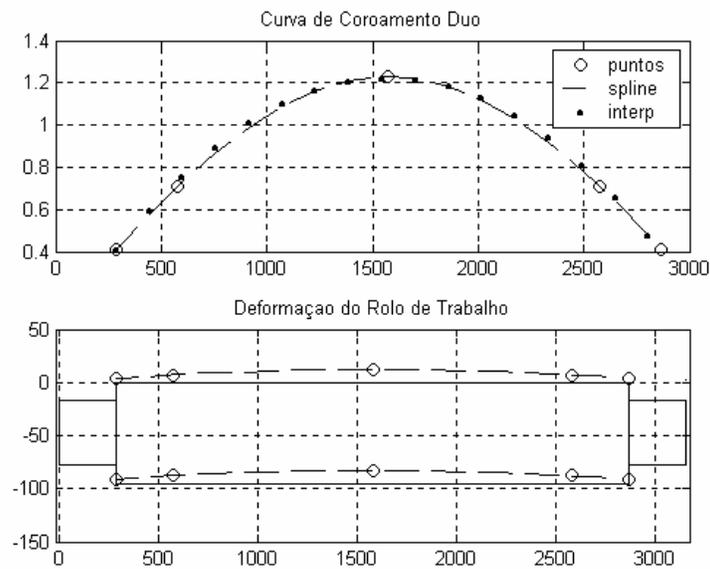


Figura 19

5.2.2 Laminadores Quadruos

Na Figura 20 mostra-se a configuração básica de um laminador tipo quadruo.

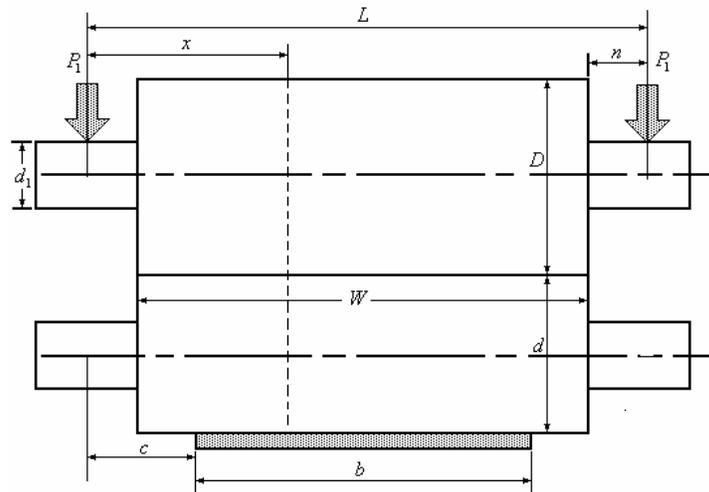


Figura 20

Onde:

W : Largura da mesa (mm).

b : Largura da chapa (mm)

n : Semi-comprimento do pescoço (mm)

P : Carga de laminação (kgf)

D : Diâmetro do cilindro de encosto (mm)

d : Diâmetro do cilindro de trabalho (mm)

d_1 : Diâmetro do pescoço do cilindro de encosto (mm)

L : Distância entre apoios (mm)

E_1, G_1 : Módulo de elasticidade e de cisalhamento do cilindro de encosto (kg/mm²)

E_2, G_2 : Módulo de elasticidade e de cisalhamento do cilindro de trabalho (kg/mm²)

C : Distância entre apoio e borda da chapa (mm)

x : Distância do apoio a um ponto qualquer ao longo da mesa do cilindro (mm)

A deflexão é dada por:

1. No ponto $x=n$

$$Y_n = \frac{16.P.n}{3.\pi.(D^4.E_1 + d^4.E_2)} \cdot \left[\frac{3}{4}.L^2 - \frac{b^2}{4} - n^2 \cdot \left(3 - 2 \cdot \frac{D^4.E_1 + d^4.E_2}{d_1^4.E_1} \right) \right] + \frac{2.P.n}{G.\pi.d^2}$$

2. No ponto $x=c$

$$Y_c = \frac{4.P}{3.\pi.(D^4.E_1 + d^4.E_2)} \cdot \left[L^3 + b^3 - 2.L.b^2 + 8.n^3 \cdot \left(\frac{D^4.E_1 + d^4.E_2}{d_1^4.E_1} - 1 \right) \right] + \dots$$

$$\frac{P}{\pi.(D^4.G_1 + d^4.G_2)} \cdot \left[L - b + 2.n \cdot \left(\frac{D^4.G_1 + d^4.G_2}{d_1^4.G_1} - 1 \right) \right]$$

3. No ponto $x=L/2$.

$$Y_{L/2} = \frac{P}{6.\pi.(D^4.E_1 + d^4.E_2)} \cdot \left[8.L^3 + b^3 - 4.L.b^2 + 64.n^3 \cdot \left(\frac{D^4.E_1 + d^4.E_2}{d_1^4.E_1} - 1 \right) \right] + \dots$$

$$\frac{P}{\pi.(D^2.G_1 + d^2.G_2)} \cdot \left[L - \frac{b}{2} + 2.n \cdot \left(\frac{D^2.G_1 + d^2.G_2}{d_1^2.G_1} - 1 \right) \right]$$

A flecha térmica pode ser determinada pela mesma forma que a equação para o sistema de cilindros DUO.

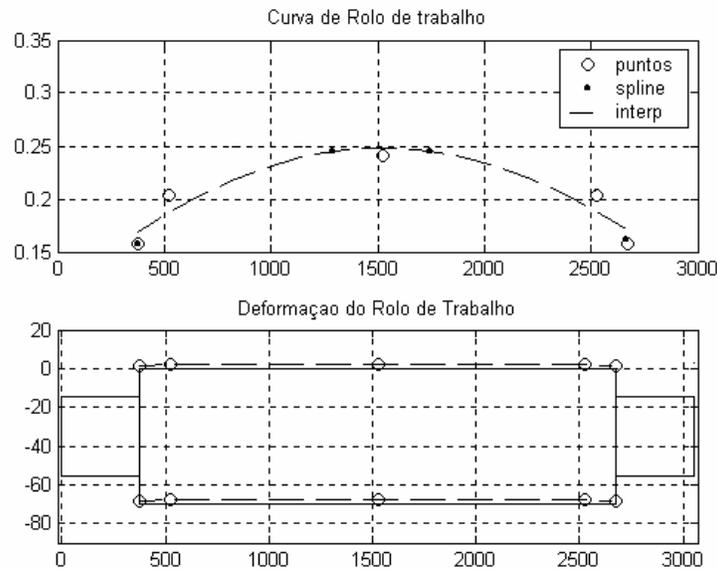


Figura 21

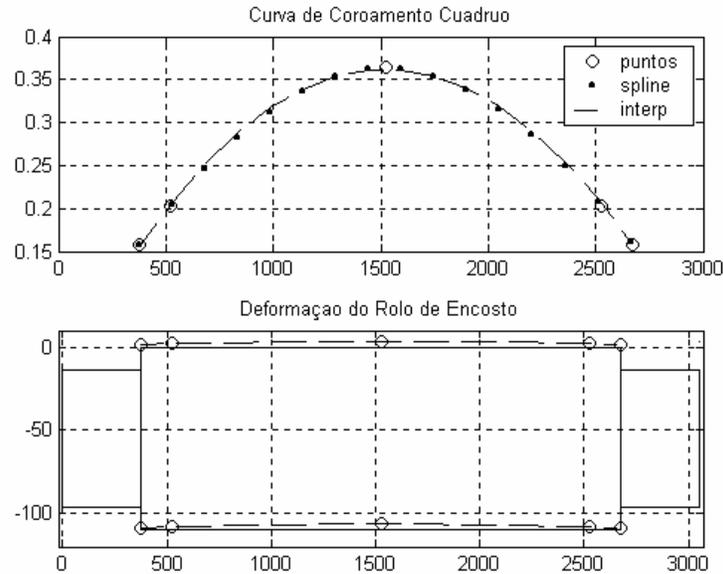


Figura 22

5.3 Modelo de Coroamento MCI Berger

O método MCI tem demonstrado ser um método de comprovada precisão sendo bastante poderoso na solução de problemas de coroa [Guo, 1990]. Deve-se, porém, citar alguns pontos discutíveis a respeito do modelo [Ginzburg, 1989] O modelo:

- Calcula os coeficientes de influência baseado nas equações de deflexão de uma viga simples. Contudo, a validade destas equações é questionável para cilindros curtos (ou seja, cilindros com razão comprimento / diâmetro reduzidos).
- Simplifica um problema tridimensional em um bidimensional;
- Esta baseado na hipótese de contato total do cilindro de trabalho com o cilindro de apoio.

5.4 Coeficientes de influência

De modo geral o modelo MCI/Berger funciona do seguinte modo: subdivide-se o conjunto cilindros / tira em diversas faixas (ou fatias) de igual largura ao longo do eixo dos cilindros. Calcula-se, a seguir, a carga de laminação para cada faixa, garantindo-se ter chegado à espessura final desejada ao menos para a

região do centro da tira. As demais faixas têm a sua redução dependente do perfil imposto pelo cilindro de trabalho deformado, assumindo a hipótese de que o perfil do cilindro é o perfil da tira, desprezando-se a sua restauração elástica. Determina-se, assim, a carga de laminação distribuída ao longo da largura da tira. Esta carga distribuída é, então, aplicada ao conjunto de cilindros do laminador, obtendo-se, assim, através dos coeficientes de influencia, um novo perfil de deformação da face do cilindro que esta em contato com a tira. A seguir, este perfil é aplicado novamente na determinação da carga de laminação distribuída, e esta é reaplicada no calculo de deformação do cilindro. O algoritmo continua a iterar até que a variação do perfil entre uma iteração e a seguinte seja menor que dada tolerância.

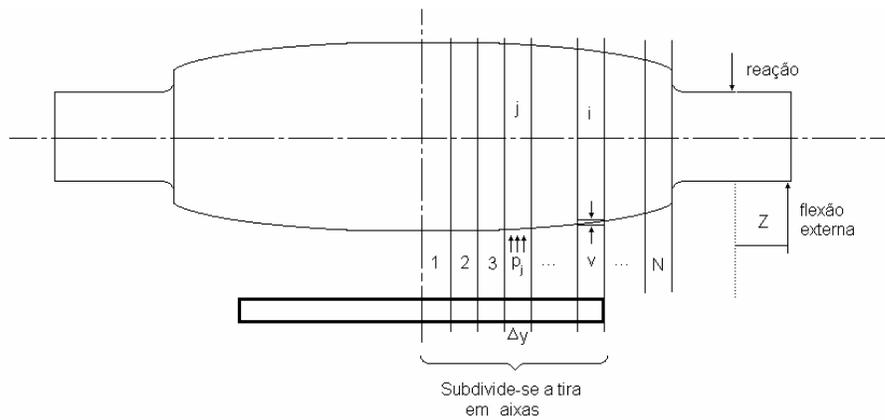


Figura 23

O Método dos Coeficientes de influência calcula a deflexão do cilindro segundo a equação de Pawelski [Pawelski et al., 1985]

$$\bar{u} = \bar{a} \cdot \bar{p} + \bar{b} \cdot F + \bar{c} \cdot M$$

Onde:

\bar{u} : Vetor de deflexões do cilindro;

\bar{a} : Matriz dos coeficientes de influencia;

\bar{b} : Vetor de coeficientes para as cargas concentradas;

\bar{c} : Vetor de coeficientes para os momentos externos

\bar{p} : Vetor força por unidade de largura;

F : Carga concentrada (do mancal e dos contrafletores);

M : Momento fletor externo dos contrafletores.

Onde os componentes a_{ij} da matriz dos coeficientes de influencia valem:

$$a_{ij} = \frac{\Delta y}{E} \cdot \left[\frac{1}{6I} \cdot (3 \cdot y_i^2 \cdot y_j - y_i^3) + \frac{3}{A} \cdot y_i \right]$$

$$a_{ji} = a_{ij}$$

Sendo:

y_i : Posição da fatia i considerada na direção do comprimento do cilindro, com origem no centro;

Δy : Largura da faixa;

E : Módulo de elasticidade do material do cilindro;

A : Área da seção transversal;

I : Momento de inércia da seção transversal;

Os componentes para carga concentrada e momento externos valem, respectivamente:

$$b_i = \frac{1}{E} \cdot \left[\frac{3}{A} \cdot y_i + \frac{Z}{2I} \cdot y_i^2 + \frac{1}{6I} \cdot y_i^2 \cdot (3L - y_i) \right]$$

$$c_i = \frac{1}{2EI} \cdot y_i^2$$

Sendo

Z : Braço de alavanca para força contrafleitora;

L : Comprimento do cilindro.

A expressão que calcula o vetor v de achatamentos do cilindro ao longo da largura é dada pelas equações abaixo:

$$\bar{v} = \left\{ f \left[2 \cdot (j-i), \bar{s} \right] + f \left[2 \cdot (j+i) - 2, \bar{s} \right] \right\} \cdot \bar{p}$$

Onde,

j : Índice da fatia onde é aplicada uma carga unitária;

i : Índice da fatia onde esta sendo calculado o achatamento;

\bar{s} : Vetor comprimento do arco de contato;

$$\begin{aligned} \frac{2\pi \cdot E}{1-\nu^2} \cdot f(k, s) = & d(1+k) \cdot \ln \frac{|d(1+k)|}{\sqrt{d(1+k)^2 + 4} - 2} + d(1-k) \cdot \ln \frac{|d(1-k)|}{\sqrt{d(1-k)^2 + 4} - 2} + \dots \\ & 2 \cdot \ln \frac{\sqrt{d^2(1-k)^2 + 4} + d(1-k)}{\sqrt{d^2(1+k)^2 + 4} - d(1+k)} - 2 \cdot \ln \frac{\sqrt{4c^2 - (1-k)^2} + (1-k)}{\sqrt{4c^2 + (1+k)^2} - (1+k)} + \dots \\ & - 2 \cdot \frac{(1+k)}{\sqrt{4c^2 + (1+k)^2}} - 2 \cdot \frac{(1-k)}{\sqrt{4c^2 + (1+k)^2}} + \dots \\ & - 2 \cdot \frac{(1-2\nu)}{1-\nu} \cdot c^2 \cdot \left(\frac{(1+k)}{\left(\sqrt{4c^2 + (1+k)^2}\right)^2} + \frac{(1-k)}{\left(\sqrt{4c^2 + (1-k)^2}\right)^2} \right) \end{aligned}$$

$$c = D / \Delta y$$

$$d = \Delta y / s$$

$$s = \sqrt{R' \cdot \Delta h} \quad \text{eq. 19}$$

Onde:

$v_{i,j}$: Achatamento da fatia i do cilindro causado por uma força unitária aplicada a faixa j da tira;

ν : Coeficiente de Poisson do material do cilindro;

R' : Raio deformado segundo Hitchcook;

Δh : Espessura de entrada menos a espessura de saída (redução).

y : Posição a longo da largura.

O achatamento entre cilindros pode ser calculado utilizando as mesmas expressões anteriores, porém deve-se aplicar a expressão eq. 19 para obter o comprimento do arco de contato entre os cilindros.

$$s = q \cdot \sqrt{\frac{8 \cdot (1-\nu^2) \cdot D_w \cdot D_b \cdot (E_w + E_b)}{\pi \cdot q \cdot (D_w + D_b) \cdot E_w \cdot E_b}}$$

Onde

q : Carga de contato.

D_w : Diâmetro do cilindro de trabalho.

D_b : Diâmetro do cilindro de apoio.

E_w : Módulo de elasticidade para o cilindro de trabalho.

E_b : Módulo de elasticidade para o cilindro de apoio.

Os cilindros de trabalho e de apoio deformam-se em suas superfícies de contato de tal modo que a superposição da flexão, achatamento e perfil usinado satisfaçam a compatibilidade geométrica, e que as cargas estejam em equilíbrio.

A equação de compatibilidade na interface cilindro de trabalho / tira é definida simplesmente pela igualdade entre o perfil do cilindro de trabalho e o perfil da tira conforme a equação abaixo:

$$\bar{h} = \bar{h}_f + 2 \cdot (\bar{u}_w + \bar{C}m_w + \bar{v}_{wi} - \bar{v}_{wi1})$$

Sendo:

\bar{h} : Vetor contendo o perfil de espessuras ao longo da largura da tira;

\bar{h}_f : Vetor contendo a espessura final desejada do centro da tira;

\bar{u}_w : Vetor perfil de deflexão elástica do cilindro de trabalho;

$\bar{C}m_w$: Vetor perfil do cilindro de trabalho usinado;

\bar{v}_{wi} : Vetor com a quantidade de achatamento do cilindro de trabalho;

\bar{v}_{wi1} : Quantidade de achatamento do cilindro de trabalho no centro do cilindro.

Chamando.

u_w e u_b : Deflexão elástica dos cilindros de trabalho e de apoio respectivamente

Cm_w e Cm_b : coroas usinadas dos cilindros de trabalho e de apoio respectivamente;

v_w e v_b : Achatamento dos cilindros de trabalho e de apoio respectivamente;

v_{w1} e v_{b1} : Achatamento no meio dos cilindros de trabalho e de apoio respectivamente;

Contorno da superfície superior, cilindro de trabalho:

$$c_w = u_w - Cm_w - v_w + v_{w1}$$

Contorno da superfície superior, cilindro de apoio:

$$c_b = u_b - Cm_b - v_b + v_{b1}$$

Então a equação de compatibilidade da interface de contato entre os cilindros pode ser dada por:

$$c_b \geq c_w$$

A igualdade anterior ocorre na situação em que os cilindros se encontram em contato ao longo de todo o seu comprimento, que é a situação mais comum.

Com exceção do método de Pawelski [Pawelski 1971], todos os outros se limitam a aplicar as equações de Hertz [Hertz *et. al.* 1882] na determinação dos achatamentos dos cilindros, sem deixar claro o modo de calcular a carga distribuída de contato. Além disso, na aplicação destes modelos de achatamento despreza-se a influencia de carga de um ponto sobre o vizinho e, também, não se obtém o perfil típico de queda brusca que ocorre na região do cilindro imediatamente fora da ação da carga distribuída. O método de Berger supõe, portanto, um avanço nos métodos de cálculo de achatamento de cilindros, por não desprezar essa influência e calcular a queda brusca, esta que em boa parte é responsável pelo perfil do “edge drop”, tendo porém o inconveniente da não linearidade no cálculo de tal indentação no cilindro.

5.5 Coroamento Térmico.

Na laminação a quente, a coroa térmica desenvolvida pelo cilindro de trabalho é de muita importância, principalmente porque estas coroas podem mudar apreciavelmente devido ao aquecimento dos cilindros depois da inserção da tira dentro do laminador.

Isto produz variação na geometria do Gap entre os cilindros e no perfil transversal da tira laminada. Para esta análise é considerada uma distribuição de temperatura no cilindro de trabalho simétrica com respeito ao eixo do cilindro e com a linha normal no centro do cilindro. Tendo estabelecido a distribuição de temperatura no cilindro, a forma geométrica pode ser então determinada por um conhecimento do coeficiente de expansão térmica do material do cilindro, se desejado, pode-se conhecer a distribuição de tensões dentro do cilindro.

$$\frac{\partial^2 T}{\partial r^2} + \frac{1}{r} \cdot \frac{\partial T}{\partial r} + \frac{\partial^2 T}{\partial z^2} = \left(\frac{\rho \cdot c}{k} \right) \cdot \frac{\partial T}{\partial t}$$

Quando $r=0$ (em todo o eixo do cilindro)

$$2 \cdot \frac{\partial^2 T}{\partial r^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial z^2} = \left(\frac{\rho \cdot c}{k} \right) \cdot \frac{\partial T}{\partial t}$$

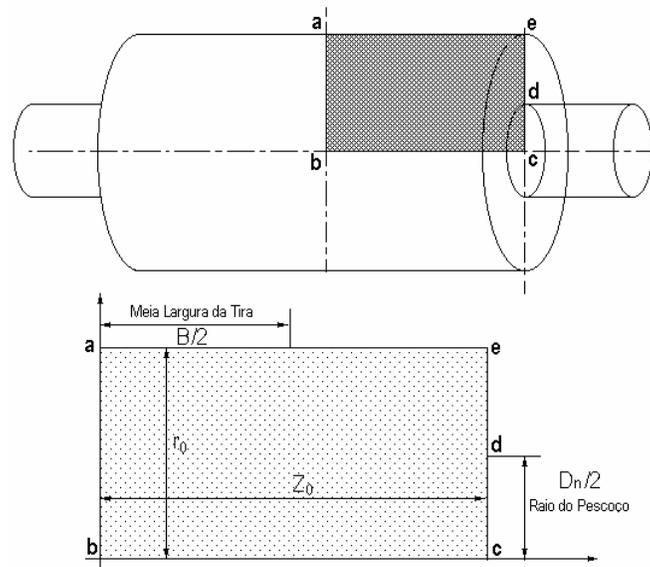


Figura 24: Seção do cilindro para estudo do problema da distribuição de temperatura

As seguintes equações estabelecem as condições de contorno para o modelo matemático. Na Superfície do cilindro de trabalho, a taxa de transferência de

calor desde a tira quente ao cilindro pode ser igualada à taxa de condução de calor dentro do cilindro, então:

$$H_{S1} \cdot (T - T_s) = -\frac{k \cdot \partial T}{\partial r}$$

Para $0 \leq z \leq B/2$ e $r = r_0$

Na Superfície do cilindro e mais próximo à borda da tira.

$$H_{S2} \cdot (T - T_w) = -\frac{k \cdot \partial T}{\partial r}$$

Para $B/2 \leq z \leq z_0$ e $r = r_0$

No pescoço do cilindro.

$$H_{n1} \cdot (T - T_r) = -\frac{k \cdot \partial T}{\partial z}$$

Para $0 \leq r \leq D_n/2$ e $z = z_0$

E nas bordas do cilindro

$$H_{n2} \cdot (T - T_A) = -\frac{k \cdot \partial T}{\partial z}$$

Para $D_n/2 \leq r \leq r_0$ e $z = z_0$

Para o cálculo da distribuição da coroa térmica é:

$$HC_j = \frac{2 \cdot (1 + \nu)}{R_0} \cdot \alpha \cdot \sum_{i=1}^m (T_{ij} - T_0) \cdot R_i$$

As próximas figuras mostram a distribuição de temperatura no interior de cilindro de trabalho em diferentes instantes depois da inicialização da

laminação. Pode-se mostrar que a coroa térmica desenvolvida não é parabólica tem a forma de uma campana plana.

Um estudo similar de coroas térmicas usando o método de diferenças finitas foi proposto por Wilmote e Mignon [Wilmote et al 1972]. Para a região onde os cilindros têm contato a tira, pode-se usar a teoria de troca de calor entre dois corpos condutores separados por uma capa isolante (correspondente á sobre a tira).

Distribuição da Temperatura no interior do cilindro para distintos instantes de tempo se mostram nas figuras 25, 26 e 27

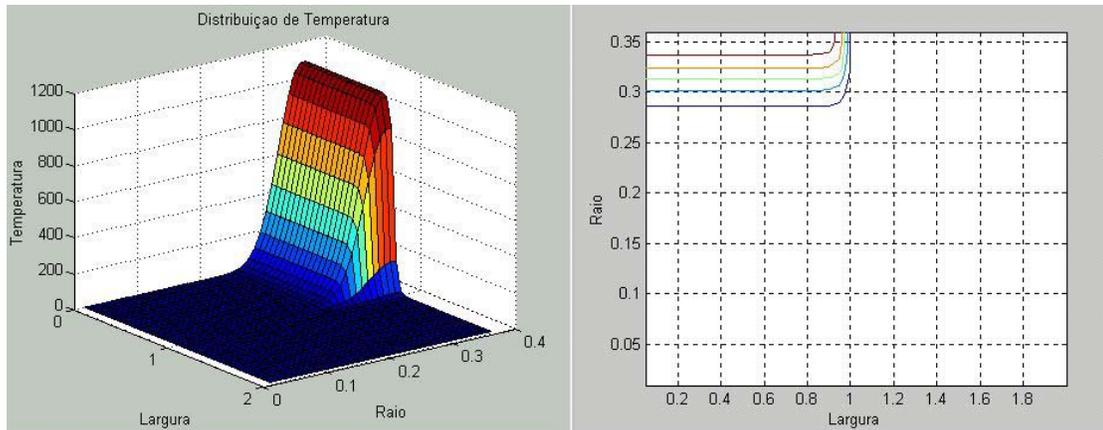


Figura 25: Distribuição da Temperatura depois de laminar 5 minutos

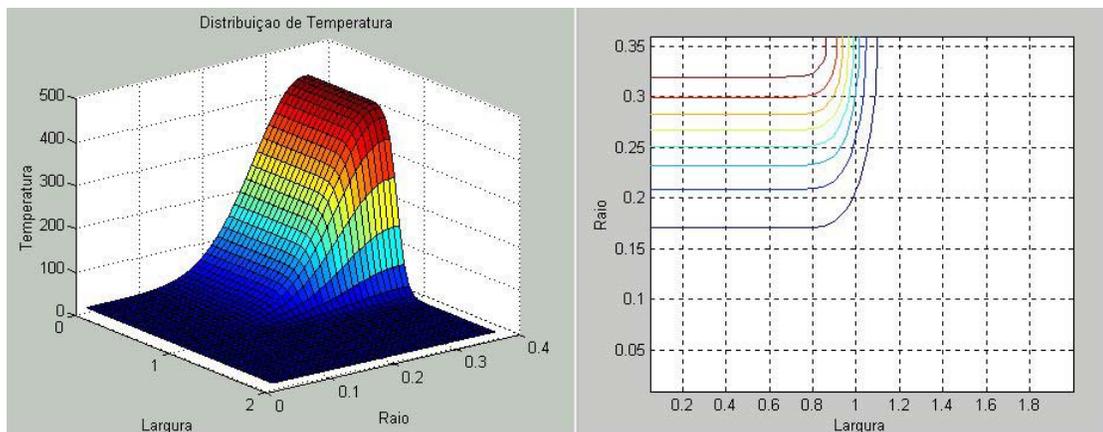


Figura 26: Distribuição da Temperatura depois de laminar 15 minutos

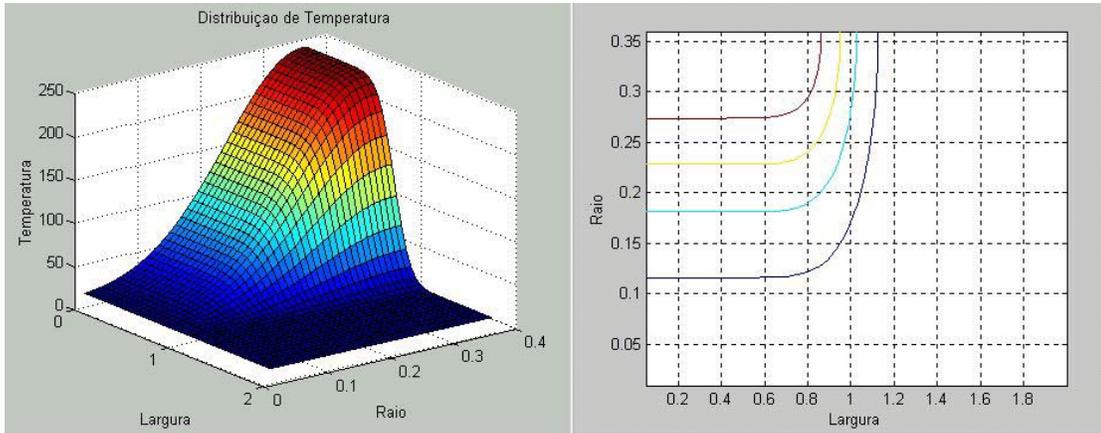


Figura 27: Distribuição da Temperatura depois de laminar 40 minutos

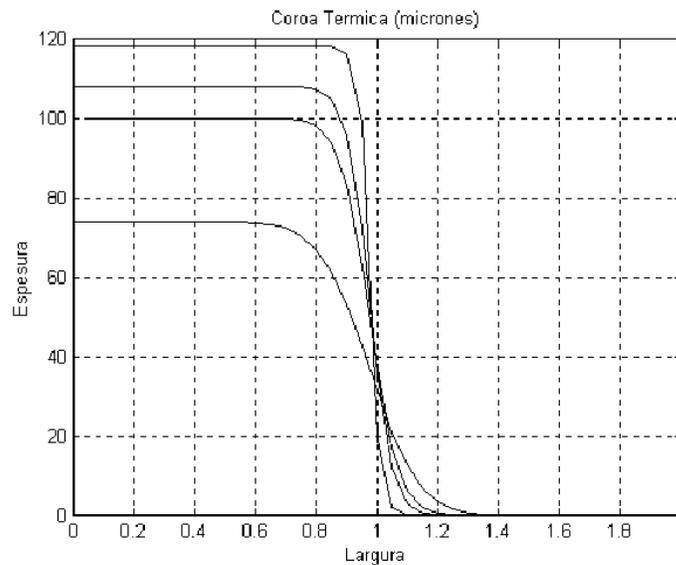


Figura 28: Coroa térmica para os distintos instantes de tempo

No Capítulo seguinte este modelo será testado com alguns dos valores medidos num processo real.

Um estudo similar de coroa térmica usando o método das diferenças finitas foi postulado por Wilmotte e Mignon [Wilmotte et al 1972]. Para a região do arco de contato, usa a teoria de intercâmbio de calor entre dois corpos condutores separados por uma capa isolante (a escama da tira).

Para o resto da superfície, é usado um coeficiente equivalente de transferência de calor tendo em conta o resfriamento da superfície do cilindro pela água,

pelo ar e por contato com o cilindro de apoio. Mas este coeficiente é dependente da configuração do sistema de resfriamento do cilindro.

Solução 2D

Vantagem:

- Solução de forma fechada.
- Pode prever a distribuição interna de temperatura.
- Melhor exatidão
- Uma boa ferramenta analítica para entender o comportamento dos cilindros com a temperatura
- Potencialidade para uma aplicação em tempo real com uma simplificação teórica ou uma maior velocidade de processamento.

Desvantagem:

- Solução que inclui series periódicas tripla (convergência lenta)
- Não pode ser aplicado diretamente á produção já que é muito lenta.

5.6 Cone de forma.

Shohet e Townsed [Shohet et al., 1971] desenvolveram um método semi-empírico simples e de rápida aplicação na determinação dos limites de defeito de planicidade para regiões centrais e nas bordas, sendo ainda hoje bastante aplicado na indústria para laminação a quente [Finstermann et al., 1996]

batizado de cone de forma (“shape cone”) por possuir duas curvas que se aproximam uma da outra ao longo dos passes. Tal critério afirma que a forma da tira será satisfatória caso a variação da coroa relativa em cada passe estiver dentro dos limites correspondentes determinados por um limite superior e um limite inferior. Os valores desse limites dependem da espessura, largura e da resistência do material da tira, conforme a equação.

$$-A_1 \cdot \left(\frac{h_0}{W}\right)^2 < \Delta Cr < A_2 \cdot \left(\frac{h_0}{W}\right)^2 \quad \text{eq. 20}$$

Onde:

h_0 : Espessura de saída do presente passe.

W : Largura da tira;

ΔCr : (Coroa relativa de saída)-(Coroa relativa na entrada)

A_1, A_2 : Coeficientes obtidos experimentalmente e que dependem da distribuição de tensões ao longo da largura da tira [Shohet et al., 1971]. Para aço baixo carbono, tem-se [Somers et al., 1984]:

$$-40\left(\frac{h_2}{W}\right)^a < \Delta Cr < 80\left(\frac{h_2}{W}\right)^b \quad \text{eq. 21}$$

Onde:

a,b: Constantes. para aços de baixo carbono a=b=1,86

Caso a coroa relativa tenha uma variação em um passe para mais ou para menos, porém respeitando essa banda ou faixa de tolerância, então não haverá problemas com a planicidade. Um exemplo do cone de forma pode ser visto na Figura 29.

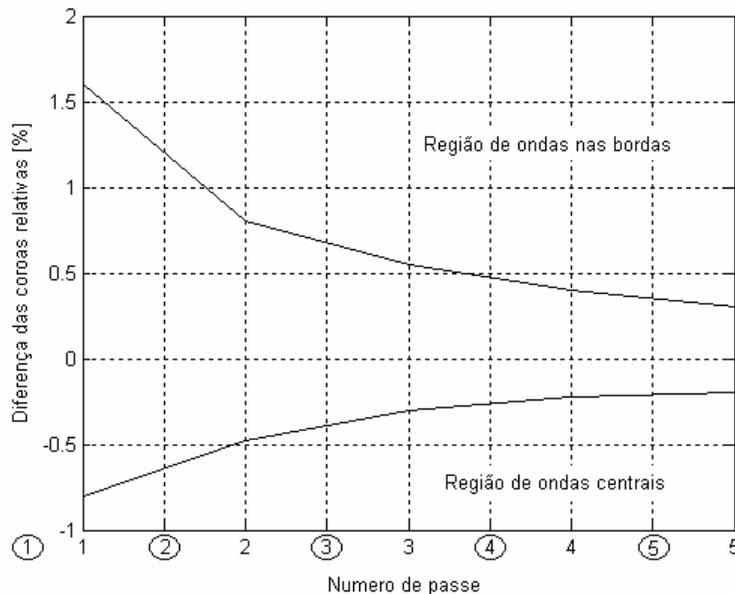


Figura 29:Exemplo de cone de forma

O sistema representado na Figura 29 possui 5 cadeiras em “tandem”. As circunferências entre as numerações dos passes representam cada cadeira em

sua “posição física” (Cadeiras nomeadas tradicionalmente de F1, F2,...). Esse modo de visualizar o cone de forma facilita a sua compreensão. Por exemplo, os dois pontos do cone que interceptam o eixo das ordenadas correspondem aos limites de variação da coroa relativa da tira à saída da cadeira F1. Caso a variação da coroa relativa resulte em um valor maior que 1.6% ou menor -0.8% então haverá defeito de planicidade do tipo de ondas nas bordas ou tipo de ondas centrais, respectivamente.

Capítulo 6: Validação dos modelos.

6.1 Introdução.

O objetivo deste Capítulo é provar a exatidão dos distintos modelos de coroamento e de carga para sua posterior aplicação de uma técnica de controle. Para fazer a validação dos modelos, foi preciso obter dados de medições num processo real de laminação e posteriormente fazer uma comparação entre os resultados obtidos do modelo do processo.

6.2 Descrição do processo laminação de aço a quente.

O sistema descrito é o processo de laminação de aço a quente da Siderar na Planta de San Nicolas (Bs. As.- Argentina).

O diagrama funcional da planta é mostrado na Figura 30 que pode ser dividida em quatro áreas operacionais: Forno de aquecimento de tarugos ; Redução ; Terminação ;Resfriamento e Bobinamento.

O área de aquecimento de tarugos, é constituído por quatro fornos com capacidade de 100-tons/hr. O tarugo tem as dimensões de 180 mm de espessura, 5800 mm de comprimento e 1500mm de largura. A temperatura superficial do tarugo é levada até alcançar os 1200°C.

O área de redução tem duas cadeiras do tipo 2-H e três cadeiras seguidas de uma tesoura. A potência total instalada nesta área é de 14 Mw.

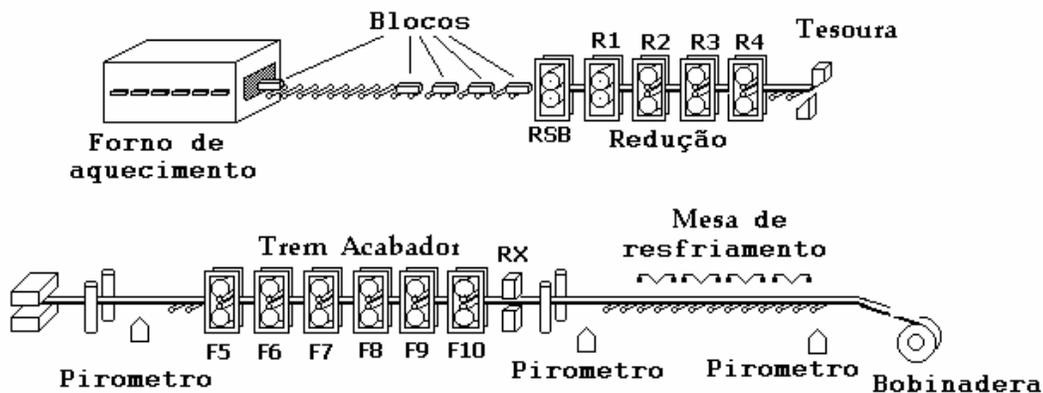


Figura 30. Laminação de Aço a quente SIDERAR – San Nicolas, Argentina

A espessura do bloco de saída é de 32 mm e a temperatura de aprox. de 1080°C.

O área de acabamento inclui a tesoura rotatoria para esquadrear o frente a parte posterior do bloco, e o trem de laminação onde se da a redução de espessura em forma sucessiva até chegar á espessura desejada.

O trem de laminação consiste em seis cadeiras (potência Total 20 Mw), e a espessura é ajustada com parafusos e acinamentoss eletromecânicos, O sistema de contra flexão (roll bending) fica nas cadeiras F6, F7, F9 y F10 e o sistema roll shifting nas cadeiras F9 e F10.

Na saída da última cadeira a tira passa a través dos sensores de espessura, temperatura e de Largura de chapa. As bobinas, com uma espessura de tira entre 1.6mm y 12.5mm, é bobinado a uma velocidade de ate 10 m/sec.

O área de Bobinamento, inclui uma zona de resfriamento equipado com 7 sprays para diminuir a temperatura da tira, à temperatura desejada para o bobinado. Duas bobinaderas estão instalados ao final desta zona, as quais têm uma potência por acima dos 500 Kw, as bobinas tem um diâmetro de saída de 1676 mm e pesam aproximadamente 11 toneladas.

6.3 Variáveis utilizadas na validação.

As variáveis usadas para fazer a validação dos modelos foram obtidas da planta da SIDERAR na Argentina. As variáveis foram obtidas na última cadeira de laminação (F10) do processo de acabamento Figura 30.

Na saída desta última cadeira fica o sensor de raios X, o qual mede com exatidão a espessura de saída da tira no processo.

O problema presente neste capítulo é que as espessuras entre cadeiras são estimadas, isto é, não existe nenhum sensor entre cadeiras para obter essa espessura. O método usado pela empresa para obter a estimacão da espessura é através da posição dos parafusos dos cilindros de laminação. Este problema esta condicionado a conhecer somente a coroa da tira na saída da última cadeira e onde realmente é medida a coroa, fazendo uma medição a 40mm da borda da chapa e outra no centro da mesma.

Dentro do pacote de dados, está a temperatura de saída da tira e a temperatura do cilindro, no caso da temperatura da tira se apresenta o mesmo problema que a espessura, só existem pirômetros de medição na saída do processo de acabamento as temperaturas entre cadeiras são estimadas. No caso da temperatura do cilindro é a temperatura medida no lateral do mesmo, mas não na superfície de laminação, o que reduz uma variável a estimar a dilatação da superfície do cilindro devido á temperatura da tira.

As outras variáveis fornecidas são a força de laminação, a qual é obtida por uma célula de carga, a velocidade de laminação medida pela velocidade angular do cilindro e por último a largura da tira a qual é medida pelo o medidor de largura na saída da cadeira de laminação.

Na figura 31 mostra-se as variáveis utilizadas e sua posição na cadeira.

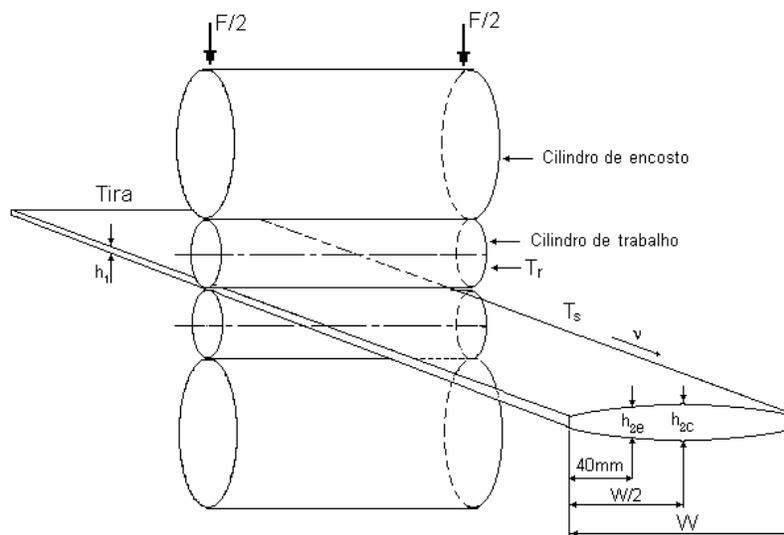


Figura 31: cilindros e coroa da tira

Onde as variáveis são:

T_R : Temperatura do cilindro.

T_T : Temperatura da Tira.

h_1 : Espessura de entrada da tira.

h_{2E} : Espessura a 40 mm da borda da tira.

h_{2C} : Espessura no centro da tira.

v : Velocidade de laminação.

W : largura da tira.

Outros dados complementares usados no Capítulo são a Largura da mesa , o diâmetro do cilindro de trabalho, o diâmetro do cilindro de apoio e o material dos cilindros. Assim como o número de passes que é necessário depende da espessura desejada.

6.4 Modelos Testados:

Os modelos testados foram o modelo de carga de Orowan e os modelos matemáticos de coroas vistos no capítulo anterior de MCI/Berger, Emicke Lucas e a identificação de um modelo de coroamento baseado em Redes Neurais, usando uma rede do tipo feed forward.

6.4.1 Modelo de Carga de Orowan

As figuras seguintes (Figura 32 e Figura 33) mostram as variáveis de entrada do modelo de Orowan, os valores das variáveis foram medidas na planta de laminação de aço a quente e algumas delas mostram ruído na medição, estas medições são introduzidas no modelo de Orowan e é obtida a força de laminação do modelo que é comparada com a força real medida pela célula de carga da cadeira de laminação (Figura 34).

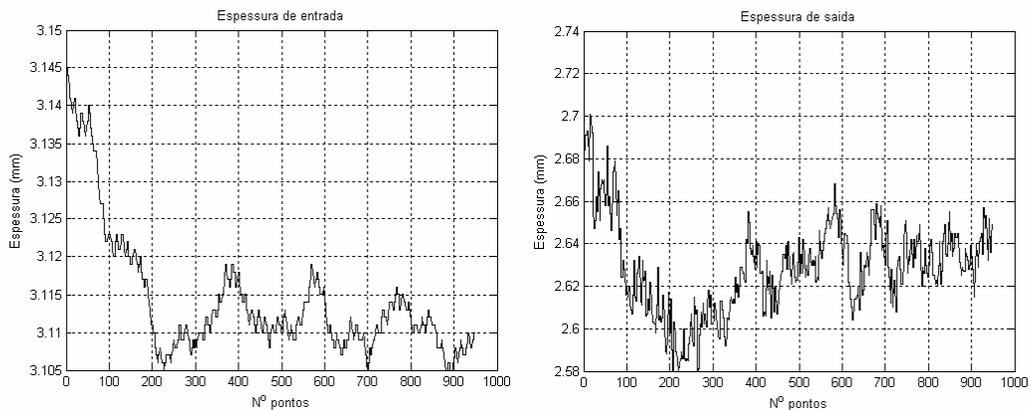


Figura 32: Espessuras de entrada e saída medida na ultima cadeira de laminação.

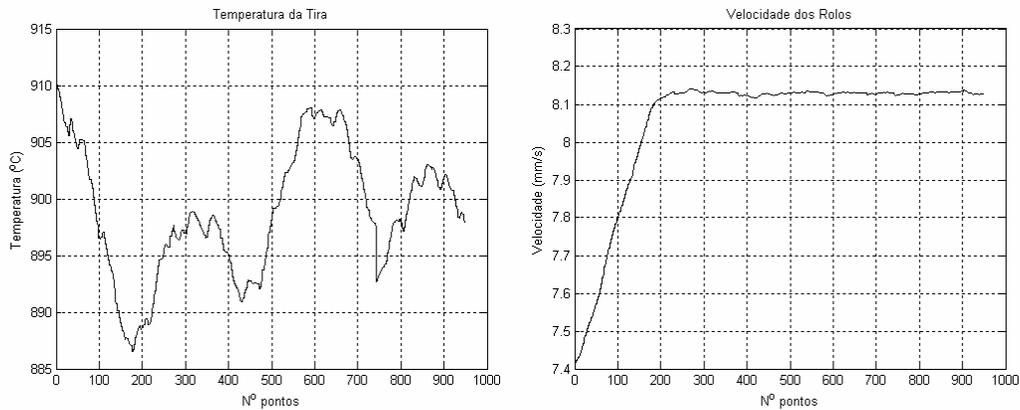


Figura 33: Temperatura e velocidade de laminação na ultima cadeira de laminação.

A força de laminação calculada tem o mesmo valor médio que a força real, mas perturbada pelo ruído da medição. O ajuste do modelo foi feito com ajustes na tensão de escoamento. Os demais parâmetros são os mesmos que os indicados pela empresa.

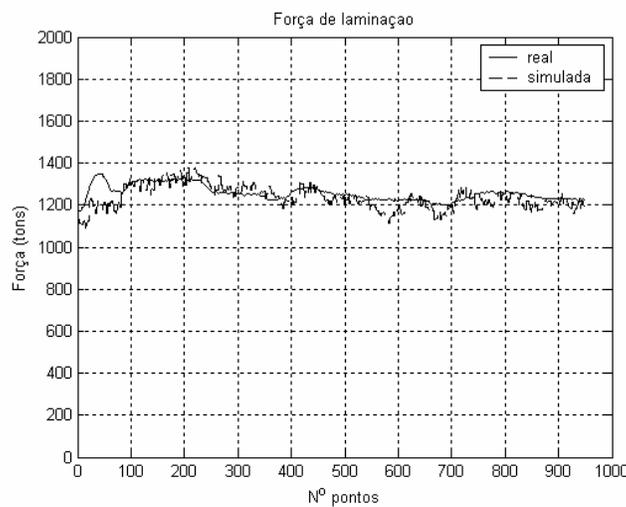


Figura 34: comparação entre a força real e estimada pelo modelo de Orowan

6.4.2 Modelo de Coroamento (Rede Neural)

O modelo implementado por uma rede neural, é constituído por uma rede do tipo feed forward de três camadas com 5 neurônios na camada de entrada 20 neurônios na camada escondida e dois neurônios na camada de saída, a qual tem como entradas a espessura de referência, a temperatura da tira, a velocidades de laminação, a espessura de entrada e a força de laminação, e as

saídas são as espessuras no centro e no extremo da tira, não se utilizou o raio do cilindro de laminação como variável de entrada porque todas as medições foram feitas com o mesmo cilindro de trabalho.

A rede neural foi treinada com o banco de dados usados para fazer a validação, o algoritmo de treinamento foi o de Levenberg-Marquardt.

Na figura seguinte são mostradas as espessuras de saída para diferentes espessuras de referência.

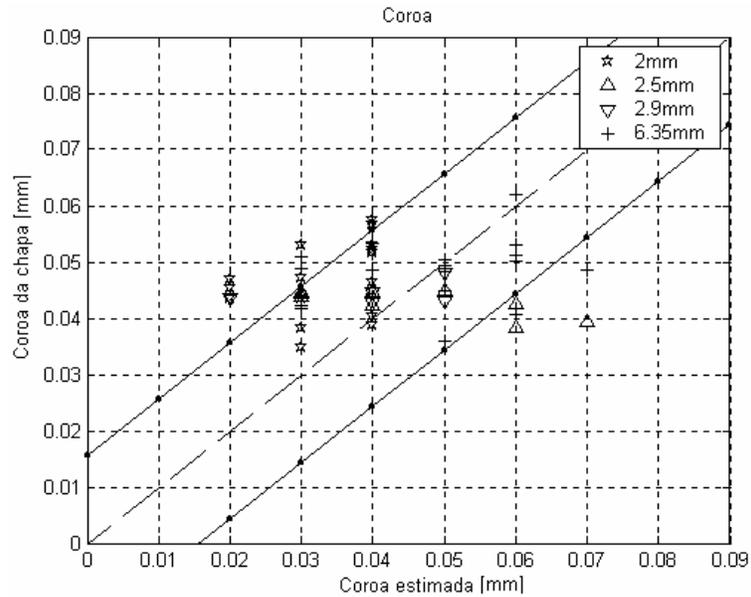


Figura 35: Dispersão da estimativa da coroa pela Rede Neural

Na figura 35 mostra-se a saída da rede Neural para a estimativa da coroa total em comparação com as distintas medições reais.

As saída tem uma dispersão de 32 μ m na figura 36-a) pode-se ver em separado a estimativa da coroa para uma referência de espessura de 2.85mm e também pode-se ver o erro de estimativa da coroa. Na figura 36-b) mostra-se o erro entre o valor de saída real e estimado pela rede.

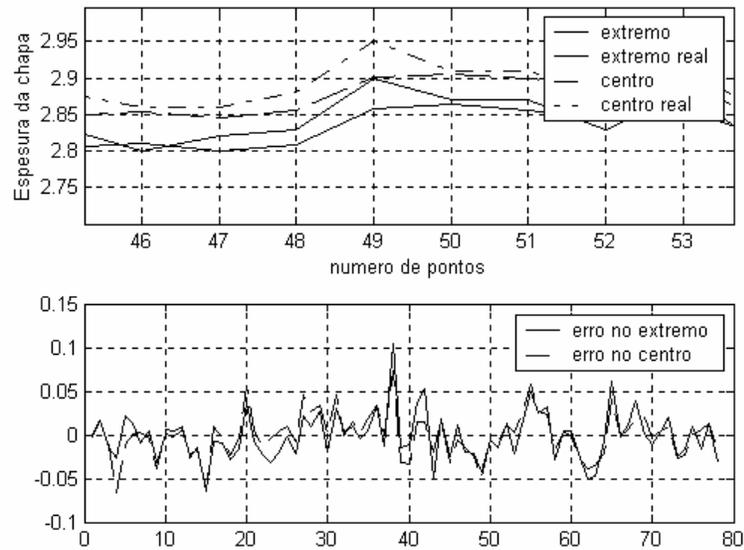


Figura 36 Erro de estimação da coroa pelo Rede Neural

6.4.3 Modelo de Coroamento de Emicke-Lucas

Este modelo matemático já foi visto no capítulo anterior. É o modelo mais simples de implementar e o teste foi feito usando as medições obtidas no processo, de maneira semelhante ao caso anterior, as variáveis de entrada são a espessura de referencia, a força de laminação, a largura e a temperatura de tira, além dos parâmetros necessários para sua simulação (Raio e material dos cilindros, largura da mesa, etc.).

Na figura 37 pode-se ver a comparação das magnitudes de coroa de saída do modelo com as medições reais na planta e uma estimação da dispersão,

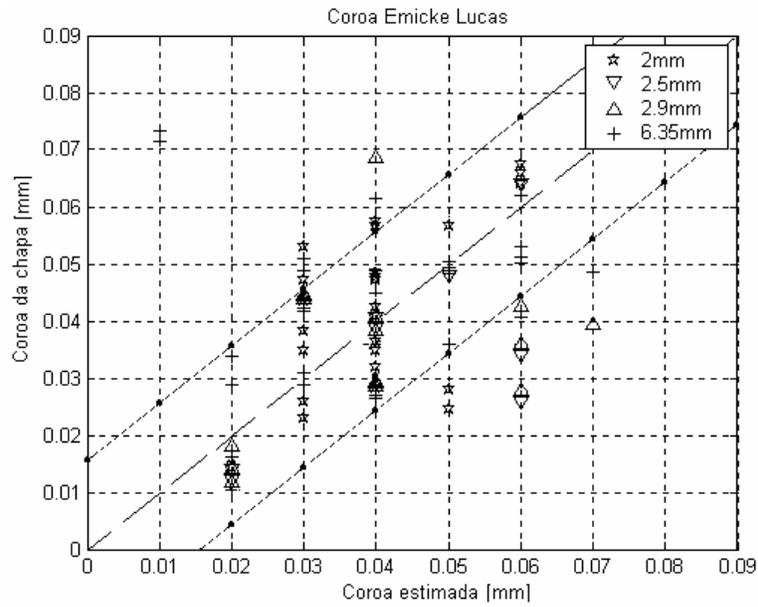


Figura 37: Dispersão da estimção da coroa pelo Método Emicke-Lucas

Na figura 38 mostra-se o erro de saída entre a estimção do modelo e o valor real da medição.

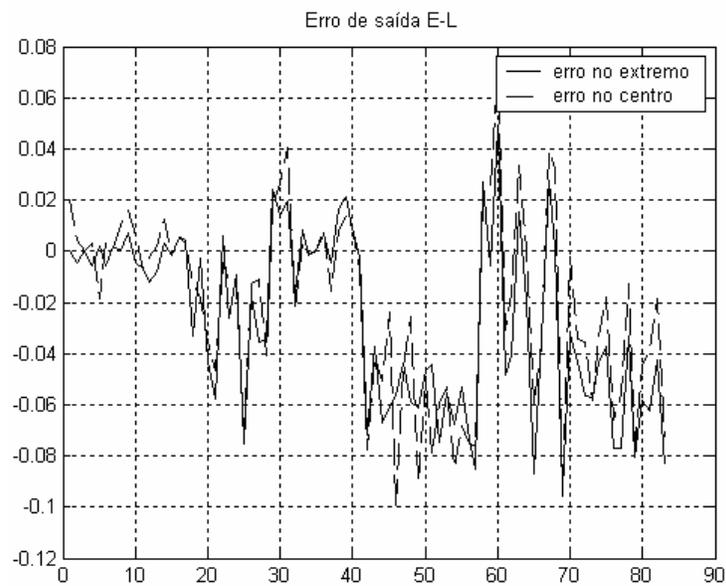


Figura 38 Erro de estimção da coroa pelo método Emicke-Lucas

6.4.4 Modelo de Coroamento MCI/Berger

Este modelo matemático também já foi citado no capítulo anterior e agora será testado usando as medições obtidas na última cadeia do processo de terminação.

Este modelo é mais complexo que o modelo anterior e devem-se fazer considerações para seu teste. O algoritmo implementado para sua simulação está considerando vários passes, e como dados iniciais a coroa de entrada da tira.

Para seu teste considerou-se um perfil da tira uniforme e só um passe na última cadeia, além de considerar a força de contrflexão igual a zero. Assim como no caso anterior as variáveis de entrada são a espessura de referência, a força de laminação, a largura da tira e temperatura de tira, além dos parâmetros necessários para sua simulação (Raio e material dos cilindros, largura da mesa, etc.).

Na figura 39 pode-se ver os valores de saída para o caso de coroa no extremo e no centro da tira.

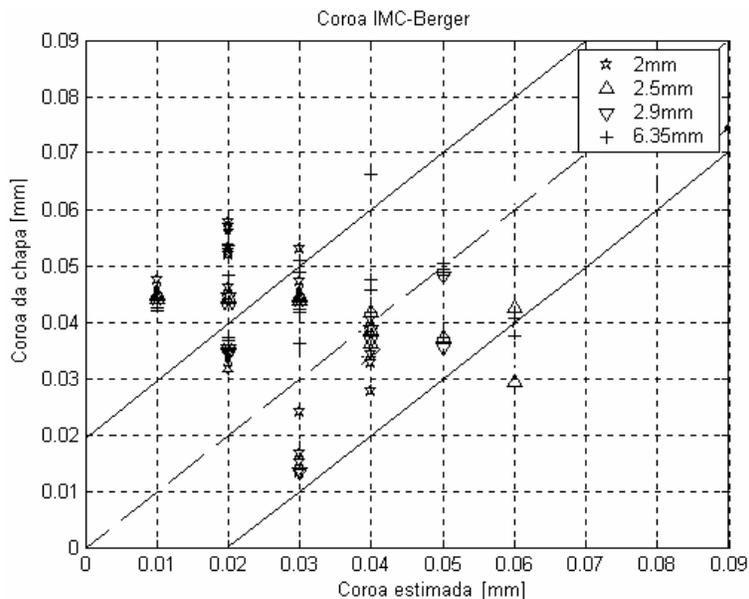


Figura 39: Dispersão da estimativa da coroa pelo método IMC-Berger.

Na Figura 40-a) mostra-se uma ampliação da diferença de saída do modelo de MCI/Berger com as medições reais. Na Figura 40-b) mostra-se o erro de saída entre o valor estimado do modelo e o valor real da medição.

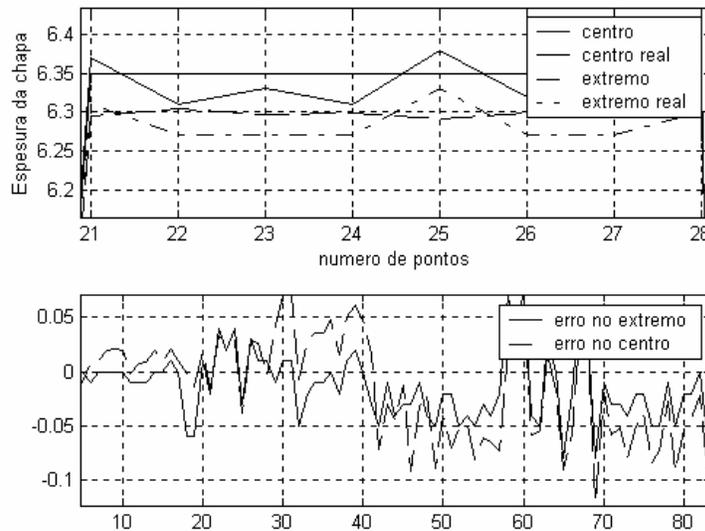


Figura 40: Erro de estimação da coroa pelo método IMC-Berger

6.5 Conclusões:

A rede Neural foi treinada com dados do modelo analítico e depois foi validada com valores reais do processo, um dos problemas que não foi considerada como variável de entrada a força de contraflexão, Se fosse considerada esta variável é muito provável ter-se um erro muito menor, isto é, maior exatidão da estimação da espessura.

O modelo de Emicke Lucas é um modelo muito simples de implementar computacionalmente mas precisa se conhecer a coroa imposta do cilindro, que é um dado do fabricante, que não era conhecida quando foi feita a simulação, mas foi estimada (calculando a diferença entre o primeiro ponto de cálculo e o valor real da medição) . Obteve-se um erro comparável com o da rede neural.

No Modelo de MCI/Berger poder-se-ia obter melhores resultados se fosse conhecida a força de Bending, e também se fosse conhecida uma aproximação da coroa de entrada de chapa ao trem de laminação, neste último caso não se aproveitou toda a sua potencialidade já que se considerou só o último passe na ultima cadeira.

Capítulo 7 : Controle do modelo de carga

7.1 Introdução.

A aplicação do controle automático de processos apresenta várias vantagens e incentivos econômicos tais como: aumento da produção, redução do trabalho humano, melhor qualidade do produto, melhoria da produção (lucro), melhor eficiência quanto ao consumo de energia e outras.

No processo de laminação os desvios do comportamento ideal no tocante ao produto final se dão basicamente devido a: variações na composição do material laminado, variações de temperatura média e localizadas internamente no material, variações de espessura e planicidade de entrada ao longo do material, e outras como variações do coeficiente de atrito na interface cilindro-tira e variação da tensão de escoamento do material ao longo do desenvolvimento do processo.

Tem-se, da literatura técnica disponível, que várias técnicas vêm sendo mais utilizadas para executar o controle dos diversos subsistemas do laminador (gap, acionamentos dos cilindros, bobinamento e debobinamento) como: técnicas de controle convencional contínuo ou digital, controle ótimo e alimentação avante (feedforward) normalmente em trens contínuos de laminação. Ultimamente têm-se encontrado publicações versando sobre aplicações de técnicas modernas de controle e de controle não-convencional como técnicas de controle nebuloso (fuzzy) e aplicações de redes neurais.

Neste trabalho preocupa-se em estabelecer uma metodologia do controle do processo de laminação no que concerne a definir a melhor escolha de ação de controle que pode envolver um ou mais subsistemas do laminador, sendo que estes últimos podem estar sendo localmente controlados por um controlador adotando qualquer técnica que se mostre mais eficiente para aquela aplicação.

7.2 Estratégia de Controle.

A estratégia de controle consiste em determinar as ações de controle para o processo de laminação conhecendo as características comportamentais deste através de simulação que utiliza o esquema computacional apresentado no Capítulo 3. A partir daí serão estabelecidas as condições de previsão e avaliação de comportamentos.

7.2.1 Controle do Processo

O controle do processo consiste em, a partir dos dados iniciais do laminador e do material a ser laminado, determinar as grandezas nominais de operação e também conhecer a faixa de variação das variáveis perturbadas, como as comentadas no Capítulo 3 e exemplificadas no Capítulo 6. Também são determinados na ação de controle os valores iniciais das sensibilidades aos parâmetros, que são recalculados a cada ação de controle que modifique as condições de operação iniciais por acionamento do gap.

Neste Capítulo é considerada a técnica de controle não linear para um processo multivariável, usando redes neurais para determinar as ações de controle para obter as grandezas desejadas.

O modelo de Orowan considerado no Capítulo 3 é um modelo não linear, e devido a isto as redes neurais oferecem uma vantagem que distingue as aproximações convencionais [Sbarbaro et al, 1992].

7.2.2 Modelo de Controle Proposto (MISO) (Gap).

O objetivo básico do controle é manter a espessura de saída da tira (h_2) o mais próximo possível da referência de espessura, para qualquer variação da temperatura, ou de alguma das variáveis de entrada ao sistema.

Qualquer alteração nas variáveis de entrada são consideradas perturbações e o sistema de controle deve manter a espessura o mais próximo possível da referência agindo sobre o gap (g), que é a nossa ação de controle. O modelo de Orowan é não linear e o modelo de controle proposto é baseado na função inversa do modelo de Orowan.

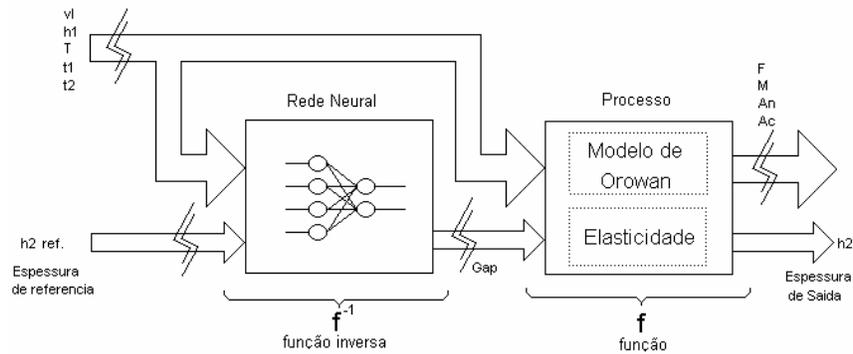


Figura 41: função inversa da planta

Para desenvolver a função inversa do modelo de Orowan trabalhamos como uma rede neural do tipo RBF (Radial Basis Function)

7.2.3 Modelagem do Sistema de controle com Redes Neurais

O modelo implementado com uma rede neural, é constituído por uma rede do tipo RBF (Radial Basis Function) com cinco neurônios na camada de entrada, trinta neurônios na camada escondida e um neurônio na camada de saída correspondente ao gap da cadeira.

A rede neural foi treinada com os pontos obtidos do modelo de Orowan e a elasticidade da cadeira, como foi descrita anteriormente,

Em neurocomputação, uma das opções para aproximação de funções é a rede de base radial (RBFs), onde $\varphi(x)$ é :

$$\varphi_i(x) = \gamma(|x - x_i|) \quad \text{eq. 22}$$

Onde $G(\cdot)$ é normalmente uma função Gaussiana

$$G(x) = \exp\left(-\frac{x^T \cdot \Sigma^{-1} \cdot x}{2}\right) \quad \text{eq. 23}$$

com variância s^2 ou covariância $\Sigma = \sigma^2 \cdot I$. A função Gaussiana que esta centrada no ponto x_i com variância s^2 , isto indica que este ponto contribui á resposta com um Máximo só na vizinhança da entrada x_i , caindo exponencialmente com o valor quadrado da distancia. As funções Gaussianas são por isso um exemplo de funções elementares locais. Se colocamos a eq. 23 na eq. 22 obtém-se a seguinte expressão para aproximar à função $f(x)$:

$$\hat{f}(x, w) = \sum_i w_i \cdot G(|x - x_i|) \quad \text{eq. 24}$$

as quais implementam o mapa de entrada saída da rede RBF.

Consideramos uma função arbitraria e um conjunto de funções gaussianas localizadas no espaço de entrada da função. A aproximação da função numa área limitada do espaço de entrada precisa:

- A localização das funções Gaussianas deve cobrir todo o espaço de entrada.
- O controle da largura de cada função Gaussiana.
- A determinação da amplitude de cada função Gaussiana.

Satisfazendo a essas três condições pode-se aproximar qualquer função arbitraria com uma rede RBF.

[Sandberg mostrou que a rede RBF é, de fato, um aproximador universal de funções. Este é um teorema existente. O projetista deve eleger o número, a localização e, estabelecer a variância e os pesos Gaussianos para ter-se um erro tão pequeno como seja requerido].

Testaram-se quatro topologias de redes neurais artificiais do tipo *RBF*, nas quais foi obtido um resultado aceitável naquela com 25 neurônios RBF na camada escondida.

As entradas da rede neural são: velocidade de laminação, espessura de entrada, tensão a ré e a frente, temperatura, espessura de saída, um neurônio na camada de saída (g) gap e trinta neurônios na camada escondida, usando-se como função de ativação de saída linear. A rede foi treinada várias vezes, com pesos iniciais selecionados aleatoriamente.

As RBFs foram treinadas eficientemente uma vês que os centros foram determinados, embora o erro é linear na ponderação. Este fato garantirá a convergência para um mínimo global (se os centros são otimamente estabelecidos). Isto faz que a RBFs sejam muito usada para a identificação dos sistemas.

7.2.4 Controle não linear usando redes neurais

Na inclusão de um esquema de controle em malha fechada, a idéia principal é a compensação da relação não linear entre as variáveis da planta pela introdução de um modelo inverso não linear no sistema de malha fechada.

Neste sentido o controlador PI considera a planta como um sistema linear com ganho unitário. Se o modelo inverso não é perfeito, o controlador PI ajuda a reduzir o erro e a sensibilidade. A estrutura geral é mostrada na Figura 42:

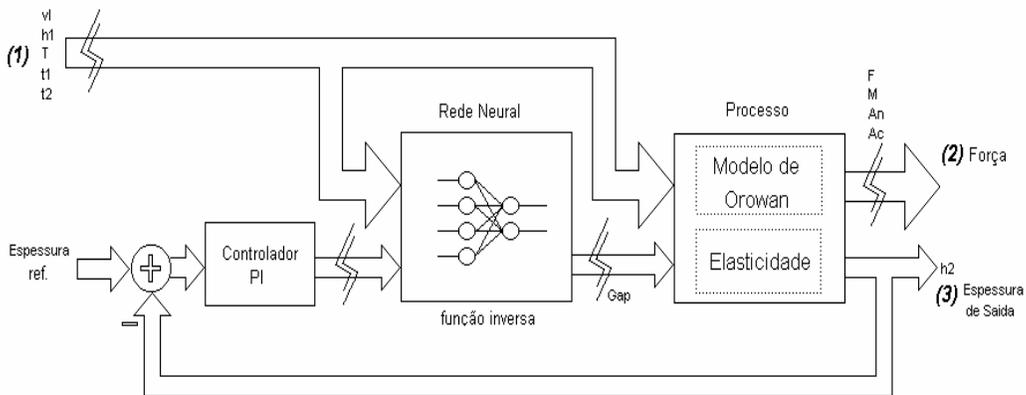


Figura 42: Controle em malha fechada com função inversa

Nas figuras seguintes, mostra-se os resultados obtidos com esta aproximação fazendo a comparação com um controlador PI sem considerar a função inversa.

É importante observar a principal diferença da aproximação convencional, que tem um melhor resultado na espessura de saída do início ao fim.

Os parâmetros do Controlador PI são os mesmos que os usados no caso linear.

7.2.5 Resultados

A Figura 43 mostra a variação da espessura de entrada e a variação da temperatura, que são os distúrbios introduzidos arbitrariamente para testar o controle. Para fazer a simulação, a temperatura de laminação varia entre 883°C e 825 °C, a espessura de entrada varia entre 3.95mm e 4.3mm e a velocidade de laminação foi de 20m/seg.

A Figura 44 mostra o resultado da simulação para a espessura de saída no estado estacionário para um controle PI e o controle feito com a função inversa.

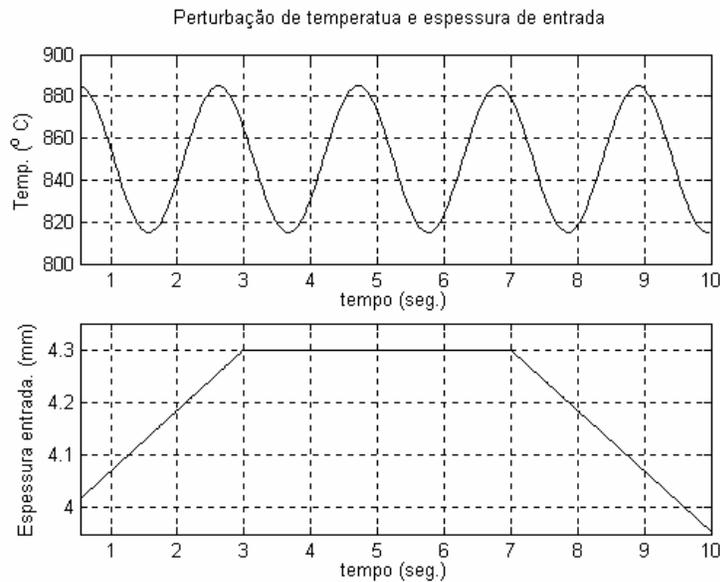


Figura 43:Variação de Temperatura e Espessura de entrada.

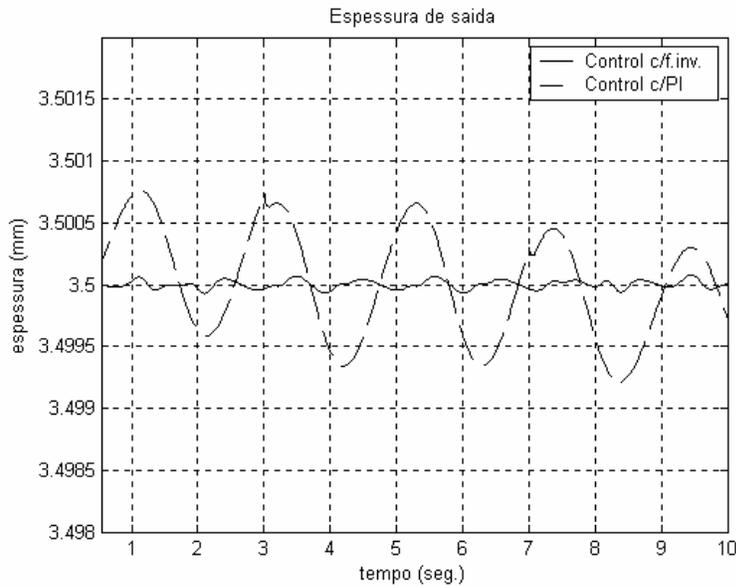


Figura 44: Espessura de saída com controle de função inversa e com controle PI.

A Figura 44 mostra a amplitude da variação da espessura de saída, sendo a referência para a saída, de 3.5mm. O erro para o controle com a função inversa é menor que $2 \mu\text{m}$ e no caso do controle convencional é maior que $10 \mu\text{m}$. Obtiveram-se várias saídas para distintas perturbações de temperatura com o mesmo resultado. O erro de espessura no caso do controle com a função inversa, é devido ao erro de aprendizagem da rede neural.

7.2.6 Modelo de Controle Multi-variável Proposto (MIMO)

(Gap, t. a Frente, t. a Ré).

Neste ítem, o objetivo básico do controle é o de manter a espessura de saída da tira (h_2) e a força de laminação (F) o mais próximo possível da referência de espessura e força respectivamente, além de manter a região de entrada o mais constante possível para qualquer variação da temperatura ou de alguma das variáveis de entrada ao sistema.

Qualquer alteração nas variáveis de entrada são consideradas perturbações e o sistema de controle deve manter a espessura e a força a mais próxima

possível da referência, agindo sobre o gap (g) e nas tensões a ré (t_1) e a frente (t_2), sendo elas nossas ações de controle.

Da mesma maneira que no modelo mono-variável, o modelo de controle proposto é baseado na função inversa do modelo de Orowan.

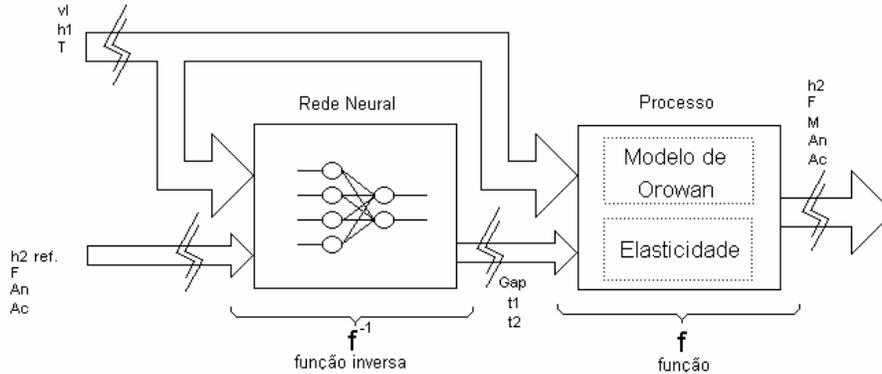


Figura 45: Modelo de função inversa proposta.

Para desenvolver a função inversa do modelo de Orowan trabalha-se com uma rede neural do tipo RBF.

Obtendo-se as respostas do modelo (função direta) para as diferentes entradas, é construída uma tabela de dados os quais são usados para treinar a rede neural e obter a função inversa. Na função direta, os dados de entrada são a espessura de entrada, temperatura, gap, tensão a ré, tensão a frente e velocidade de laminação, e as suas saídas são a espessura de saída, força de laminação, conjugado, ângulo neutro e ângulo de contato.

No modelo inverso, as saídas são o gap, a tensão a ré e a tensão a frente, e as demais variáveis são consideradas as entradas no modelo inverso.

7.2.7 Controle não linear usando redes neurais

Nesta estratégia de controle, é possível obter a resposta de saída desejada atuando-se sobre três ações de controle (em vez de um no caso mono-variável), sendo estas o gap, tensão a ré e tensão a frente. A idéia principal na inclusão de um esquema de controle em malha fechada é a compensação da relação não linear entre as variáveis da planta pela introdução de um modelo inverso não linear no sistema de malha fechada.

A estrutura geral é mostrada na figura seguinte:

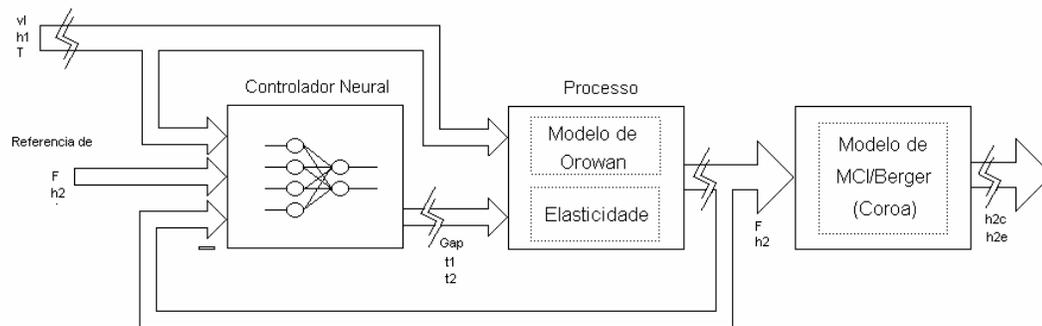


Figura 46: Modelo de controle multi-variável (MIMO).

A diferença do modelo mono-variável está na topologia de controle que tem como característica principal a quantidade dos objetivos de controle, pois estes neste caso são maiores, já que além da espessura de saída, precisa-se manter a força de laminação constante e a região de entrada o mais próximo possível do valor inicial. Outra característica própria da rede neural do controlador é que o tempo de treinamento desta rede é maior, pois o número de variáveis que estão envolvidas no processo também é maior.

Também foi adicionado à saída do modelo de carga o modelo de MCI/Berger que já foi mostrado no Capítulo 3, com este modelo estima-se a coroa de saída do cilindro para a técnica de controle proposta .

7.2.8 Resultados na coroa de saída.

Nas figuras seguintes mostra-se a forças de saída, o gap, a espessura de saída e a coroa mecânica, para os modelos de controle neural sem controle de tensionamento e com controle de tensionamento.

No exemplo considerou-se a espessura de entrada de 4 mm, a espessura de saída de 3.15mm e a tira de 500mm de largura. O modelo de coroamento mecânico usado é o modelo de coeficientes de influência (MCI-Berger) [Berger et. al. 1987]. Os resultados obtidos mostram que o método de controle de tensionamento reduz a coroa mecânica da tira laminada a quente.

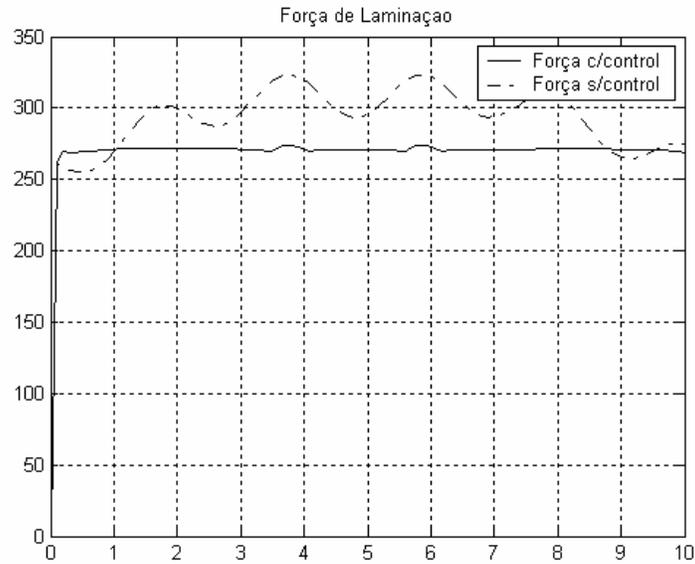


Figura 47: Força de laminação sem controle de tensionamento neural (linha traço-ponto) e com controle de tensionamento neural (linha contínua).

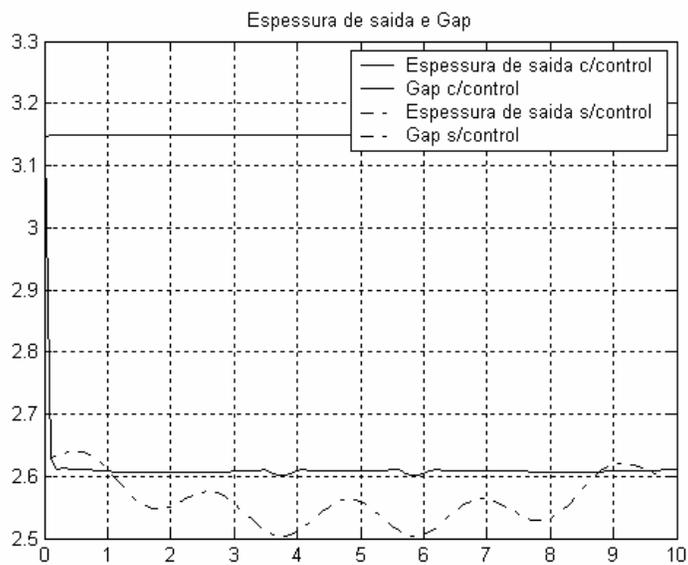


Figura 48: Espessura de saída e gap

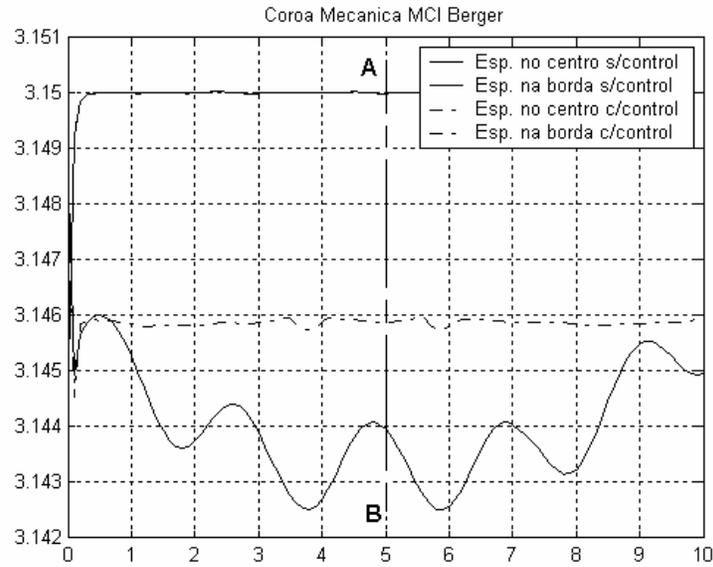


Figura 49: Coroa mecânica estimada pelo método MCI/Berger

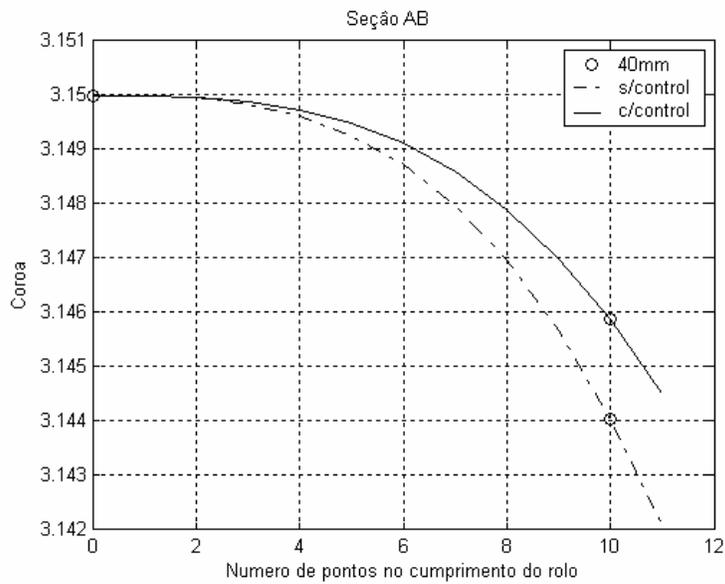


Figura 50: Variação da Coroa no comprimento do cilindro para o instante t=5seg

A Figura 50 mostra a coroa só para um instante de tempo, a figura seguinte mostra a evolução da coroa para o período de tempo em que se produz a perturbação de espessura e de temperatura para o método de controle sem tensionamento e com tensionamento respectivamente.

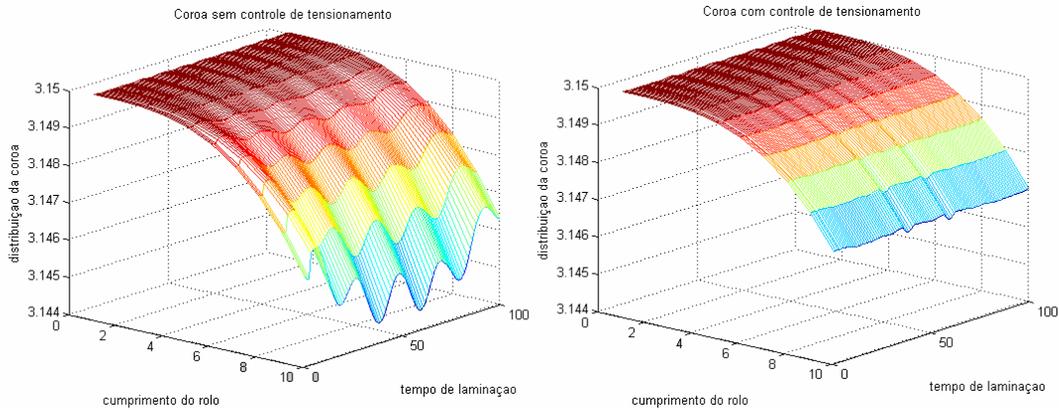


Figura 51: variação da coroa do cilindro sem e com controle de tensoamento.

A Figura 51 a) mostra as diferentes variações na coroa no perfil do cilindro produzida pelas perturbações de temperatura e de espessura. Esta variação é no perfil do cilindro para cada instante de tempo de laminação, mas também dá uma ideia de como fica a tira laminada a quente sem o processo de tensoamento. As ondulações são produzidas só pela perturbação e não por ter ficado fora do cone de forma. Na Figura 51 b) mostra as variações do perfil do cilindro em função do tempo para o controle de tensoamento. A coroa do cilindro é praticamente constante e sem ondulações.

7.3 Conclusões.

O modelo de controle do processo de laminação deste capítulo é baseado no modelo de laminação de Orowan e da elasticidade da cadeia de laminação que é um dos modelos mais exatos para o cálculo da carga do processo de laminação.

Com esta informação do processo, foi possível desenvolver uma técnica neural para obter os valores de saída desejados.

O objetivo do controle para este modelo é que as grandezas sejam o mais próximas possíveis da referência (espessura de saída, força e região de entrada). No caso do controle não linear com função inversa, obtiveram-se erros menores para qualquer variação de temperatura ou de espessura de entrada.

O controlador neural pode ser treinado para suprimir perturbações de outras variáveis, mas a rede deve ser treinada com essa informação para poder fazer o controle da planta.

A principal vantagem desta técnica é permitir solucionar os problemas de controle não lineares com um conhecimento prévio do processo.

Capítulo 8 Modelagem do sistema dinâmico de posicionamento.

8.1 Introdução.

No Capítulo 7 considerou-se que a cadeira de laminação não possuía dinâmica, ou seja que qualquer acionamento do gap (g) produz um efeito instantâneo sobre a tira laminada, mas no processo real deve-se considerar a dinâmica dos motores de acionamento do gap o sistema de posicionamento dos cilindros o atrito dos parafusos, etc.

Agora consideramos a mecânica envolvida no ajuste da espessura da cadeira e o controle da mesma.

8.2 Sistema de controle de posicionamento.

A redução da espessura da tira é obtida principalmente pelos elevados esforços de compressão concentrados na região de contato entre a tira e os cilindros de trabalho. Os cilindros são pressionados de encontro à tira por meio de *parafusos* dotados de roscas sem-fim eletricamente acionados pelo motores de CC ou motores de CA com controle vetorial ou, nos laminadores mais modernos, por meio de *cápsulas* de acionamento hidráulico². Colaboram também para a redução os esforços de tração oriundos da tensão entre duas cadeiras adjacentes.

No sistemas de cadeiras aqui considerado o acionamento elétrico é feito por motores de CC, na Figura 52 mostramos o detalhe do acionamento do sistema de parafusos

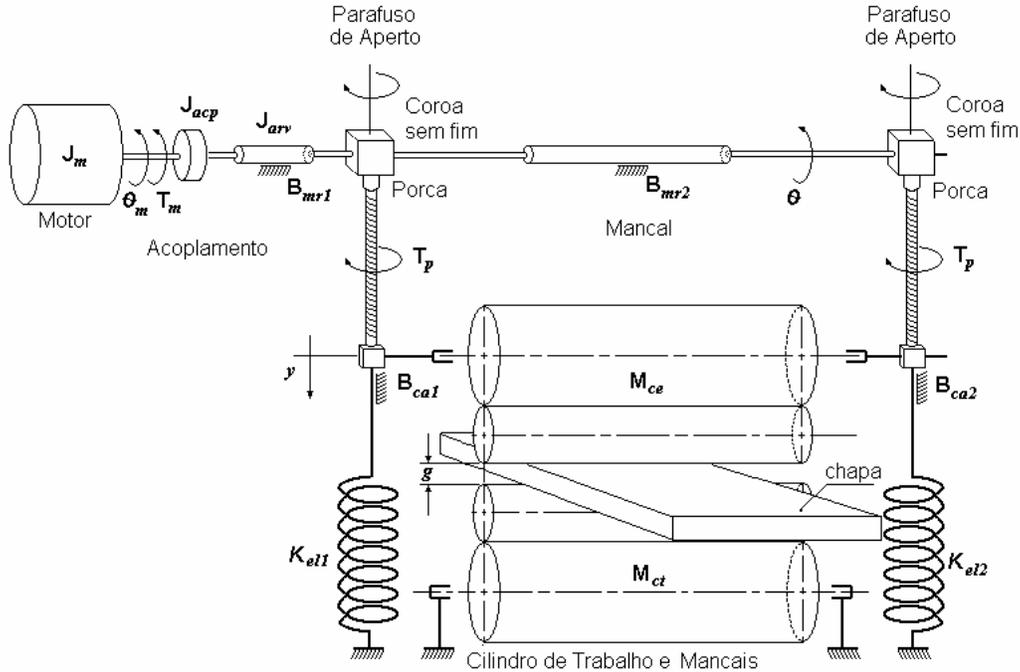


Figura 52: Sistema de posicionamento eletromecânico dos cilindros

Também consideramos que na laminação a quente a variação na largura é desprezível, a redução em espessura a que a tira é submetida é acompanhada de uma expansão em comprimento na mesma proporção.

O sistema de controle de posicionamento age sobre a tensão do motor de CC abrindo ou fechando o gap .

8.3 Dinâmica do sistema de posicionamento.

O atuador do sistema é o motor de CC, que possui características de elevada robustez, que o torna bastante atrativo para aplicações industriais. Por esta razão, a maioria dos motores elétricos utilizados na indústria é deste tipo.

Num motor elétrico, distinguem-se essencialmente duas peças: o **estator**, conjunto de elementos fixados à carcaça da máquina, e o **rotor**, conjunto de elementos fixados em torno do eixo, internamente ao estator.

O motor de CC considerado é controlado pelo induzido. Na Figura 53 seguinte pode se ver o diagrama esquemático de um motor de CC controlado pelo induzido, onde é mantida constante a tensão de **estator**.

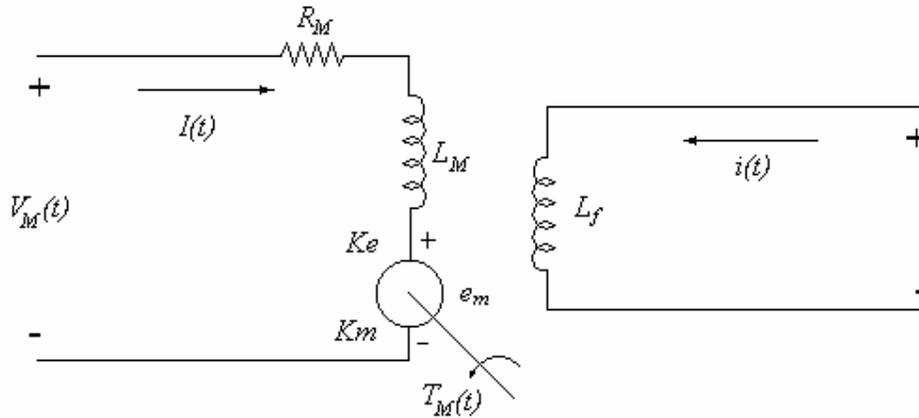


Figura 53: Esquema do Motor de corrente continua

A constante do conjugado relaciona o conjugado do motor com a intensidade da corrente do induzido. Sendo.

$$T_M(t) = K_M \cdot I(t) \quad \text{eq. 25}$$

Onde:

K_M : é uma função do ferro do induzido que em nosso caso é constante.

i_M : é a corrente do induzido.

T_M : é o conjugado do motor.

A força contra –eletromotriz é proporcional á velocidade do motor.

$$e_M(t) = K_e \cdot \frac{d\theta(t)}{dt} \quad \text{eq. 26}$$

Onde:

e_M : é a força contraeletromotriz.

K_e : é a constante elétrica do motor.

θ : é a posição angular do motor.

J_M : é a inércia mecânica do motor (constante).

B_M : é o atrito viscoso do motor

As equações mecânicas do motor de C.C. de acordo com a 2ª Lei de Newton são.

$$\left(J_M + J_{acp} + J_{arv} \right) \frac{d^2\theta(t)}{dt^2} + B_{mr} \cdot \frac{d\theta(t)}{dt} + T_P = T_M(t) \quad \text{eq. 27}$$

O torque necessário para mover o parafuso é dado pela seguinte expressão:

$$T_p = \frac{P \cdot \left[\frac{d_g}{3} \cdot \mu + \frac{d_{med}}{2} \cdot \text{tg}(\phi \pm \alpha) \right]}{i \cdot \eta} \quad \text{eq. 28}$$

Onde:

P: Resultante das forças aplicadas na direção do eixo do parafuso, dada em Newton (N);

d_{med} : Diâmetro médio do parafuso de aperto, dado em metro (m);

Φ : ângulo de fricção no filete do parafuso;

α : ângulo da espira do parafuso;

μ : coeficiente de atrito entre o parafuso de aperto e a porca.

d_g : diâmetro da porca dado em metro (m).

i : relação de transmissão do redutor.

η : Rendimento de transmissão.

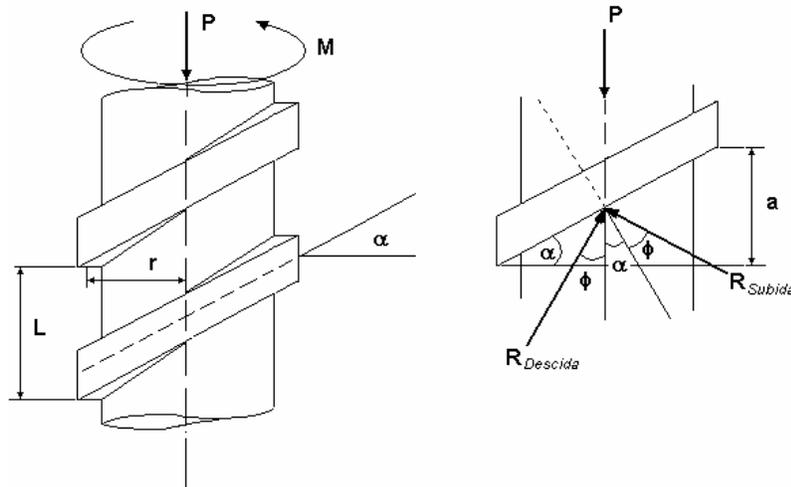


Figura 54: Detalhes do parafuso

Durante o movimento de subida $\alpha < 0$, e durante o movimento de descida $\alpha > 0$. O movimento de translação do sistema que envolve o movimento vertical do cilindro de encosto é regido pela seguinte equação.

$$M \frac{d^2 y(t)}{dt^2} + B_{ca} \cdot \frac{dy(t)}{dt} + K_{el} \cdot y + P_{CARGA} = P(t) \quad \text{eq. 29}$$

Onde:

M: massa do cilindro de encosto e mancais.

B_{ca} : Coeficiente de atrito viscoso entre a Cadeira de laminação e mancais do cilindro de encosto;

y: deslocamento linear do cilindro de encosto.

Substituindo a equação eq. 29 na eq. 28 tem-se:

$$T_p = \frac{\left(M \frac{d^2 y(t)}{dt^2} + B_{ca} \cdot \frac{dy(t)}{dt} + K_{el} \cdot y + P_{CARGA} \right) \cdot \left[\frac{d_g}{3} \cdot \mu + \frac{d_{med}}{2} \cdot \text{tg}(\phi \pm \alpha) \right]}{i \cdot \eta} \quad \text{eq. 30}$$

A relação entre o deslocamento angular da arvore e o deslocamento linear vertical do cilindro de encosto é dado pela seguinte expressão:

$$y = \frac{1}{k_1 \cdot k_2} \cdot \theta$$

Onde :

$1/k_1$: passo do parafuso.

k_2 : relação de transmissão do caixa reductora.

a expressão eq. 30 fica:

$$T_p = \frac{\left(\frac{M}{k_1 \cdot k_2} \frac{d^2 y(t)}{dt^2} + \frac{B_{ca}}{k_1 \cdot k_2} \cdot \frac{dy(t)}{dt} + \frac{K_{el}}{k_1 \cdot k_2} \cdot y + P_{CARGA} \right) \cdot \left[\frac{d_g}{3} \cdot \mu + \frac{d_{med}}{2} \cdot \text{tg}(\phi \pm \alpha) \right]}{i \cdot \eta} \quad \text{eq. 31}$$

Para simplificar a representação da eq. 31. , o termo constante será substituído pela letra **C**.

Desta maneira, tem-se:

$$T_p = \left(\frac{M}{k_1 \cdot k_2} \frac{d^2 y(t)}{dt^2} + \frac{B_{ca}}{k_1 \cdot k_2} \cdot \frac{dy(t)}{dt} + \frac{K_{el}}{k_1 \cdot k_2} \cdot y + P_{CARGA} \right) \cdot C \quad \text{eq. 32}$$

fazendo a substituição da eq. 32 na eq. 28 tem-se:

$$\left(J_M + J_{acp} + J_{arv} + \frac{M.C}{k_1.k_2} \right) \frac{d^2\theta(t)}{dt^2} + \left(B_{mr} + \frac{B_{ca}.C}{k_1.k_2} \right) \cdot \frac{d\theta(t)}{dt} + \frac{K_{el}.C}{k_1.k_2} \cdot \theta(t) + P_{CARGA} \cdot C = T_M(t) \quad \text{eq. 33}$$

A eq. 33 pode-se apresentar como:

$$J_{eq} \frac{d^2\theta(t)}{dt^2} + B_{eq} \cdot \frac{d\theta(t)}{dt} + K_{eq} \cdot \theta(t) + P_{CARGA} \cdot C = T_M(t)$$

onde:

$$J_{eq} = J_M + J_{acp} + J_{arv} + \frac{M.C}{k_1.k_2}$$

$$B_{eq} = B_{mr} + \frac{B_{ca}.C}{k_1.k_2}$$

$$K_{eq} = \frac{K_{el}.C}{k_1.k_2}$$

As equações elétricas do motor de CC são representadas pela eq. 26 e pela equação:.

$$L_M \cdot \frac{di_M(t)}{dt} + R_M \cdot i_M(t) = V_M(t) \quad \text{eq. 34}$$

O sistema de equações do sistema completo é:

$$\left\{ \begin{array}{l} \frac{d^2\theta(t)}{dt^2} = \frac{K_m}{J_{eq}} I(t) - \frac{B_{eq}}{J_{eq}} \frac{d\theta(t)}{dt} - \frac{K_{eq}}{J_{eq}} \theta(t) - \frac{P_{CARGA} \cdot C}{J_{eq}} \\ \frac{dI(t)}{dt} = \frac{1}{L_M} V_M(t) - \frac{K_e}{L_M} \cdot \frac{d\theta(t)}{dt} - \frac{R_M}{L_M} \cdot I(t) \end{array} \right.$$

Representando as equações anteriores no espaço de estados tem-se a forma.

$$\begin{pmatrix} \ddot{\theta}(t) \\ \dot{\theta}(t) \\ \dot{I}(t) \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} -\frac{B_{eq}}{J_{eq}} & -\frac{K_{eq}}{J_{eq}} & \frac{K_M}{J_{eq}} \\ 0 & 1 & 0 \\ -\frac{K_e}{L_M} & 0 & \frac{R_M}{L_M} \end{pmatrix} \begin{pmatrix} \dot{\theta}(t) \\ \theta(t) \\ I(t) \end{pmatrix} + \begin{pmatrix} 0 \\ 0 \\ 1/L_M \end{pmatrix} V_M(t) + \begin{pmatrix} -C/L_M \\ 0 \\ 0 \end{pmatrix} P_{CARGA}(t) \quad \text{eq. 35}$$

A equação anterior representa a dinâmica das variáveis de estado do sistema, as saídas estão representadas pela equação seguinte:

$$\begin{pmatrix} \dot{\theta}(t) \\ y(t) \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} 1 & 0 & 0 \\ 0 & \frac{1}{k_1.k_2} & 0 \end{pmatrix} \begin{pmatrix} \dot{\theta}(t) \\ \theta(t) \\ I(t) \end{pmatrix} + \begin{pmatrix} 0 \\ 0 \end{pmatrix} V_M(t) + \begin{pmatrix} 0 \\ 1/K_{el} \end{pmatrix} P_{CARGA}(t) \quad \text{eq. 36}$$

O sistema fica da forma

$$\begin{cases} \dot{\mathbf{x}} = \mathbf{A}.\mathbf{x} + \mathbf{B}.\mathbf{u} + \mathbf{E}_1.\mathbf{e} \\ \mathbf{y} = \mathbf{C}.\mathbf{x} + \mathbf{E}_2.\mathbf{e} \end{cases}$$

Onde

$$\mathbf{A} = \begin{pmatrix} -\frac{B_{eq}}{J_{eq}} & -\frac{K_{eq}}{J_{eq}} & \frac{K_M}{J_{eq}} \\ 0 & 1 & 0 \\ -\frac{K_e}{L_M} & 0 & \frac{R_M}{L_M} \end{pmatrix}; \quad \mathbf{B} = \begin{pmatrix} 0 \\ 0 \\ 1/L_M \end{pmatrix}; \quad \mathbf{E}_1 = \begin{pmatrix} -C/L_M \\ 0 \\ 0 \end{pmatrix};$$

$$\mathbf{C} = \begin{pmatrix} 1 & 0 & 0 \\ 0 & \frac{1}{k_1.k_2} & 0 \end{pmatrix}; \quad \mathbf{D} = \begin{pmatrix} 0 \\ 0 \end{pmatrix}; \quad \mathbf{E}_2 = \begin{pmatrix} 0 \\ 1/K_{el} \end{pmatrix}$$

Representando o sistema em tempo discreto, com um tempo de amostragem t_0 tem-se

$$\begin{cases} \mathbf{x}(k+1) = \mathbf{A}.\mathbf{x}(k) + \mathbf{B}.\mathbf{u}(k) + \mathbf{E}_1.\mathbf{e}(k) \\ \mathbf{y}(k) = \mathbf{C}.\mathbf{x}(k) + \mathbf{E}_2.\mathbf{e}(k) \end{cases} \quad \text{eq. 37}$$

Os parâmetros para este modelo são mostrados na Tabela 4 do Anexo.

8.4 Controlador do Parafuso.

No sistema usado na indústria tomada como exemplo (SIDERAR), o sistema de parafuso é usado para posicionar os cilindros no gap desejado, e é conhecido como AGC (Automatic Gage Control).

A malha de controle é fechada pelo sistema de realimentação do gap, e o controlador é um controlador tipo PI (proporcional integral), cujos parâmetros estão ajustados para obter-se uma resposta sub amortecida do gap. A figura 55 mostra o sistema de controle do gap

O controlador PI é um controlador real, ou seja, não pode fornecer uma ação de controle qualquer a sua fonte de alimentação, sendo atuador um motor de CC de 750 volts, em nosso caso adoto-se uma saturação na saída do controlador PI para não fornecer uma tensão maior que a tensão nominal do motor.

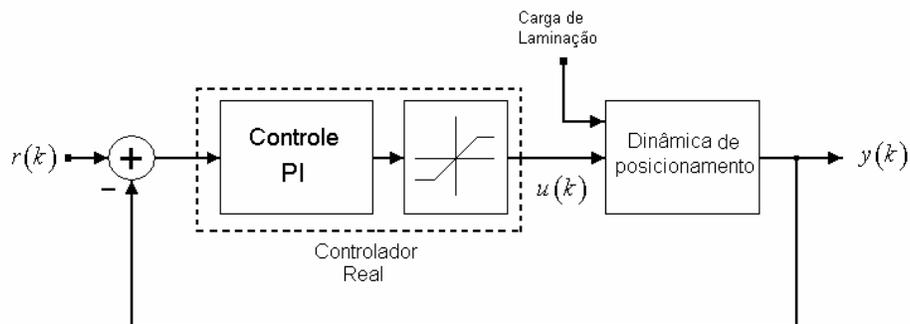


Figura 55: sistema de controle de posicionamento de gap

8.5 Sistema dinâmico completo.

O processo exemplo no qual devemos fazer o controle da cadeira esta determinado como o sistema de posicionamento dos cilindros, que é executado pelo sistema mecânico, e pelo modelo de carga de laminação.

O modelo de carga depende do gap do sistema e ao mesmo tempo o sistema de posicionamento é afetado pela carga de laminação. Sendo o processo completo considerando a dinâmica do sistema o mostrado na figura 56.

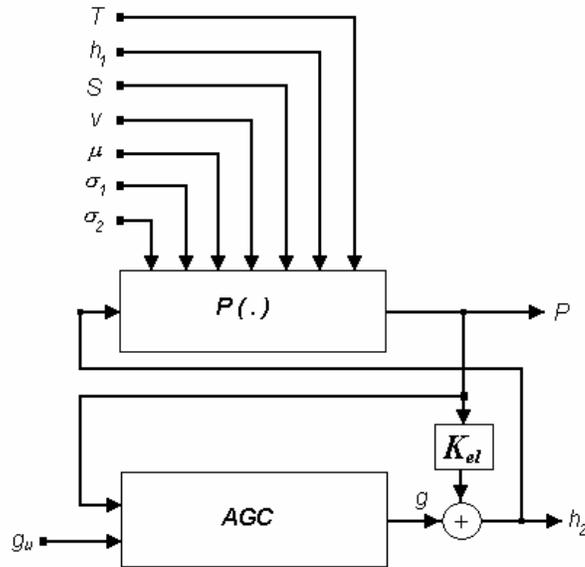


Figura 56: Processo

O sistema dinâmico de posicionamento é o considerado na figura 55 .Como o sistema considerado é mutuamente dependente e ao mesmo tempo possuem não-linearidades, para realizar-se o controle deve-se aplicar uma técnica de controle não linear.

8.6 Conclusões:

Para a aplicação de um controle de espessura na cadeia de laminação, os caminhos a seguir são dois, um deles é linearizar o processo e aplicar uma técnica de controle linear e o outro é considerar o processo proposto na figura 56, e aplicar uma técnica de controle não-linear. Nesta tese serão mostradas as duas vias para fazer o controle da cadeia.

Capítulo 9 : Modelagem e controle linear.

9.1 Introdução

Neste trabalho apresenta-se uma proposta de controle de espessura de saída para a laminação de produtos planos. O esquema proposto leva em consideração o conhecimento do processo para a aplicação de técnicas de controle ótimo.

A versatilidade apresentada pelo ambiente de simulação desenvolvido motivou o seu emprego durante a fase da análise da cadeia na validação dos resultados.

É importante ressaltar que dentre outras características, a simulação constitui-se num importante ferramental de análise da dinâmica simplificada da cadeia de laminação, permitindo a validação dos controladores projetados.

Ainda nesta introdução descreve-se o problema de controle e nos itens seguintes apresenta-se o controle convencional, a estrutura de controle ótimo, a estrutura de controle ótimo com ação integral proposta e a comparação dos resultados.

Nossa principal motivação neste trabalho é a redução das variações da espessura de saída para quais quer de duas perturbações das variáveis de entrada do processo: Temperatura da tira e/ou espessura de entrada. A figura 2 (no Capítulo 2.5.1) mostra três gráficos de um processo real de laminação nas quais observamos a presença de zonas frias, indicados por setas na figura 2 (b), que são pontos de contato com os roletes refrigerados dos fornos de aquecimento. Estas zonas têm maior resistência a deformação o que produz um aumento da força de separação na cadeia de laminação figura 2 (a). Estas variações da força de separação produzem variações no estiramento da cadeia de laminação, produzindo variações na espessura de saída da cadeia. Observando a temperatura na saída do laminador, vê-se zonas localizadas de temperatura mais baixa que são as marcas dos roletes anteriormente mencionadas. Por outro lado, observa-se uma queda de temperatura do início ao fim. Esta perda térmica produz aumentos proporcionais na força de

separação e conseqüentemente na espessura, figura 2 (c), sendo principalmente as variações da temperatura e da espessura de entrada as que produzem variações na força de separação alterando a espessura de saída.

9.2 Controle convencional - force feed forward (FFF)

O sistema de controle de espessura force feed forward (FFF) é baseado na detecção de flutuações na resistência a deformação do material que está sendo laminado na primeira cadeira, sendo esta informação enviada ao modelo de setup.

Mantendo constante o gap em cada cadeira, as diferenças na resistência à deformação são refletidas sobre a carga de laminação. O material laminado é monitorado continuamente, e é possível ajustar o gap das próximas cadeiras antes da chegada de distúrbios. O esquema é mostrado na figura 57

Os cálculos são feitos considerando a divisão da tira em fatias. Para cada fatia de tira na primeira cadeira, a carga de laminação é lida. A resistência à deformação atual e a evolução térmica sobre o trem de laminação são usadas para calcular a espessura que a tira deveria ter na saída de cada cadeira. As espessuras são avaliadas sendo as menores correspondentes aos pedaços mais frios e as maiores a os pedaços da tira mais quente. Finalmente, as variações medidas na carga são usadas para ajustar os cálculos e para poder agir sobre o gap nas últimas duas cadeiras de laminação.

9.3 Controle proposto

Para desenvolver o controle nas duas últimas cadeiras aplicamos técnicas de controle ótimo com ação integral ao modelo representado no espaço de estado. A figura 58 mostra o esquema geral do controle proposto.

Para o sistema considerado nossas entradas de controle são $\Delta g_{in}^{(1)}$, $\Delta V_{in}^{(1)}$, $\Delta g_{in}^{(2)}$ as saídas controladas são $\Delta h_2^{(1)}$, $\Delta \sigma_1$, $\Delta h_2^{(2)}$, sendo as saídas mensuráveis $\Delta h_2^{(1)}$, $\Delta \sigma_1$, $\Delta h_2^{(2)}$, $\Delta P^{(1)}$ e $\Delta P^{(2)}$. O objetivo básico de controle é manter a variação da espessura de saída da tira (Δh_2) o mais próximo possível do valor zero, para qualquer variação da temperatura, ou da espessura de entrada. Qualquer alteração nas variáveis de entrada são consideradas

perturbações e o sistema de controle deve manter a variação da espessura o mais próximo do valor zero agindo sobre o gap (Δg), a qual é a nossa variável de controle da variação da espessura de saída (Δh_2). O mesmo acontece para a variação de tensão que depende da quantidade de tira acumulada entre as cadeiras F9 e F10 e esta tensão é função das diferenças de velocidade de saída e de entrada da tira nas cadeiras F9 e F10 respectivamente, em nosso caso esta tensão é controlada pela variação da velocidade periférica dos cilindros da cadeira F9.

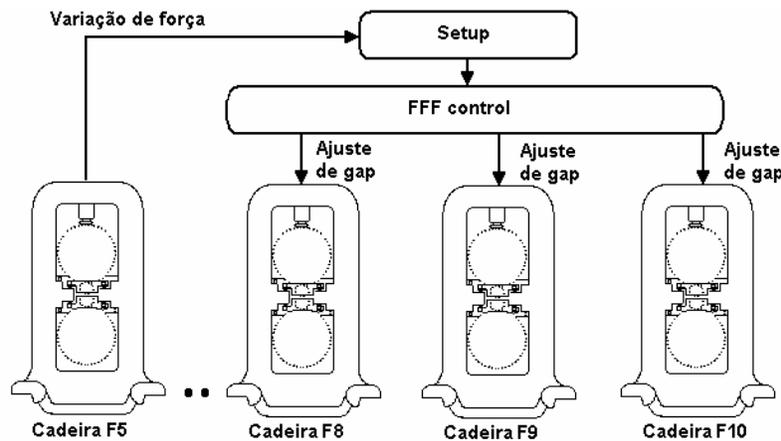


Figura 57: Controle com Force Feed Forward

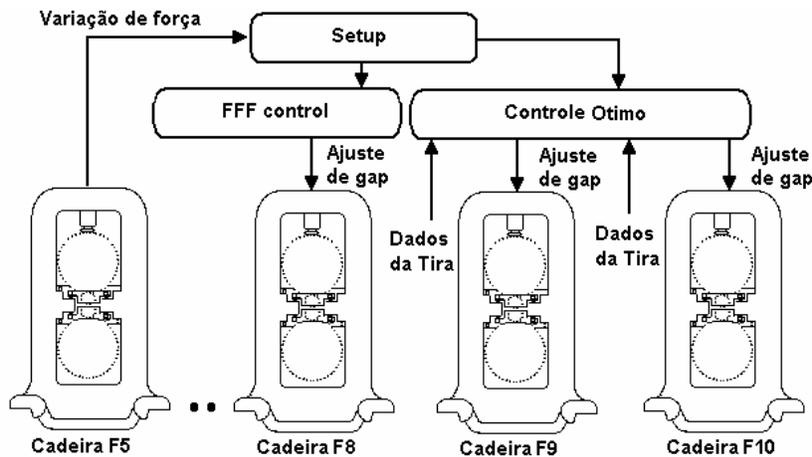


Figura 58: Controle proposto com controle ótimo sobre as duas últimas cadeiras.

9.4 Modelagem analítica do processo

Neste trabalho apresentamos um modelo matemático das duas últimas cadeiras F9 e F10 do trem de laminação, para poder avaliar a técnica de controle proposta. O sistema FFF faz o ajuste de espessura nas duas últimas

cadeiras, o modelamento analítico aqui utilizado destina-se tão somente a permitir a validação, via simulação, dos resultados obtidos.

Esses resultados são comparados com os valores reais medidos nas cadeiras de laminação controladas pelo controle FFF (force feed forward) [Bryant. et al 1973] [Ginzburg, 1989].

Para obter um modelo aproximado da cadeira de laminação, trabalho-se com as teorias de Orowan [Orowan, 1944] descritas no Capítulo 3.9, e Alexander [Alexander et al 1972], as quais aparecem como as mais confiáveis para a obtenção da carga de laminação, podendo-se usá-las numa ampla faixa de condições de laminação. O modelo matemático foi ajustado e calibrado com valores reais medidos no processo descrito no Capítulo 6.4.1, obtendo uma resposta muito próxima ao valor de carga real. Este modelo está representado de forma geral pela eq. 41 e o escorregamento pela eq. 42.

9.5 Equações básicas do modelo

O modelo matemático implementado leva em consideração a duas últimas cadeiras do processo, já que o controle FFF faz um ajuste da espessura nas duas últimas cadeiras. Em nosso caso fazemos o ajuste da espessura aplicando técnicas de controle ótimo, utilizando o modelamento matemático no espaço de estados.

A espessura de saída de cada cadeira é função do gap dos cilindros e do estiramento da cadeira

$$h_2^{(i)} = g^{(i)} + \frac{P^{(i)}}{K_{el}^{(i)}} \quad \text{eq. 38}$$

Onde:

(i): Cadeira de laminação i=1 (F9), i=2 (F10).

$h_2^{(i)}$: Espessura de saída da cadeira (i).

$g^{(i)}$: gap dos cilindros para a cadeira (i)

$P^{(i)}$: Carga de laminação na cadeira (i).

$K_{el}^{(i)}$: Índice de elasticidade da cadeira (i).

A tensão entre as cadeiras de laminação é função da diferença da velocidade de saída para cadeira F9 menos velocidade de entrada para a cadeira F10:

$$\frac{d\sigma_1}{dt} = \frac{Y}{d_c} (V_2^{(1)} - V_1^{(2)}) \quad \text{eq. 39}$$

Onde:

- σ_1 : Tensão na tira entre a cadeira F9 e F10.
- Y : Módulo de Young da tira: 21.000 N/m
- d_c : Distância de separação entre cadeiras (i): 5.486 m.
- $V_2^{(1)}$: Velocidade de saída da tira na cadeira F9.
- $V_1^{(2)}$: Velocidade de entrada da tira na cadeira F10.

A continuidade de volume da tira no gap dos cilindros é definida como:

$$V_1^{(i)} h_1^{(i)} = V_2^{(i)} h_2^{(i)} \quad \text{eq. 40}$$

A carga de laminação é representada pela equação (eq. 41) e aqui descrita na sua forma genérica:

$$P^{(i)} = P(h_1^{(i)}, h_2^{(i)}, \sigma_1^{(i)}, \sigma_2^{(i)}, S^{(i)}, \mu^{(i)}, T^{(i)}) \quad \text{eq. 41}$$

Onde:

- $\sigma_2^{(i)}$: Tensão a frente para a cadeira (i)
- $g^{(i)}$: gap dos cilindros para a cadeira (i).
- $\mu^{(i)}$: Coeficiente de atrito na cadeira (i).
- $S^{(i)}$: Tensão de escoamento da cadeira (i).

A função de escorregamento é definida como:

$$f^{(i)} = f(h_1^{(i)}, h_2^{(i)}, \sigma_1^{(i)}) \quad \text{eq. 42}$$

9.6 Considerações básicas do modelo

- I. A principal consideração é que o controle é aplicado só quando existe tira entre as duas cadeiras, ou seja, não é considerado o momento anterior à entrada da tira na última cadeira.
- II. Consideramos as variações infinitesimais dos valores nominais. Por exemplo a variável x , sendo Δx a variação infinitesimal e x^* o valor nominal.

III. Consideramos também que a força de laminação é função da espessura de entrada, espessura de saída, temperatura e da tensão entre cadeiras [Denti 1994] e [Hoshino 1988]. As curvas de sensibilidade representam a variação da força de laminação:

$$\begin{aligned}\Delta P^{(1)} &= \beta_1 \cdot \Delta \sigma_1 + \beta_2 \cdot \Delta h_2^{(1)} + \beta_3 \cdot \Delta h_1^{(1)} + \beta_4 \cdot \Delta T^{(1)} \\ \Delta P^{(2)} &= \beta_5 \cdot \Delta \sigma_1 + \beta_6 \cdot \Delta h_2^{(2)} + \beta_7 \cdot \Delta h_1^{(2)} + \beta_8 \cdot \Delta T^{(2)}\end{aligned}\quad \text{eq. 43}$$

Onde os coeficientes da função linearizada são:

$$\begin{aligned}\beta_1 &= \frac{\partial P^{(1)}}{\partial \sigma_1}; \beta_2 = \frac{\partial P^{(1)}}{\partial h_2^{(1)}}; \beta_3 = \frac{\partial P^{(1)}}{\partial h_1^{(1)}}; \beta_4 = \frac{\partial P^{(1)}}{\partial T^{(1)}} \\ \beta_5 &= \frac{\partial P^{(2)}}{\partial \sigma_1}; \beta_6 = \frac{\partial P^{(2)}}{\partial h_2^{(2)}}; \beta_7 = \frac{\partial P^{(2)}}{\partial h_1^{(2)}}; \beta_8 = \frac{\partial P^{(2)}}{\partial T^{(2)}}\end{aligned}\quad \text{eq. 44}$$

IV. A variação do escorregamento é função da espessura de entrada da espessura de saída e da tensão da tira, a qual é representada pelas equações:

$$\begin{aligned}\Delta f^{(1)} &= \alpha_1 \cdot \Delta \sigma_1 + \alpha_2 \cdot \Delta h_2^{(1)} + \alpha_3 \cdot \Delta h_1^{(1)} \\ \Delta f^{(2)} &= \alpha_4 \cdot \Delta \sigma_1 + \alpha_5 \cdot \Delta h_2^{(2)} + \alpha_6 \cdot \Delta h_1^{(2)}\end{aligned}\quad \text{eq. 45}$$

Onde os coeficientes são:

$$\begin{aligned}\alpha_1 &= \frac{\partial f^{(1)}}{\partial \sigma_1}; \alpha_2 = \frac{\partial f^{(1)}}{\partial h_2^{(1)}}; \alpha_3 = \frac{\partial f^{(1)}}{\partial h_1^{(1)}} \\ \alpha_4 &= \frac{\partial f^{(2)}}{\partial \sigma_1}; \alpha_5 = \frac{\partial f^{(2)}}{\partial h_2^{(2)}}; \alpha_6 = \frac{\partial f^{(2)}}{\partial h_1^{(2)}}\end{aligned}\quad \text{eq. 46}$$

V. A variação das velocidades de saída da tira são expressas pela variação do coeficiente de escorregamento e pela velocidade periférica do cilindro :

$$\begin{aligned}\Delta V_2^{(1)} &= (1 + f^{*(1)}) \cdot \Delta V^{(1)} + V^{*(1)} \cdot \Delta f^{(1)} \\ \Delta V_2^{(2)} &= (1 + f^{*(2)}) \cdot \Delta V^{(2)} + V^{*(2)} \cdot \Delta f^{(2)}\end{aligned}\quad \text{eq. 47}$$

VI. As variáveis controladas não são diretamente afetadas pela velocidade periférica da última cadeira. Então fazemos $\Delta V_2=0$.

VII. Cada atuador tem uma dinâmica que pode ser aproximada por um sistema de primeira ordem pois tem-se uma resposta sobre amortecida. As eq. 35 e eq. 36 considerando o gap e a velocidade do cilindro como saídas, podem ser aproximadas como:

$$T_g \frac{dg^{(i)}}{dt} = g_{in}^{(i)} - g^{(i)} \quad \text{eq. 48}$$

$$T_v \frac{dV^{(i)}}{dt} = V_{in}^{(i)} - V^{(i)} \quad \text{eq. 49}$$

As variáveis $\Delta h_1^{(1)}$, $\Delta T^{(1)}$ e $\Delta T^{(2)}$ serão consideradas perturbações para o sistema:

A variação da espessura de saída da cadeira F9 é igual à variação da espessura de entrada da cadeira F10 então $\Delta h_2^{(1)} = \Delta h_1^{(2)}$:

A estrutura geral do modelo representado em espaço de estados é mostrada na equação eq. 50. Os parâmetros para a construção deste modelo são mostrado na Tabela 3 do Anexo.

$$\begin{cases} \dot{\mathbf{x}} = \mathbf{A}.\mathbf{x} + \mathbf{B}.\mathbf{u} + \mathbf{E}_1.\mathbf{e} \\ \mathbf{y} = \mathbf{C}.\mathbf{x} + \mathbf{E}_2.\mathbf{e} \\ \mathbf{w} = \mathbf{F}.\mathbf{x} + \mathbf{E}_3.\mathbf{e} \end{cases} \quad \text{eq. 50}$$

Onde os vetores de entrada, de espaço de estado, de perturbação e de saída são:

$$\mathbf{x} = \begin{pmatrix} \Delta \sigma_1 \\ \Delta g^{(1)} \\ \Delta V^{(1)} \\ \Delta g^{(2)} \end{pmatrix}; \quad \mathbf{y} = \begin{pmatrix} \Delta h_2^{(1)} \\ \Delta \sigma_1 \\ \Delta h_2^{(2)} \end{pmatrix}; \quad \mathbf{e} = \begin{pmatrix} \Delta h_1^{(1)} \\ \Delta T^{(1)} \\ \Delta h_1^{(2)} \\ \Delta T^{(2)} \end{pmatrix}; \quad \mathbf{u} = \begin{pmatrix} \Delta g_{in}^{(1)} \\ \Delta V_{in}^{(1)} \\ \Delta g_{in}^{(2)} \end{pmatrix}; \quad \mathbf{w} = \begin{pmatrix} \Delta P^{(1)} \\ \Delta P^{(2)} \end{pmatrix}$$

Os coeficientes obtidos para construir as matrizes de espaço de estado são:

$$\begin{aligned} \varepsilon_1 &= \left(\frac{K_{el}^{(2)}}{K_{el}^{(1)} - \beta_2} \right); \varepsilon_2 = \left(\frac{\beta_1}{K_{el}^{(1)} - \beta_2} \right); \varepsilon_3 = \left(\frac{\beta_3}{K_{el}^{(1)} - \beta_2} \right); \varepsilon_4 = \left(\frac{\beta_4}{K_{el}^{(1)} - \beta_2} \right) \\ \varepsilon_5 &= \left(\frac{K_{el}^{(2)}}{K_{el}^{(2)} - \beta_6} \right); \varepsilon_6 = \left(\frac{\beta_5}{K_{el}^{(2)} - \beta_6} \right); \varepsilon_7 = \left(\frac{\beta_7}{K_{el}^{(2)} - \beta_6} \right); \varepsilon_8 = \left(\frac{\beta_8}{K_{el}^{(2)} - \beta_6} \right) \\ T_\sigma &= -1 / \left\{ \frac{Y}{d_C} \cdot \left(V^{*(1)} \cdot (\alpha_1 + \alpha_2 \cdot \varepsilon_2) - V^{*(2)} \cdot (\alpha_4 + \alpha_5 \cdot \varepsilon_6) \cdot \frac{h_2^{*(2)}}{h_1^{*(2)}} \right) \right\} \\ M_0 &= \frac{Y}{d_C} \cdot (1 + f^{*(2)}) \cdot T_\sigma; \quad M_1 = -\frac{Y}{d_C} \cdot (V^{*(1)} \cdot \alpha_2 \cdot \varepsilon_1) \cdot T_\sigma; \quad M_2 = -\left(\frac{Y}{d_C} \cdot V^{*(2)} \cdot \alpha_5 \cdot \varepsilon_5 \cdot \frac{h_2^{*(2)}}{h_1^{*(2)}} \right) \cdot T_\sigma \\ M_3 &= \frac{Y}{d_C} \cdot \left\{ V^{*(1)} \cdot (\alpha_2 \cdot \varepsilon_3 + \alpha_3) \right\} \cdot T_\sigma \\ M_4 &= \frac{Y}{d_C} \cdot \left(V^{*(1)} \cdot \alpha_2 \cdot \varepsilon_4 \right) \cdot T_\sigma; \quad M_5 = -\frac{Y}{d_C} \cdot \left(V^{*(2)} \cdot (\alpha_5 \cdot \varepsilon_7 + \alpha_6) \cdot \frac{h_2^{*(2)}}{h_1^{*(2)}} \right) \cdot T_\sigma; \\ M_6 &= -\frac{Y}{d_C} \cdot \left(V^{*(2)} \cdot (\alpha_2 \cdot \varepsilon_4) \cdot \frac{h_2^{*(2)}}{h_1^{*(2)}} \right) \cdot T_\sigma \end{aligned}$$

Os valores de A,B,C,F são:

$$\mathbf{A} = \begin{pmatrix} -1/T_\sigma & M_0/T_\sigma & M_1/T_\sigma & M_2/T_\sigma \\ 0 & -1/T_g^{(1)} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & -1/T_v & 0 \\ 0 & 0 & 0 & -1/T_g^{(2)} \end{pmatrix}; \quad \mathbf{B} = \begin{pmatrix} 0 & 0 & 0 \\ 1/T_g^{(1)} & 0 & 0 \\ 0 & 1/T_v & 0 \\ 0 & 0 & 1/T_g^{(2)} \end{pmatrix}$$

$$\mathbf{C} = \begin{pmatrix} \varepsilon_2 & \varepsilon_1 & 0 & 0 \\ 1 & 0 & 0 & 0 \\ \varepsilon_6 & 0 & 0 & \varepsilon_5 \end{pmatrix}; \quad \mathbf{F} = \begin{pmatrix} \beta_1 & \beta_2 \cdot \varepsilon_2 & 0 & 0 \\ \beta_5 & 0 & 0 & \beta_6 \cdot \varepsilon_5 \end{pmatrix}$$

$$\mathbf{E}_1 = \begin{pmatrix} M_3/T_\sigma & M_4/T_\sigma & M_5/T_\sigma & M_6/T_\sigma \\ 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 \end{pmatrix}; \quad \mathbf{E}_2 = \begin{pmatrix} \varepsilon_3 & \varepsilon_4 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & \varepsilon_7 & \varepsilon_8 \end{pmatrix}$$

$$\mathbf{E}_3 = \begin{pmatrix} \beta_3 & \beta_4 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & \beta_7 & \beta_8 \end{pmatrix}$$

O modelo anterior é convertido ao espaço de estados em tempo discreto com um tempo de amostragem $t_0=0.01$ s. sendo o mesmo período de amostragem dos dados.

$$\begin{cases} \mathbf{x}(k+1) = \mathbf{A}' \cdot \mathbf{x}(k) + \mathbf{B}' \cdot \mathbf{u}(k) + \mathbf{E}_1 \cdot \mathbf{e}(k) \\ \mathbf{y}(k) = \mathbf{C}' \cdot \mathbf{x}(k) + \mathbf{E}_2 \cdot \mathbf{e}(k) \\ \mathbf{w}(k) = \mathbf{F} \cdot \mathbf{x}(k) + \mathbf{E}_3 \cdot \mathbf{e}(k) \end{cases} \quad \text{eq. 51}$$

Para demonstrar que o processo é totalmente controlável construímos a matriz \mathbf{M}_c de controlabilidade. [Kuo, 1992] e [Ogata, 1996] da forma:

$$\mathbf{M}_c = [\mathbf{B}' \quad \mathbf{A}' \cdot \mathbf{B}' \quad \mathbf{A}'^2 \cdot \mathbf{B}' \quad \mathbf{A}'^3 \cdot \mathbf{B}'] \quad \text{eq. 52}$$

e obtivemos que o posto da matriz \mathbf{M}_c é igual a ordem do processo, demonstrando que o mesmo é totalmente controlável.

Para provar que o sistema é totalmente observável, ou seja, se o estado pode ser determinado a partir da medição da saída durante um intervalo de tempo finito, foi construída a matriz de observabilidade \mathbf{M}_o , definida como:

$$\mathbf{M}_o = [\mathbf{C}' \quad \mathbf{C}' \cdot \mathbf{A}' \quad \mathbf{C}' \cdot \mathbf{A}'^2 \quad \mathbf{C}' \cdot \mathbf{A}'^3]^T \quad \text{eq. 53}$$

Obtivemos que o posto da matriz \mathbf{M}_o é igual à ordem do processo sendo o mesmo totalmente observável

Para o projeto do controlador procura-se obter uma matriz de realimentação do vetor de estados para se ter a melhor resposta possível do processo com a

adição de uma ação integral para diminuir o erro de estado estacionário do processo.

A inclusão da ação integral aumenta a ordem do sistema, se o sistema é da ordem 4 e o número de variáveis realimentadas com ação integral é 3, a nova ordem do sistema será (4+3) e novo vetor de estado para o cálculo do regulador ótimo integral terá uma dimensão (4+3). Para esta nova ordem ampliada o modelo considerado continua sendo observável e controlável. O novo vetor de estado pode ser definido como $\xi(k) = [x(k) \quad v(k)]^T$, sendo o vetor $v(k)$ a ação integral para as três variáveis realimentadas.

O índice de desempenho proposto para o controlador ótimo integral é:

$$J = \frac{1}{2} \sum_{k=0}^{\infty} [\xi^T(k) \tilde{Q} \xi(k) + u^T(k) \tilde{R} u(k)] \quad \text{eq. 54}$$

As matrizes R e Q são duas matrizes simétricas e positivas definidas, com o objetivo de conferir o valor ótimo para o índice J.

A estrutura da planta é a estabelecida no espaço de estado, e o cálculo da matriz de ganho do controlador, \tilde{K} , deve-se fazer off-line, por meio do cálculo da equação de Riccati. A equação de Riccati para estado estacionário é da forma:

$$\tilde{P} = \tilde{Q} + \tilde{A}'^T \tilde{P} \tilde{A}' - \tilde{A}'^T \tilde{P} \tilde{B}' \cdot [\tilde{R} + \tilde{B}'^T \tilde{P} \tilde{B}']^{-1} \cdot \tilde{B}'^T \tilde{P} \tilde{A}' \quad \text{eq. 55}$$

Do valor de \tilde{P} obtém-se a matriz de ganho \tilde{K} :

$$\tilde{K} = [\tilde{R} + \tilde{B}'^T \tilde{P} \tilde{B}']^{-1} \cdot \tilde{B}'^T \tilde{P} \tilde{A}' \quad \text{eq. 56}$$

Com o ganho \tilde{K} calculado com a eq. 56, sendo $\tilde{K} = [K \quad -K_i]$, obtém-se a lei de controle dada pela equação eq. 57

$$u(k) = -K \cdot x(k) + K_i \cdot v(k) \quad \text{eq. 57}$$

O diagrama de blocos do controle ótimo de estado estacionário é mostrado na Figura 59, onde assume-se que todos os estados encontram-se disponíveis. E

posicionados dentro do círculo unitário. Essas raízes são as raízes características ou autovalores.

Com a realimentação de estados, o sistema muda para um sistema autônomo, onde a dinâmica está regida pelos autovalores da matriz:

$$(\tilde{A}' + \tilde{B}' \tilde{K}) \quad \text{eq. 58}$$

Os autovalores encontram-se posicionados dentro do círculo unitário, tanto para o controlador ótimo como para o controlador ótimo com ação integral, Onde o vetor de referência é $r(k)=[0,0,0]^T$.

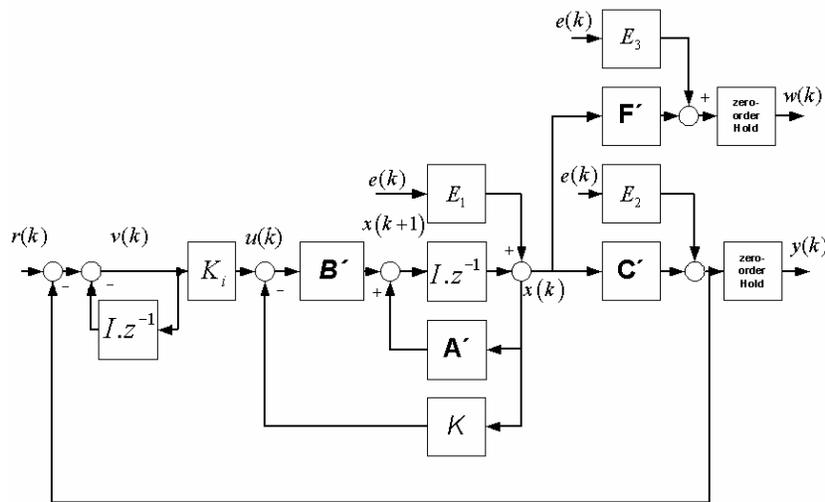


Figura 59: Modelo de controle representado em espaço de estado.

9.7 Validação dos resultados do controle

Para fazer a avaliação da técnica de controle usaram-se dados reais obtidos da laminação da bobina de aço N° 982 1612 feita na planta de SIDERAR S.A. na Argentina.

A Figura 60 mostra a espessura de entrada e a variação da temperatura medidas no processo de laminação real e que são aplicadas ao modelo para testar o controle proposto. Só são introduzidas as variações com respeito a ponto de operação, mas na simulação só são plotadas as variações de espessura de saída ($\Delta h_2^{(1)}$ e $\Delta h_2^{(2)}$) e as variações de tensão ($\Delta \sigma_1$). Também é plotada a ação de controle para as duas cadeiras ($\Delta g^{(1)}$ $\Delta V^{(1)}$ $\Delta g^{(2)}$). Os

resultados de controle são para um controlador ótimo e para um controlador ótimo com ação integral.

A Figura 64 mostra o resultado da simulação para a carga de laminação para um controle FFF e um controle ótimo e na Figura 63 é plotada a tensão calculada pelo modelo. A variação da tensão real não é conhecida e foi estimada em função do ângulo do tensiômetro. A Figura 62 mostra a variação do gap nas cadeiras para as perturbações do modelo.

A Figura 61 mostra as variações da espessura de saída para as cadeiras F9 e F10, sendo a variação de referência desejada para a saída igual a zero. O erro para controle ótimo é menor de $30 \mu\text{m}$ e no caso do controle convencional (FFF) chega até $100 \mu\text{m}$. Obtiveram-se os mesmos resultados para diferentes dados obtidos no processo de laminação e o erro de espessura no caso de controle ótimo é sempre menor que o erro do controle FFF, que é o controlador real da planta.

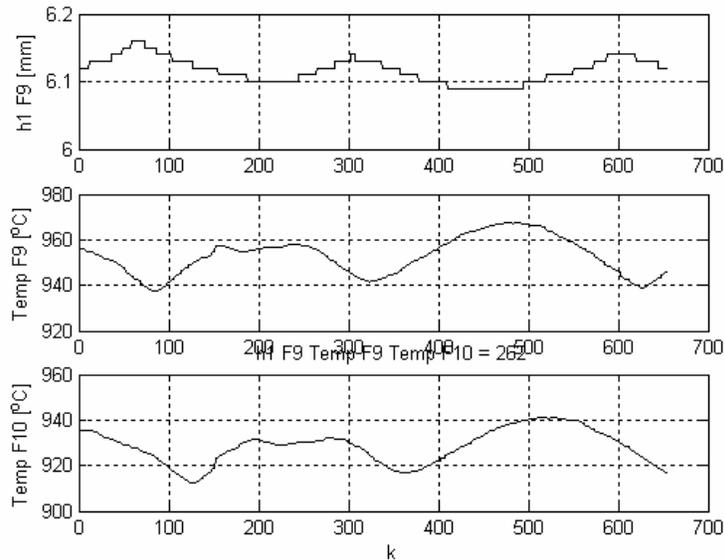


Figura 60: Variação da espessura de entrada e de temperatura da tira nas Cadeiras F9 e F10.

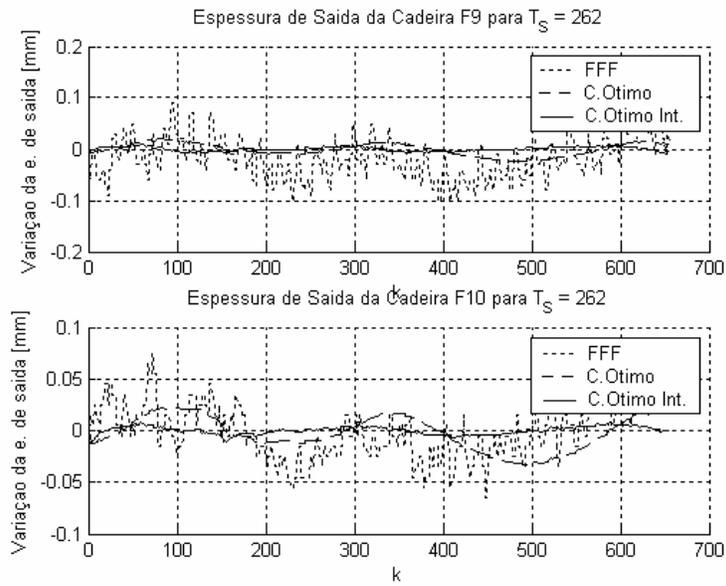


Figura 61: Espessura de saída na cadeira F9 e F10 com FFF, controle ótimo e controle ótimo com ação integral.

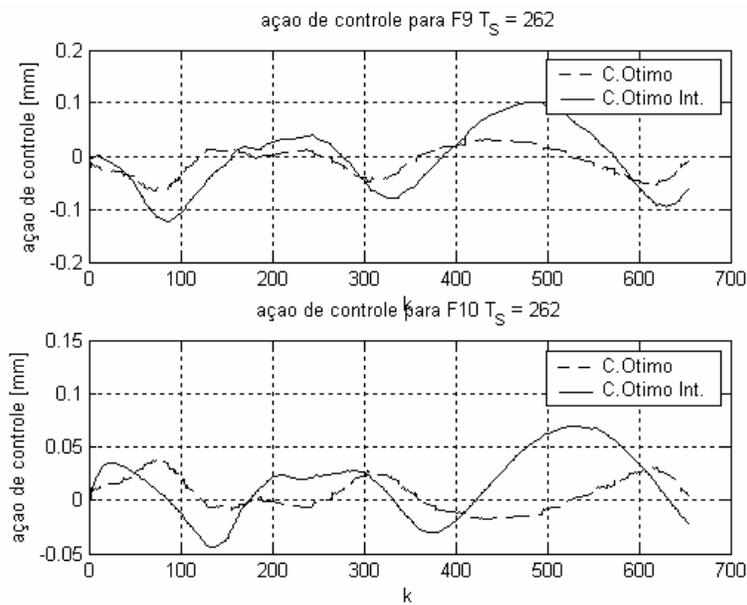


Figura 62: variação do gap nas cadeiras F9 e F10 respectivamente.

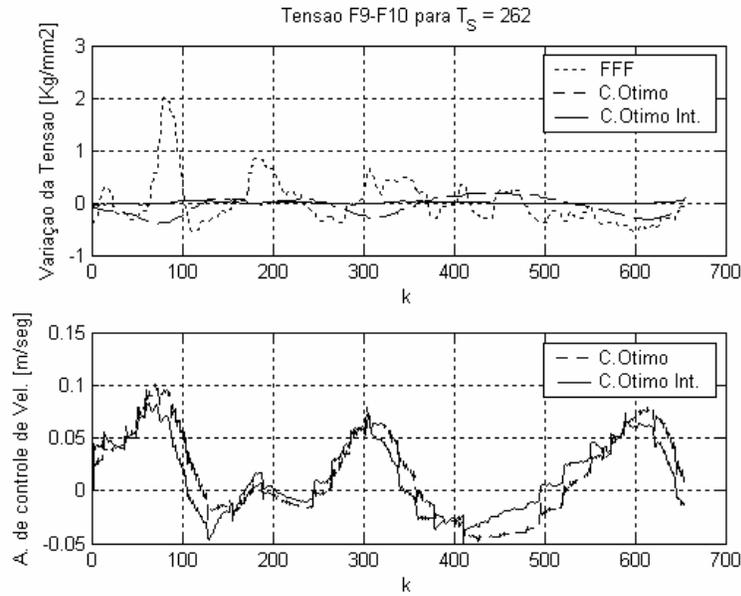


Figura 63: Variação da tensão da chapa e variação da velocidade de controle da cadeira F9.

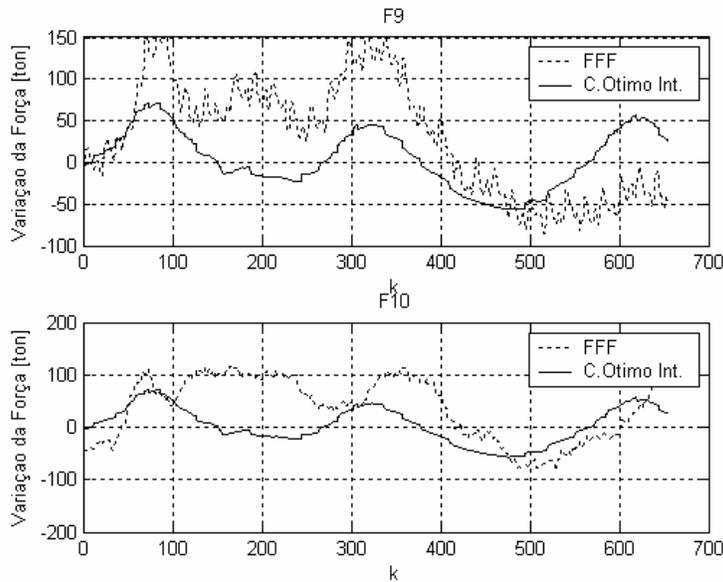


Figura 64: Variação da carga de laminação com controle ótimo integral para as cadeiras F9 e F10 respectivamente.

9.8 Conclusões

O modelo de laminação apresentado neste Capítulo é baseado no modelo dinâmico de laminação calibrado com valores reais medidos num processo de laminação e com os parâmetros fornecidos pela empresa Siderar S.A.. Depois fazendo-se a linearização do modelo em torno do ponto de operação

construímos o modelo representado em espaço de estados. Desta forma estabeleceu-se um modelo dinâmico para as duas últimas cadeiras de laminação com um comportamento muito similar ao processo real dentro da faixa de operação que foi considerada.

Os resultados observados para as variações de espessura, comparando as duas técnicas de controle, mostraram que o processo controlado com técnica de controle ótimo apresentou, por simulação computacional, menor variação de espessura que o sistema force feed forward FFF real tomado como comparação, sendo que esta última técnica apresenta uma maior dispersão da espessura. O controlador ótimo, em contrapartida precisa da medição da temperatura e a espessura na entrada das duas últimas cadeiras. A técnica é simples de implementar e poderia ser usada em paralelo, para verificação de seu desempenho em condições reais de operação, visando uma possível substituição do sistema force feed forward (FFF) nas duas últimas cadeiras de laminação.

Capítulo 10 : Controle não-linear baseado em redes neurais.

10.1 Introdução:

Neste capítulo consideram-se as redes neurais como modelo para descrever sistemas dinâmicos, e se introduz uma classe particular, os sistemas neurais, com propriedades distintivas que são muito úteis na modelagem e identificação de sistemas.

As redes neurais possuem características que as fazem muito interessantes na modelagem de sistemas dinâmicos, como a capacidade de aproximar funções e dinâmicas não-lineares com precisões arbitrariamente pequenas e a possibilidade de permitir o planejamento de controladores utilizando diversas metodologias. Embora os modelos neurais têm algumas desvantagens, entre as quais sobressaem as seguintes: são pouco explicativos com respeito aos princípios físicos que comandam a dinâmica do sistema identificado, por tratar-se de modelos do tipo caixa-preta; e a possibilidade de incorporar informação previa no modelo é muito limitada, quando não nula.

Neste estudo têm-se aproveitado ao máximo as vantagens que as redes neurais outorgam ao problema da identificação e controle de sistemas dinâmicos e minimizado seus inconvenientes.

10.2 Redes neurais artificiais (RNA)

As redes neurais artificiais (RNA) são mecanismos de processamento da informação inspirados nas redes de neurônios biológicos. Seu funcionamento, explicado em numerosos textos (veja-se para uma introdução [Fausett, 1994] ou Hertz [Hertz et. al.,1991]), baseia-se em operações simples realizadas em paralelo por um grande número de células elementares, os neurônios. Uma rede neural é um mecanismo que não pode ser definido de forma única.

Existe um amplo repertório de tipos de RNA que diferem na topologia (a forma em que os neurônios estão conectados), nas funções de ativação, no algoritmo de aprendizagem, etc.

O tipo de RNA que se estudará neste trabalho é o das redes síncronas e discretas que, à diferença das redes contínuas ou das de Hopfield, obtém, para dada entrada no instante de tempo (k), a saída correspondente no instante de tempo (k). Além disso, o esquema de concessão entre neurônios é livre, sem seguir uma estrutura de camadas e permitindo conexões recorrentes. Esta última consideração permite que as redes mostrem comportamentos dinâmicos. O tipo de funções de ativação compreende as funções deriváveis, porém usualmente utilizaram-se as funções linear e sigmoideal. O mecanismo de aprendizagem não está limitado em nenhum aspecto. Qualquer algoritmo, que permita a aprendizagem de estruturas como as propostas, será potencialmente útil. Por tanto, neste trabalho e de agora para frente se consideraram redes neurais do tipo descrito neste parágrafo, salvo especificação em contrário.

As características que fazem mais interessante às RNA para a modelagem de sistemas dinâmicos são:

- São modelos não lineares, dado que a função de ativação é não linear.
- São dinâmicas, se incluem conexões recorrentes, ou estáticas, se não as incluem.
- São modelos paramétricos e os parâmetros correspondem aos pesos das conexões entre neurônios.
- São modelos adaptativos, uma vez que a aparição de novos dados permite o reaprendizagem dos parâmetros adaptando os valores anteriores aos dados atuais.
- São tolerantes a falhas, já que seu comportamento está distribuído entre todos os parâmetros. Assim, quando algum deles é incorreto, o resultado global se degrada, mas não deixa ao modelo inoperante, necessariamente.
- São inerentemente paralelas o que permite uma implementação eficiente.

Nos seguintes ítems se repassam com mais detalhe os principais aspetos da modelagem e controle de sistemas dinâmicos com redes neurais.

10.3 Aproximação de funções com RNA.

O motivo que, provavelmente, teve mais influência na utilização das redes neurais no campo da identificação e controle de processos, é sua demonstrada capacidade de aproximar funções com um grau arbitrário de precisão. Os resultados a este respeito partem dos trabalhos de Kolmogorov (publicados no ano 1957), de caráter geral na disciplina de *Aproximação de Funções*. Recentemente tem sido adaptados e refinados pelos diversos autores (Hecht-Nielsen, Kurková, Hornik, Ito, Cybenko, etc.) ao campo da aproximação de funções baseada em redes neurais. o resultado geral mais interessante (formulado independentemente nos trabalhos [Cybenko, 1989] e [Hornik et. al,1989] é que as redes neurais de três camadas com funções de ativação sigmoidais são aproximadores universais.

Estes resultados, apesar de estabelecer uma idéia sólida na aproximação de funções com redes neurais, têm considerações que os fazem pouco úteis na pratica. O primeiro é devido a que baseia-se na norma máxima para funções $f \in L^P(\mu)$. Esta norma não é derivável, e por isso é incompatível com os algoritmos de aprendizagem mais populares, baseados no decrescimento do gradiente. O segundo é devido a que da as garantias de existência, mas não estabelece o método de construção da aproximação ótima.

Embora, as abordagens mais recentes ([Hush 1998] e [Meltser et. al.1996], por exemplo) têm aberto as portas aos algoritmos construtivos de redes neurais que, utilizando como fundamento os teoremas precedentes de existência de soluções, criam redes neurais com erros de aproximação arbitrariamente pequenos.

10.4 Identificação de sistemas dinâmicos com RNA

Considera-se que a identificação de sistemas dinâmicos passou a formar parte das áreas tratadas pela disciplina do controle automático aos princípios dos anos 60, quando as técnicas estatísticas padrão, métodos como o dos mínimos quadrados ou de a virosemelhança máxima já eram muito conhecidos. Nestes quase quarenta anos, os textos sobre identificação de sistemas dinâmicos têm

adquirido um caráter fundamental e existem referências muito sólidas como [Ljung,1987] ou [Söderstrom, 1989].

Existem numerosos métodos de identificação, mas, em geral, todos seguem umas referências comuns: pré-processamento dos dados, seleção do modelo, minimização do erro de aproximação e validação do modelo.

O processo de identificação consta dos seguintes componentes:

– os *dados*: são pares de vetores de entrada e saída

$$Z^n = \left\{ [y(k), u(k)]; k = 1 \dots n \right\}$$

donde $y(k)$ corresponde á saídas no instante k , que se supõe discreto, e $u(k)$ à entradas ou repressores do modelo.

– o *modelo*: é uma função que estima as saídas a partir das entradas e de a informação temporal que salva, $\hat{y}(k) = \hat{f}_n(u(k), k)$.

– os *parâmetros*: o modelo é uma função descrita a partir de um número finito de parâmetros, \mathbf{W} , de forma que una expressão mais correta do modelo é $f(u(k), k, \mathbf{W})$.

– a *medida do erro*: o erro, $\varepsilon(k, \mathbf{W}) = y(k) - f(u(k), k, \mathbf{W})$, permite ponderar a fidelidade de um modelo e sua medida se faz a través de uma norma, que em geral é a quadrática:

$$\varepsilon_n(\mathbf{W}) = \frac{1}{n} \sum_{k=1}^n \|y(k) - \hat{f}_n(u(k), k, \mathbf{W})\| \rightarrow \varepsilon_n(\mathbf{W}) = \frac{1}{n} \sum_{k=1}^n |\varepsilon(k, \mathbf{W})|^2$$

– O *algoritmo de minimização* do erro, que pode tomar formas muito diversas: direta, iterativa, heurística, analítica, estocástica, etc. no caso de identificação de sistemas não lineares utilizam-se algoritmos iterativos ou recursivos que, de forma genérica, podem-se expressar segundo o tempo (k) e $(k-1)$.

$$\mathbf{W}(k) = \mathbf{W}(k-1) + \lambda_k \cdot \mathbf{R}_k^{-1} \cdot \Psi(k) \cdot \varepsilon(k)$$

O escalar λ_k é o tamanho do passo, \mathbf{R}_k é uma matriz positiva definida que permite modificar o critério de procura (quando $\mathbf{R}_k = \mathbf{I}$ segue-se o gradiente) e $\Psi(k)$ corresponde á derivada de $f(k)$ com respeito a os parâmetros, \mathbf{W} .

As redes neurais, apesar de surgirem a partir de motivações diferentes que de identificação de sistemas dinâmicos, apresentam um conjunto de modelos que encaixam-se adequadamente na metodologia genérica descrita anteriormente. Estes são modelos paramétricos que, baseando-se numa medida do erro e

num algoritmo para minimizá-lo, aproximam uma função não linear com erros arbitrariamente pequenos.

Os modelos clássicos de identificação linear (ARMAX, OE, BJ etc.) e suas versões não lineares podem ser expressos na forma de RNA, como se apresenta em Sjöberj [Sjöberj et. al.1995] e o algoritmo de aprendizagem *backpropagation* pode-se ajustar á regra de minimização genérica com $Rt = I$. Por exemplo, a estrutura neural de a figura 65, é equivalente al modelo ARX (o NARX se os neurônios são sigmoidais em lugar de lineares). Nesta figura observa-se que a rede neural perfaz uma função estática das observações que recebe das variáveis de entrada e de saída tanto no instante atual como nos instantes anteriores, de forma similar a como se procede nos citados modelos.

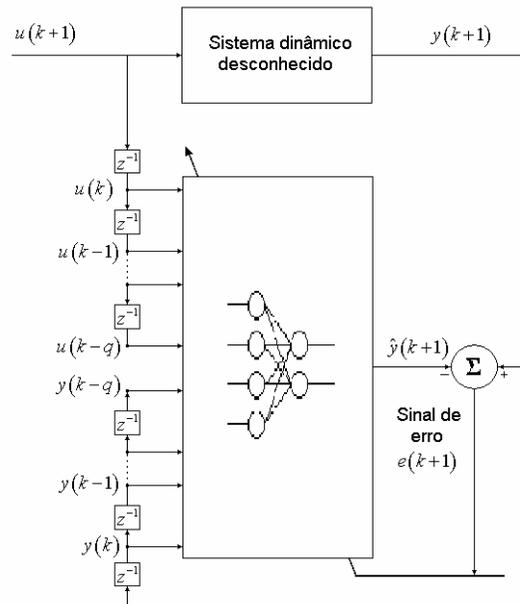


Figura 65: Estrutura neural NARX

O fato interessante é que as redes neurais constituem uma estrutura de modelado com vantagens sobre outras (como as expansões de polinômios ou outras estruturas não-lineares tipo caixa preta, por exemplo). As vantagens mais óbvias são que uma mesma estrutura compreende diferentes modelos e que, computacionalmente, tem um custo mais razoável.

Entretanto tem duas vantagens mais, numeradas em Ljung [Ljung, 1992], que são menos evidentes e talvez mais atrativas. A grande maioria dos sistemas

que se encontra-se na prática tem um comportamento assintótico constante. Este comportamento se aproxima, noutros tipos de modelos (por exemplo, as expansões de polinômios), a possibilidade de acrescentar parâmetros que mantenham as saídas limitadas para entradas diferentes. Nas RNA isto é da forma intrínseca, devido ao comportamento das funções sigmóidais, e assim o número de parâmetros são mais reduzidos. A outra característica que lhes confere um interesse especial, sobre tudo nos problemas mal condicionados, é a redundância paramétrica. De forma intuitiva, isto quer dizer que o número de parâmetros eficientes da rede é muito menor que o número real de parâmetros. Desta maneira, não é tão importante como noutros modelos, passar por um exaustivo processo de validação para eliminar aqueles parâmetros pouco influentes.

Devido a isso, os modelos neurais têm inconvenientes que não têm sido resolvidos ainda. Um deles, observado no trabalho de Narendra [Narendra et. al, 1990], é a dificuldade de comprovar as condições de estabilidade nos modelos recursivos (como as redes que identificam estruturas NOE, NBJ, e NARMAX). Este problema tem sido superado parcialmente com uma técnica denominada *teacher forcing*, que consiste em substituir, na realimentação, as saídas da rede neural pelas saídas reais do sistema a ser identificado. Outros inconvenientes são as dificuldades de incorporar conhecimento prévio que permitam melhorar o modelo ou acelerar o processo de identificação e, sobre todo, a impraticabilidade de interpretar fisicamente os parâmetros resultantes do modelo.

10.5 Controle de sistemas dinâmicos com RNA

A bibliografia na área de identificação de sistemas dinâmicos com RNA é muito extensa e cobre aspectos teóricos e práticos, a bibliografia nos tema de controle com RNA é mais reduzida. Neste ítem se descrevem os dois esquemas clássicos de controle com redes neurais (O direto e o indireto) e os resultados mais recentes.

O tema do controle com RNA tem tratado, desde os anos 70, sendo Albus (com o *Cerebellar Model Articulation Controller*, CMAC) um dos precursores mais

destacados. Os algoritmos de controle que tem ganhado importância desde então no campo das redes neurais estão fortemente relacionados com os que se desenvolveram desde a teoria do controle adaptativo. Os principais enfoques baseiam-se no controle direto e indireto [Hunt, 1992].

O esquema de controle direto (figura 66) é muito simples estruturalmente e mais complexo nos aspectos funcionais.

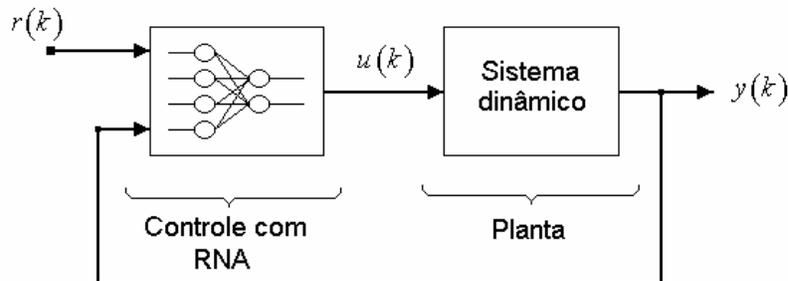


Figura 66:esquema de controle direto com redes neurais.

Neste caso, o sinal com que a rede aprende corresponde á diferença entre o sinal de controle ótimo e o sinal de controle calculado pela rede neural. O problema está em que o sinal de controle idôneo não é conhecido e, portanto, o erro não pode ser calculado. Uma solução para este problema são os algoritmos de aprendizagem por reforço (*reinforcement learning*), que permitem a aprendizagem com sinais qualitativas do erro em vez de quantitativas, porem também se tem adaptado algoritmos de aprendizagem supervisionados ao caso de sinais qualitativos (ver Morcego [Morcego et. al.1995]). Estes métodos, a pesar de ter grande popularidade na comunidade de inteligência artificial, estão pouco adaptados ao problema de controle de processos pela falta de testes formais que possam conferir a convergência na aprendizagem e a estabilidade da solução.

Os esquemas de controle indireto (figura 67) tomam seu nome devido à necessidade de um modelo neural da planta para obter o controlador. Este modelo pode servir para propagar os erros para trás e permitir a aprendizagem do controlador para gerar um modelo inverso da planta. O método de propagação dos erros para trás foi introduzido por Jordan e Rumelhart, [Jordan et. al., 1991], e se tem aplicado com sucesso em numerosas ocasiões. Os esquemas de controle nos que se utiliza o modelo para obter sua inversa (o

uma aproximação) estão diretamente relacionados com esquemas de controle conhecidos, como o controle a modelo de referência (*Model Reference Control*), ou o controle a modelo interno (*Internal Model Control*) ou o controle preditivo.

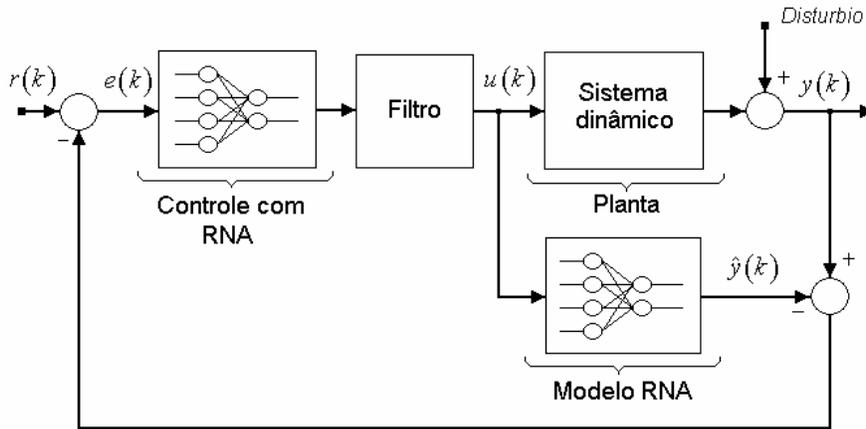


Figura 67: Diagrama de controle indireto com redes neurais

Recentemente os esquemas de controle indireto tem sido objeto de estudos formais que tem dado, como conseqüência, resultados interessantes. Por exemplo, em [Levin et. al. 1993] descreve-se o planejamento de controladores neurais que confirmam a estabilização de um sistema não linear, sempre e quando seja de estado restrito, diferenciável e acessível. Em [Levin et. al. 1996] estendem-se os resultados anteriores a sistemas em que o estado não é acessível (e precisa ser estimado) e aos problemas de seguimento.

10.6 Estrutura de controle de modelo interno (CMI).

Neste esquema de controle, se leva em conta o modelo direto e o modelo inverso da planta a controlar, já são usados diretamente como elementos dentro do laço de controle. O controle CMI pode ser usado para o controle de sistemas não-lineares [Economou et. al., 1986]. Neste tipo de esquema, um modelo direto do sistema é colocado em paralelo com a planta, e a diferença entre a suas saídas é usada na malha de realimentação e processada pelo controlador.

Na Figura 68 se apresenta a estrutura do modelo interno de controle para análise, onde $\mathbf{P}(z^{-1})$ representa o modelo da planta, $\tilde{\mathbf{P}}(z^{-1})$ o modelo estimado

da planta e $Q(z^{-1})$ representa a estrutura do controlador, que em nosso caso é representado pela rede neural.

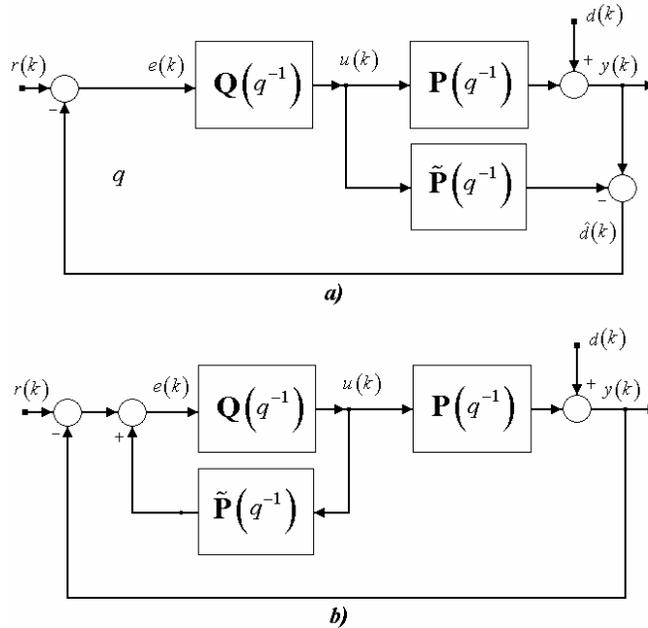


Figura 68: a) estrutura de modelo interno de controle b) modelo equivalente para análise.

$$C(z^{-1}) = \frac{u(k)}{e(k)} = \frac{Q(z^{-1})}{1 - Q(z^{-1}) \cdot \tilde{P}(z^{-1})} \quad \text{eq. 59}$$

As relações entrada e saída para o diagrama de blocos anterior são:

$$\frac{y(k)}{r(k)} = \frac{P(z^{-1}) \cdot C(z^{-1})}{1 + P(z^{-1}) \cdot C(z^{-1})} \quad \text{eq. 60}$$

$$\frac{y(k)}{d(k)} = \frac{1}{1 + P(z^{-1}) \cdot C(z^{-1})} \quad \text{eq. 61}$$

$$\frac{u(k)}{r(k)} = \frac{C(z^{-1})}{1 + P(z^{-1}) \cdot C(z^{-1})} \quad \text{eq. 62}$$

$$\frac{u(k)}{d(k)} = \frac{-C(z^{-1})}{1 - P(z^{-1}) \cdot C(z^{-1})} = -C(z^{-1}) \cdot \frac{y(k)}{d(k)} \quad \text{eq. 63}$$

Substituindo em eq. 60 e eq. 61 pela eq. 59

$$\frac{y(k)}{r(k)} = \frac{\mathbf{P}(z^{-1}) \cdot \mathbf{Q}(z^{-1})}{1 + \mathbf{Q}(z^{-1}) \cdot [\mathbf{P}(z^{-1}) - \tilde{\mathbf{P}}(z^{-1})]} \quad \text{eq. 64}$$

$$\frac{y(k)}{d(k)} = \frac{1 - \tilde{\mathbf{P}}(z^{-1}) \cdot \mathbf{Q}(z^{-1})}{1 + \mathbf{Q}(z^{-1}) \cdot [\mathbf{P}(z^{-1}) - \tilde{\mathbf{P}}(z^{-1})]} \quad \text{eq. 65}$$

10.7 Off-set zero no estado estacionário.

O ganho de estado estacionário para qualquer modelo estável pode ser obtido pelo teorema do valor final.

Se as eq. 64 e eq. 65 são estáveis e pode-se eleger o ganho de estado estacionário do controlador $\mathbf{Q}(z^{-1})$ para que seja o ganho da inversa do modelo ($\mathbf{P}(z^{-1}) \cdot \mathbf{Q}(z^{-1}) = 1$), então o ganho do numerador das eq. 64 e eq. 65 é $\mathbf{P}(z^{-1}) \cdot \mathbf{Q}(z^{-1})$.

Então o ganho entre a referência e a saída é um, e o ganho entre o distúrbio e a saída é zero, e não há separação entre a saída do processo e a referência.

Um sistema de controle ideal obriga à saída do processo a seguir a referencia instantaneamente e perfeitamente suprimindo todos os distúrbios só que eles não afetam a saída.

Num controlador ideal deve-se cumprir:

$$y(k) = r(k) \quad \text{eq. 66}$$

e

$$\frac{y(k)}{d(k)} = 0 \quad \text{eq. 67}$$

Das equações eq. 64 e eq. 65, o dito anterior requer que seja:

$$\mathbf{P}(z^{-1}) \cdot \mathbf{Q}(z^{-1}) = 1 \text{ e } \mathbf{P}(z^{-1}) = \tilde{\mathbf{P}}(z^{-1}) \quad \text{eq. 68}$$

Então para o controle perfeito, é necessário um modelo perfeito eq. 68, e o controlador deve ser a inversa perfeita do modelo.

Desafortunadamente nunca se tem o modelo perfeito, e se o modelo tem qualquer dinâmica, nenhum controlador pode inverter perfeitamente o modelo do processo.

10.8 Problema com a implementação de Controladores de Modelo Interno.

Em continuação menciona-se alguns dos problemas mais importantes que se apresentam na implementação prática dos controladores de modelo interno.

- Na realidade sempre tem-se que $\mathbf{P}(z^{-1}) \neq \tilde{\mathbf{P}}(z^{-1})$
- O ganho do controlador é expressa pela equação $\mathbf{Q}(z^{-1}) = 1/\tilde{\mathbf{P}}(z^{-1})$. Não pode-se implementar desta forma já que $\mathbf{Q}(z^{-1})$ é uma função de transferência imprópria (a ordem do numerador é maior que o ordem do denominador), no caso que a função de transferência seja linear, além de que a presença de retardos e zeros positivos na função $\tilde{\mathbf{P}}(z^{-1})$ fariam com que $\mathbf{Q}(z^{-1})$ que seja instável.

Para a solução deste problema é utilizada técnica baseada em inteligência artificial para a obtenção do modelo inverso da dinâmica do sistema a controlar

10.9 Obtenção dos modelos dinâmicos inversos.

Conceitualmente, os mais importantes controladores baseado em redes neurais são provavelmente aqueles que usam o conceito de “inversa” do processo como controlador. O mais simples conceito é chamado “controle de inversa direita”. O princípio de isto é que se o processo pode ser descrito por uma função:

$$y(k+1) = f[y(k), \dots, y(k-n+1), \dots, u(k), \dots, u(k-m)]$$

A rede é treinada como a inversa do processo:

$$\hat{u}(k) = f^{-1}[y(k+1), y(k), \dots, y(k-n+1), \dots, u(k-1), \dots, u(k-m)]$$

O modelo inverso é subseqüentemente aplicado como controlador ao processo pela inserção da saída desejada, a referência $u(k+1)$, no lugar da saída $y(k+1)$. Há muitas referências que trabalham com a idéia e.g., Psaltis [Psaltis et al 1988], Hunt & Sbarbaro [Hunt et al 1991], e Hunt [Hunt et al.1992]. Mostrada na figura 69. A inversa também é aplicada ao controle de modelo interno (CMI) e a alimentação a frente (feedforward control) que representa outra estratégias que usa os modelos inversos.

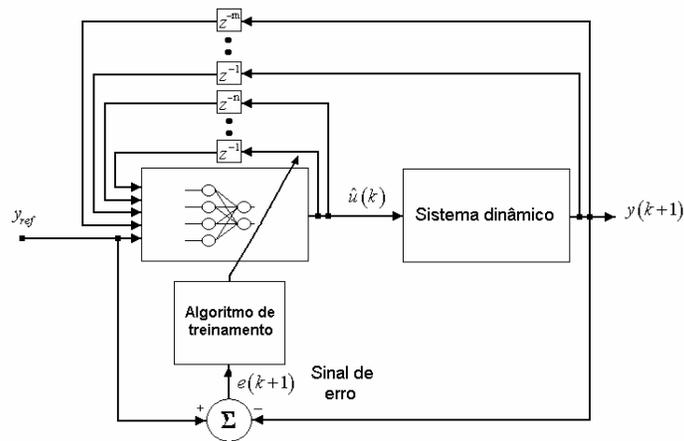


Figura 69: Treinamento da RNA para obtenção da inversa.

Antes de considerar o atual sistema de controle, o modelo inverso deve ser treinado. Existem duas estratégias para obter o modelo inverso: Treinamento generalizado e treinamento especializado [Psaltis et al. 1988].

No treinamento Generalizado a rede neural é treinada off-line para minimizar o seguinte critério (W que especifica os pêsos da rede neural).

Um experimento é executado e um conjunto das correspondentes entradas e saídas são armazenadas num banco de dados. Subseqüentemente a função geral, as quais aplica-se a versão de do método Levenberg-Marquart[(Fletcher, 1987).

O treinamento Especializado é um treinamento on-line detalhado para o controle a modelo de referência adaptativo.

O treinamento deve ser executado on-line e é muito mais difícil de fazê-lo na prática que o treinamento generalizado. Antes que o atual modelo de inversa

seja feito, deve ser treinado um modelo direto, o qual pode ser criado com uma coleção de dados do processo. O princípio é mostrado na Figura 69.

Diferentemente ao treinamento generalizado o projeto de controlador com treinamento especializado baseado em modelos é necessário um modelo do processo para fazer o treinamento. Detalhes deste princípio podem ser encontrados em [Hunt et. al, 1991].

Com as duas técnicas de controle propostas o modelo inverso é uma rede neural treinada *off-line* (treinamento generalizado), então o modelo o desempenho do sistema de controle, se baseia na exactidão da identificação do modelo a controlar, e não considera o caso em que os parâmetros do sistema tenham uma variação.

Para o caso do treinamento *on-line* (treinamento especializado) sem uso do modelo, esta técnica, se bem possui o carácter adaptativo por quanto os parâmetros das redes são ajustadas *on-line*, só possui um bom desempenho para o caso de sistemas lineares simples, tornando se absolutamente instáveis não lineares de segunda ordem ou superior, provavelmente devido a que as derivadas dos erros da saída com respeito aos sinais de controle calculam-se só em forma aproximada [Suarez, 1998].

10.10 Resultados de Simulação.

Nesta seção apresentam se os resultados de simulação para uma cadeia de laminação que foram obtidos com as duas técnicas de controle neural propostas.

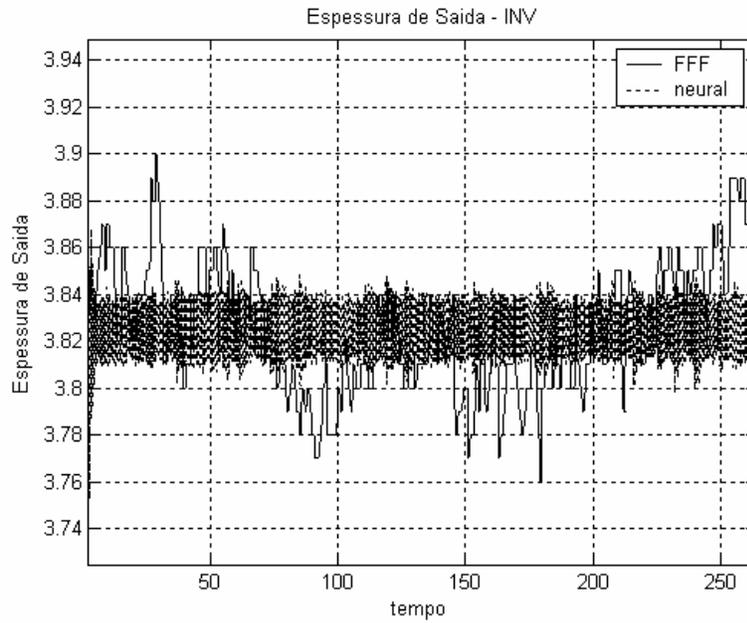


Figura 70: Espessuras de saída para o controle neural inverso e FFF.

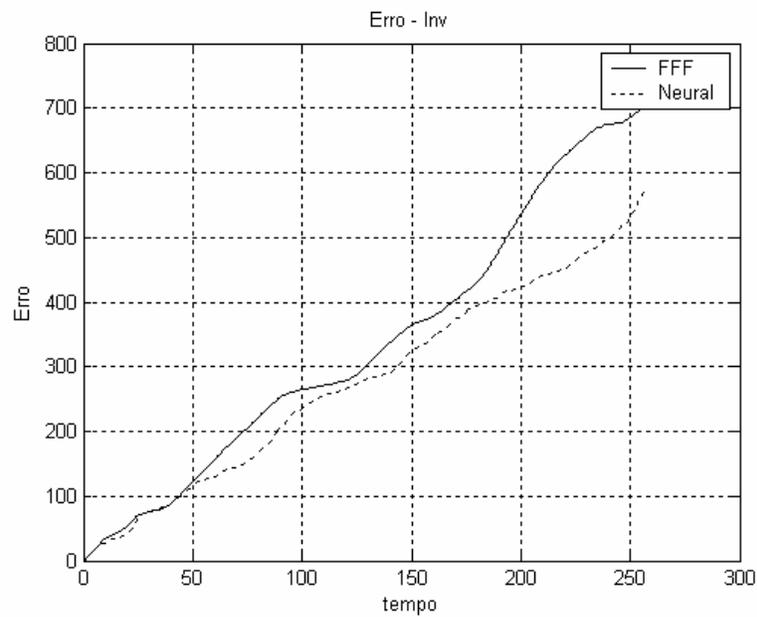


Figura 71: Evolução do erro para o controle Inverso.

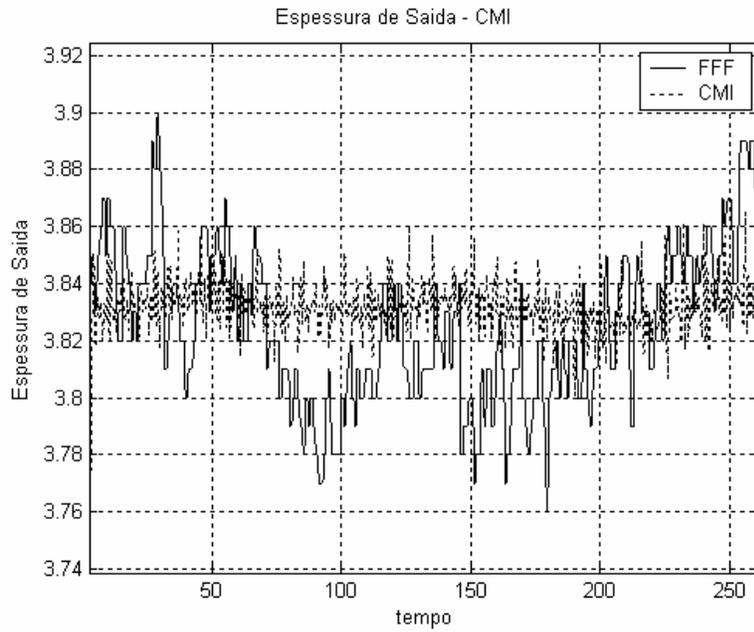


Figura 72: Espessuras de saída para o controle neural CMI e FFF.

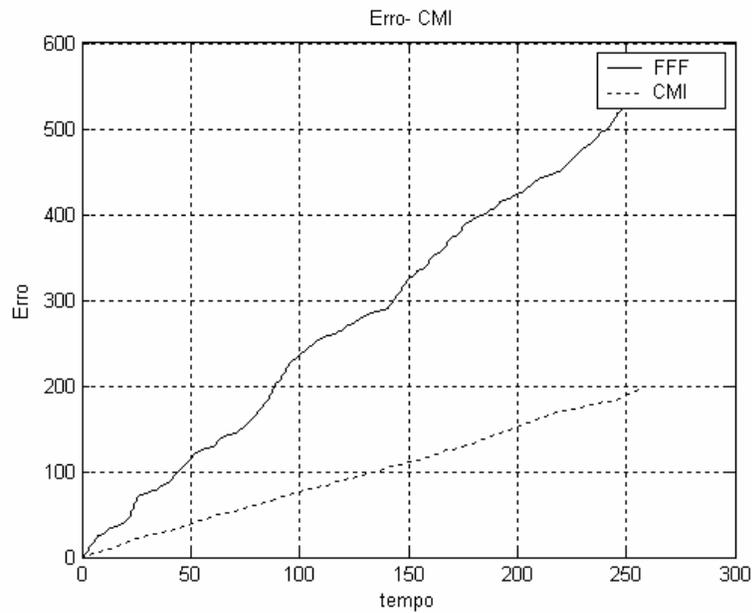


Figura 73: Evolução do erro de saída para o controle CMI e FFF

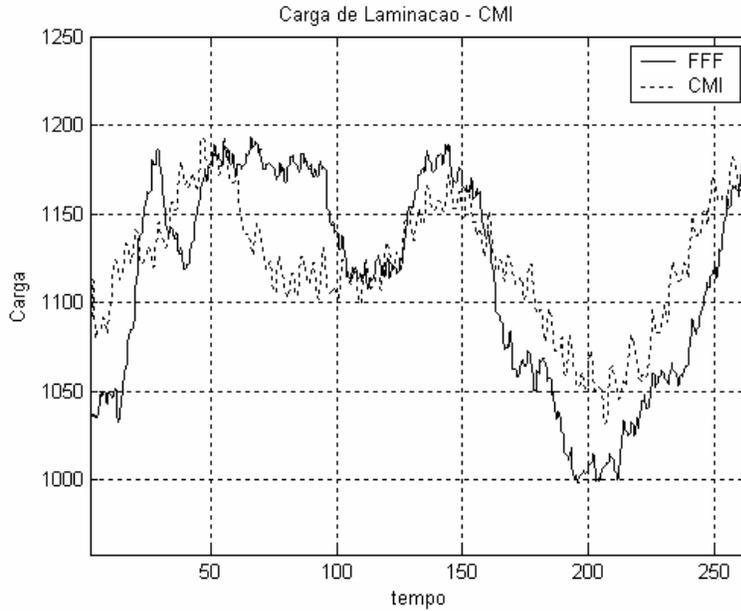


Figura 74:Estimação da carga de laminação para as duas técnicas de controle.

Com o controle neural inverso pode-se ver que atinge-se a referência, mas para isso adicionou-se uma ação proporcional-integral para eliminar o erro de estado estacionário (figura 70), mas a dispersão do erro é menor ao da técnica FFF (figura 71).

Com o controle CMI a dispersão do erro é menor que a técnica de controle FFF, figura 73, e fica mais perto da referência desejada que no nosso caso de simulação que é 3.825 mm, (figura 72). Na figura 74 mostra-se a carga de laminação real medida no processo e a estimada pelo modelo com o controle CMI, as quais possuem erros similares.

10.11 Conclusões.

Das duas técnicas testadas neste Capítulo, o modelo controlado pelo modelo direto-inverso e para o controle CMI obteve se uma resposta que se aproxima ao valor de referência, mas com o controle direto-inverso o erro de estado estacionário foi melhorando com um integrador em uma malha de realimentação externa.

Com o modelo controlado pela configuração CMI, aproxima-se mais ao valor de referência sem erro de estado estacionário, sendo a dispersão do sinal de saída (espessura de saída) menor que a obtida pelo modelo real de controle, o sistema FFF (*Force Feed Forward*).

Capítulo 11 : Controle coordenado de várias cadeiras.

11.1 Introdução

Neste capítulo foi desenvolvido o controle proposto nos capítulos anteriores para sua aplicação num trem de laminação aquecida, que leva em conta a coordenação do controle para a interação nas diferentes cadeiras e também os atrasos envolvidos no transporte da chapa nas cadeiras de laminação.

11.2 Controle Coordenado.

Se possuímos as referências desejadas de laminação para a execução do controle, o objetivo dos controladores em tempo real é alcançar e manter os valores dessas referências face às perturbações presentes durante as condições reais de processamento da tira. Como ressalta (Guo, 2000) , a laminação tandem é um complexo sistema multi-variável, não linear, variante no tempo com parâmetros incertos, grandes atrasos, grande interação entre as variáveis das diversas cadeiras e que ocorre em um ambiente bastante agressivo.

As principais variáveis controladas em tempo real são a espessura de saída, o perfil (ou coroa) e a forma da tira (ou planicidade). No trem de laminação considerado, o controle de coroa é obtido através da ação dos tensômetros (descrito no Capítulo 7.2.6). Na descrição a seguir, a atenção será focalizada no controle de espessura.

Para aplicar o controle proposto sobre várias cadeiras deve-se fazer as considerações, sendo alguma delas as mesmas aplicadas no modelo linear de duas cadeiras (Capítulo 9.6):

- No trem de laminação considerado o controle de tensionamento na cadeira F9 é aplicado na saída da tira a tensão de saída é a mesma

tensão de entrada na cadeira F10. A tensão intercadeiras deve ser a mesma.

- Tanto as variações da Temperatura e da espessura da chapa são transmitidas para a cadeira seguinte levando em conta o atrazo que é função da distância de separação e da velocidade de laminação.
- A técnica de controle só é aplicada com a existência de chapa na cadeira de laminação.

11.3 Resultados de Simulação.

Neste item mostram-se os resultados de simulação para as duas últimas cadeiras do trem de laminação, trabalhando com as mesmas perturbações mostradas na figura 43 Capítulo 7.2.5 obtiveram se os resultados seguintes.

Da figura 75 e a figura 77 mostram a distribuição da cora da chapa para o controle neural com controle de tensionamento e as figura 76 e a figura 78 mostram a coroa sem controle de tensionamento

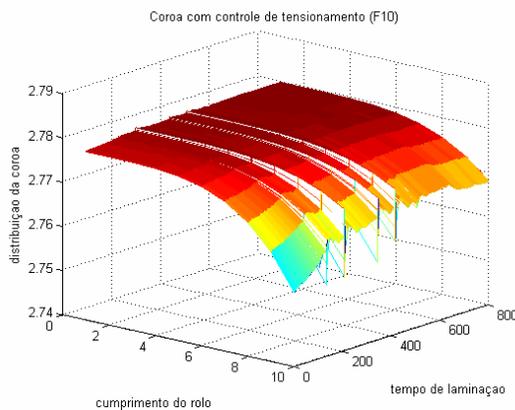


Figura 75: Distribuição da espessura na tira com controle de tensionamento. (F10)

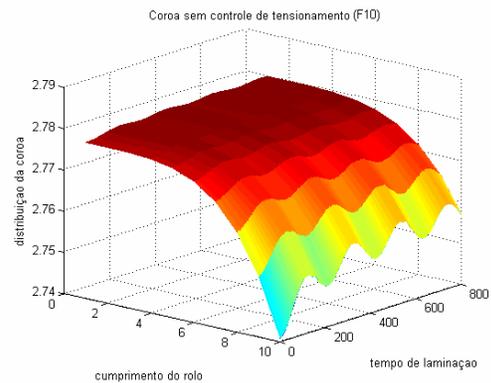


Figura 76: Distribuição da espessura na tira sem controle de tensionamento. (F10)

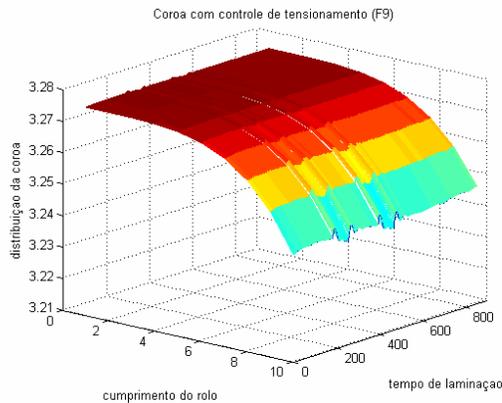


Figura 77: Distribuição da espessura na tira com controle de tensionamento. (F9)

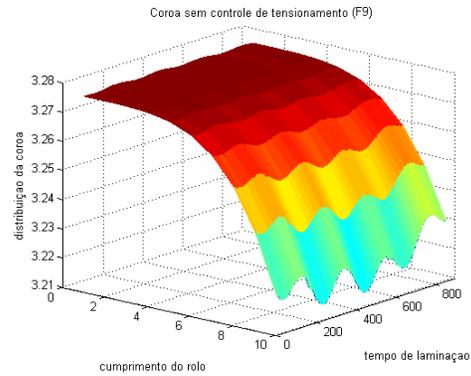


Figura 78: Distribuição da espessura na tira sem controle de tensionamento. (F9)

Pode se concluir que a distribuição da coroa da chapa para os dois casos com controle de tensionamento apresentou ser menor que os resultados mostrados sem controle de tensionamento, isto é devido a que a distribuição da carga de laminação resultou ser quase constante durante a fase de laminação da chapa figura 79

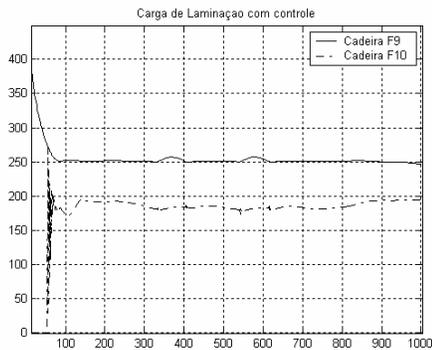


Figura 79: Variação da carga de laminação com controle de tensionamento.

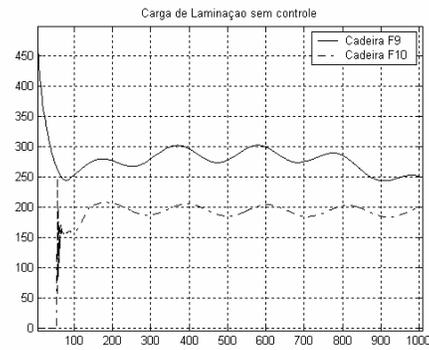


Figura 80: Variação da carga de laminação sem controle de tensionamento.

Nas figura 81 e figura 82 mostram-se a distribuição da espessura de saída no centro da tira e para as duas técnicas de controle resultaram ter a mesma espessura já que possuem a mesma técnica de controle de espessura neural descrita no Capítulo 10.6.

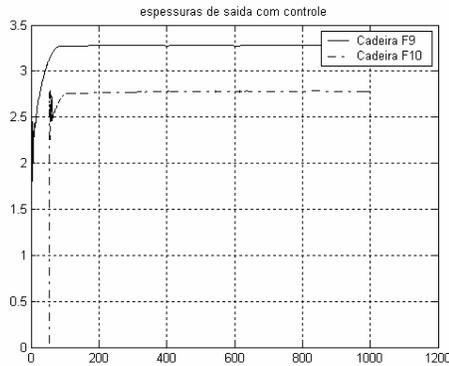


Figura 81: espessuras de saída.

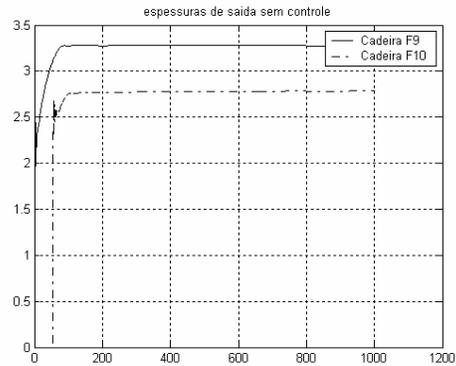


Figura 82: espessuras de saída.

11.4 Conclusões.

O processo apresentado nesta tese é um modelo dinâmico não-linear baseado nas duas últimas cadeiras de laminação com uma resposta similar ao processo real, o qual foi construído com os parâmetros fornecidos pela empresa Siderar S.A..

Os resultado que se observa as variações de espessura comparando as técnicas de controle, o processo controlado com técnicas de controle neural apresentou, por simulação computacional, menor variação de espessura que o sistema *force feed forward* FFF real tomado como comparação, sendo que esta ultima técnica apresenta uma maior dispersão da espessura.

O controlador neural proposto também produz uma diminuição da coroa na chapa laminada, mas para isto precisa da medição das variáveis de entrada ao modelo de carga (temperatura, espessura de entrada escoamento, etc.).

A técnica de controle poderia ser usada em paralelo, para verificação de seu desempenho em condições reais de operação, visando uma possível substituição do sistema *force feed forward* (FFF) nas duas últimas cadeiras de laminação.

Capítulo 12 : Conclusões

Neste trabalho de tese foram apresentadas duas possíveis técnicas de controle de cadeira de laminação a quente.

Uma técnica apresentada no Capítulo 9, que foi a linearização das duas últimas cadeiras na qual é aplicada técnica de controle ótimo para o controle da espessura, e a outra técnica mostrada no Capítulo 10 na qual é proposto um modelo não linear e é aplicada técnica neural para fazer o controle de espessura da cadeira.

O modelo de laminação apresentado no Capítulo 9 foi baseado no modelo dinâmico de laminação, calibrado com valores reais medidos no processo de laminação real e com os parâmetros fornecidos pela empresa Siderar S.A. Com o modelo obtido para as duas últimas cadeiras de laminação foi aplicada uma estratégia de controle lineal baseada em controle ótimo. Observou-se que as variações de espessura obtida comparada com a correspondente da técnica de controle FFF, o processo controlado com técnicas de controle ótimo apresentou menor variação de espessura que a do sistema (FFF) tomado como comparação, sendo que esta última técnica apresenta uma maior dispersão da espessura.

No caso do modelo controlado pela técnica neural, na configuração CMI, o resultado obtido aproxima-se mais ao valor de referência sem erro de estado estacionário, sendo a dispersão do sinal de saída (espessura de saída) menor que a obtida pelo modelo real de controle, o sistema FFF (*Force Feed Forward*), mas esta técnica leva em consideração as não-linearidades do sistema.

Uma vantagem do controle neural proposto é que também produz uma diminuição da coroa na chapa laminada, mas para isto precisa da medição das perturbações de entrada ao modelo de carga (temperatura, espessura de entrada escoamento, etc.).

As técnicas de controle propostas poderiam ser usadas em paralelo com o controle convencional, para verificação de seu desempenho em condições reais de operação, visando uma possível substituição do sistema *force feed forward* (FFF) nas cadeiras de laminação consideradas.

Os trabalhos de pesquisa desta tese geraram os seguintes artigos que foram apresentados em diferentes publicações e congressos.

1. “Rolling Mill Force Control by a Neural Network”, 60º Congresso Anual da ABM, *Francisco Guido Rossomando & Jose Denti Filho*, Belo Horizonte – MG, (2005).
2. “Aplicação de uma rede neural na determinação da coroa em tiras laminada a quente”, IX RPIC, *Francisco Guido Rossomando, Jose Denti Filho & Andrés Vigliocco*, Argentina, (2005).
3. “Modelagem e Controle Ótimo de um trem de Laminação a Quente”, IX RPIC, *Francisco Guido Rossomando & Jose Denti Filho*, Argentina, (2005).
4. “Controle neural adaptativo de um trem de laminação a quente.”, VII SBAI, *Francisco Guido Rossomando, Edson de P. Ferreira & Jose Denti Filho*, San Luis, MA, (2005).
5. “Modelagem e Controle de um trem de Laminação a Quente.”, VII SBAI, *Francisco Guido Rossomando & Jose Denti Filho*, San Luis, MA, (2005).
6. “Aplicação de uma rede neural na determinação da coroa em tiras laminada a quente”, MECOM 2005, *Francisco Guido Rossomando, Jose Denti Filho & Andrés Vigliocco*, Bs. As., Argentina, (2005).
7. “Modelagem e Controle Ótimo de um trem de Laminação a Quente”, MECOM 2005, *Francisco Guido Rossomando & Jose Denti Filho*, Bs. As., Argentina, (2005).
8. “Controle neural adaptativo de um trem de laminação a quente.”, MECOM 2005, *Francisco Guido Rossomando, Edson de P. Ferreira & Jose Denti Filho*, Bs. As., Argentina, (2005).
9. “Modelagem e Controle de um trem de Laminação a Quente”, *Revista LAAR Latin American Applied Research*, Vol. 36, No. 3., *Francisco Guido Rossomando & Jose Denti Filho*, (2006)

Capítulo 13 : Trabalhos futuros

Os possíveis trabalhos a desenvolver no futuro baseados nesta Tese são:

- A adoção de um modelo de coroa térmica para o modelo controle de dinâmica inversa, sendo que já tendo sido testado um modelo de coroa térmica, este ainda não foi usado no projeto de controle.
- Desenvolver um possível modelo de controle para o sistema de contraflexão (bending) considerando o cone de forma da tira laminada.
- Aplicação de uma técnica baseada no controle preditivo generalizado (GPC). Usando a estrutura do controlador GPC mostrado na página 72 de Camacho (figura 4.5) com modelo linear, é possível fazer as previsões futuras da saída através de uma rede neural. Sendo a principal característica deste a robustez. Outra consideração sobre esta técnica é analisar a força de laminação como um distúrbio mensurável e fazer previsões desse distúrbio de maneira que possa ser facilmente modelado num controlador preditivo generalizado com características de um controle feed forward (página 68 no livro do Camacho,[2000]).

Anexo

Parâmetros dos modelos matemáticos usados nesta tese.

Tabela 3: Parâmetros das cadeiras F9 e F10

Parâmetro:	
Constante de tempo F9 T_g	4.25 seg.
Constante de tempo F10 T_g	4.25 seg.
Constante de tempo T_v	1.56 seg.
Distancia entre cadeiras L	5.486 m
Modulo de Young da Tira E	21 N/m ²
Velocidade Laminação F9 V_1	4.0 m/seg.
Velocidade Laminação F10 V_2	5.8 m/seg.
Espessura entrada F9 h_1	6.120 mm
Espessura saída F9 h_2	4.650 mm
Espessura saída F10 h_2	3.825 mm
Constante elástica F9 K_{el}	436 tons
Constante elástica F10 K_{el}	435 tons
Tempo de mostragem t_0	0.1seg

Tabela 4 Parametros dos motores da cadeira F10

Parâmetro:	
Relação de transmissão	516.3.
Passo do parafuso	3.8197 mm/rad.
Inércia do parafuso referido ao eixo do motor	60 kgm ² .
Inércia do rotor referido ao eixo do motor	6 kgm ²
Inductancia eletrica do Motor	0.0001 Hy
Resistencia eletrica do Motor	0.01937 ohms.
Constante electromecanica do motor	4.13.
Peso dos mancais e dos Cilindros de encosto	20 ton + 25 ton .
Peso dos mancais e dos Cilindros de trabalho	2 ton. + 7ton.

Bibliografia.

1. Alexander, J.M.. ***On the Theory of Rolling***; Proc. R. Soc. London, A. 326, p.535-63,1972.
2. Arpaci V.S. ***Conduction heat transfer***, Addison-wesley publishing Co., 1966
3. Atkins, A. G., "Hydrodynamic Lubrication in Cold Rolling". Int. J. Mech. Sci. 16, 1-19. 1970
4. Bland, D.R. e Ford, H. ***The Calculation of Roll Force and Torque in Cold Strip Rolling with Tensions***; Proc I. Mech. E., vol. 158, p. 174, april 1948.
5. Bryant, G.F., ***Automation of Tandem Mills***; London, The Iron and Steel Institute , Carlton House Terrace,SW1Y5BD, 1973.
6. Camacho, E.F., e Bordons, C., ***Model Predictive Control in the Process Industry***, Springer, London, 2000
7. Carlton, A.J., Edwards, W.J., Thomas,P.J., "***Formula for Cold Rolling Analysis*** ", Proc. AIME Annual Meeting, Atlanta, Ga., pp.238~248,1977.
8. Cerni S. et al, ***Temperatures and Termal Stresses in the rolling of Metal Strip***, AISE yearly Proceedings 1963, pp.717-725.
9. Cybenko, G., Approximation by superpositions of a sigmoidal function, Math. Control Signals Systems 2 pp..303-314. (1989)
10. Denti Filho, J.. ***Um método de Controle Dinâmico de Laminadores reversíveis***, UFMG, abril 1994.
11. Denton B.K., and Crane, A. A., Roll Load and torque in the hotrolling of steel strip. Jou Iron and Steel Inst, pp. 606-617, London, August, 1972
12. Economou C.G., Morari M. and Palsson O., "Internal Model control. Extension to nonlinear systems" Ind. Eng. Chem. Process Des. Dev., 25, pp.403-411,1986.
13. Edwards, J.K. Automation of Cold Tandem Mills. In: INTERNATIONAL CONFERENCE ON FLAT ROLLING, Cardiff, 1978. Proceedings. p.112-130.
14. Emicke, O, Lucas, K. L. ***Einfuse auf dir Walzgenauigkeit beim Warmwalzem von Blechen und Baudern und thre Nachpurfenug durch versuch und rechnung***, Neue Hutte, 1, pp. 257-274, 1956.
15. Fausett, L., Fundamentals of neural networks, architectures, algorithms.and applications. Prentice-Hall International, New Jersey, 1994

16. Ferguson, J. J. (1986): "*Modern hotstrip mill thickness control.*" IEEE Transactions on industry applications, September /October, 1986
17. Finstermann, G., Zeman, K., *Profile and Flatness in hot strip mills*, VAI Rolling Mill Info, Technical Report, Version 2, Ver 1.2, 1996
18. Fleck, N.A., Johnson, K.L., "***Towards a New Theory of Cold Rolling Thin Foil***", Int. J. Mech. Sci., Vol.29, No.7, 1987, pp.507-524.
19. Fuchshumer S., Schlacher K., Kugi A., **Mathematical Modelling and Nonlinear Control of a Temper Rolling Mill**, In: Guran A., Belyaev A.K., (Eds.), Selected Topics in Structronic and Mechatronic Systems, World Scientific Publ., submitted in 2001.
20. Ginzburg V.B., **Steel Rolling technology: teory and practice**, Marcel Dekker Inc., N.Y., 1989.
21. Ginzburg, V B; Azzam, M, Selection of optimum strip profile and flatness technology for rolling mills ,Iron and Steel Engineer (USA). Vol. 74, no. 7, pp. 30-38. July 1997
22. Guo, R.M. Analysus of Dynamic Behaviors of Tandem Cold Mills Using Generalized Dynamics and Control Equations. IEEE Transactions on Industry Applications, v.36, n.3, p.842-853, (2000).
23. Guo, R.M. *Optimal profile and shape control of flat sheet metal using multiple control devices*, IEEE Trans. on Industry Applications, Vol. No. 2, pp. 449-457, March/April 1996.
24. Guo, R.M., Developmente of an Optimal Crown shape level-2 control model for rolling mills with multiple control devices, IEEE Transactions on Control System Technology, vol. 6, No. 2, pp 172-179, , March, 1998.
25. Helman, H.. **Fundamentos da Laminação de Produtos Planos**; São Paulo: ABM-FCO, 1988.
26. Helman, H. & Cetkin, P.R.. **Fundamentos da conformação mecânica dos metais**; Rio de Janeiro Guanabara Dois 1983.
27. Hertz J, Krogh A, Palmer RG *Introduction to the theory of neural computation*. Perseus Books, Reading, MA. (1991).
28. Hertz, H. über die beünhrung fester elastischer körper (on the contact of elastic solids). J. reine und angewandte Mathematik, 92, pp.156-171, 1882.
29. Hitchcock, J.K., **Roll neck bearings**, Report of ASME Res. Committe, 1935.

30. Hornik, K., Stinchcombe, M., and White, H., *Multilayer feedforward networks are universal approximators*, Neural Networks, 2: pp.359--366, (1989).
31. Hunt, KJ, Sbarbaro, D., Zbikowski, R. and PJ Gawthrop, "Neural Networks for. Control Systems – A Survey", Automatica, vol 28, n° 6, (1992).
32. Hush, D.R. and B. Horne, *Efficient Algorithms for Function Approximation with Piecewise Linear Sigmoidal Networks*, pp. 1129-1141.
33. Imai, I., *Shape control system for rolling Mill of nonferrous metals*, IHI Engineering Review, !6, no. 3, pp.214-219, julho 1983.
34. Jamishidi, M., A near-Optimum Controller for cold rolling mills, Inst. J. Control, january, 1972.
35. Jansen, M. et al. How Neural Networks are Proving Themselves in Rolling Mill Process Control. Siemens Newsletter: Metals, Mining and More (Electronic Edition). Jan., 1999.
36. Jordan, M. I., & Rumelhart, D. E, Forward models: Supervised learning with a distal teacher . Cognitive Science, 16, pp. 307-354. (1992).
37. Knox T.J. e Moore J.M., **Improving dimensional Control in the Hot mill**, Proceeding of de 4th International Steel Rolling Conference: The Science and technology of flat rolling, Vol. 1, Deauville, France, June 1-3, 1987, pp.A 23.1- A 23.13.
38. Kugi A., Schlacher K., Novak R., **Non-linear Control in Rolling Mills: A new Perspective**, In: IEEE Transaction on Industry Applications, Vol.37, No.5, pp.1394-1402, 2001.
39. Leigh, J.R., Control system for strip rolling mills, measurement and control, Vol. 10, november, 1977
40. Levin, A. U. e Narendra K. S., "Control of nonlinear dynamical systems using neural networks: Controllability and stabilization," IEEE Trans. Neural Networks, vol. 4, pp. 192--206, Mar. 1993.
41. Levin A., Narendra K., Control of Nonlinear Dynamical Systems using Neural Networks Part II: Observability, Identification, and Control, IEEE Transactions on Neural Networks, vol.7, No 1, pp. 30-42, 1996.
42. Ljung L., System identification, Theory for the user, Prentice-Hall Information and System Sciences Series, Thomas Kailath, Series Editor.
43. Ljung L. and Söberg J., *A system identification perspective on neural nets* Linköping: Linköping Univ., Tech. Rep., 1992.

44. Meltser, M., Shoham M., and L.M. Manevitz, *Approximating functions by neural networks - a constructive solution in the uniform norm*, pp. 965-978, 1996.
45. Mònaco, G., Dynamics of Rolling Mills – Mathematical Models and experimental results, Iron and Steel Engineer Yearbook, 1977.
46. Morcego, B.; Català, A.; Piera, N.. (1995). Qualitative approach to gradient based learning. En: *Lecture notes in computer science from natural to artificial neural computation*. 1 ed. : Springer-Verlag. pp. 1-50. isbn: 3-540-59497-3, 1995.
47. Narendra, K.S. and K. Parthasarathy, "Identification and Control of Dynamic Systems Using Neural Networks", *IEEE Transactions on Neural Networks*, vol. 1, N. 1, 1990.
48. Naseman, W.L., Optimal Control of a Cold Steel Reduction Process, MsC. Thesis, The University of Texas at Austin, may, 1972.
49. Orowan, E.. ***The Calculation of Roll Pressure in Hot and Cold Rolling*** ; Proc. Inst. Of Mechanical Engineers, 150,140-67, february 1944.
50. Pallone G. T., ***Transient Temperature Distribution in Work Rolls During hot rolling of sheet and strip***, AISE Year book, pp. 469-501, 1983.
51. Pawleski, Archiv. ***Fur Eisenhuttenwessen***, pp 713-720, October 1971.
52. Pittner J., Samaras N. S. e **Simaan M. A.**, "A Simple Rolling Mill Model With Linear Quadratic Optimal Controller," 37th IEEE Industry Applications Society Annual Meeting, Pittsburgh, PA, Vol. 1, pp. 142-149, October 13-18, 2002.
53. Polukin, V.P. Mathematical Simulation and Computer Analysis of Thin-Strip Rolling Mills. Moskow: Mir Publishers. 544p. , 1975.
54. Roberts, W.L. Cold Rolling of Steel. New York: Marcel Dekker, 800p, 1978.
55. **Rossomando, F.G. e Denti Filho J.**, "Rolling Mill Force Control by a Neural Network", 60º Congresso Anual da ABM, Belo Horizonte – MG, 2005.
56. **Rossomando, F.G., Denti Filho J e Vigliocco, A..**, "Aplicação de uma rede neural na determinação da coroa em tiras laminada a quente", IX RPIC, Argentina, 2005.
57. **Rossomando, F.G. e Denti Filho J.** "Modelagem e Controle Ótimo de um trem de Laminação a Quente", IX RPIC, Argentina, (2005).

58. Rossomando, F.G. Ferreira E. P. e Denti Filho J. “Controle neural adaptativo de um trem de laminação a quente.”, VII SBAI, San Luis, MA, 2005.
59. Rossomando, F.G. e Denti Filho J. “Modelagem e Controle de um trem de Laminação a Quente.”, VII SBAI, San Luis, MA, 2005.
60. Rossomando, F.G., Denti Filho J e Vigliocco, “Aplicação de uma rede neural na determinação da coroa em tiras laminada a quente”, MECOM 2005, Bs. As., Argentina, 2005.
61. Rossomando, F.G. e Denti Filho J, “Modelagem e Controle Ótimo de um trem de Laminação a Quente”, MECOM 2005, Bs. As., Argentina, 2005.
62. Rossomando, F.G. Ferreira E. P. e Denti Filho J., “Controle neural adaptativo de um trem de laminação a quente.”, MECOM 2005, Bs. As., Argentina, (2005).
63. Shigaki, Yukio, **Um estudo da Laminação de tiras e chapas planas através de um modelo matemático-numérico de um laminador quadro**, UFMG, outubro 2001.
64. Shohet K.N. e Townsed N.A., **Flatness Control in Plate Rolling**, *Journal of de Iron and Steel Institute*, pp. 769-775., Oct.1971
65. Shohet, K,N and Townsed, N. A, **Roll Bending methods of crown control in four-high plate mills**, *Journal of the Iron and Steel Institute*, pp 1088-1098, novembro 1968.
66. Sibakin J.G. et al **Factors Affeting Strip Profile in Cold and Hot Strip Mill, Flat Rolled Products: Rolling and Treatment**, Vol. 1, 1959, pp. 3-45.
67. Siderar, internal report, 1992.
68. Silva, A.M.S, *Análise do Processo de Laminação a Quente*, Belo Horizonte MG, CPGEM/UFMG, Cap. 4,p.p. 79-93, junho, 1978.
69. Sims, R. B, **The Calculation of Roll force and Torque in hot Rolling**, *Proc. Of the Institution of Mechanical Engineers*, N° 168, pp 191-200, 1954.
70. Sjöberj, J., Zhang, Q., Ljung, L, Benveniste, A., Delyon, B., Glorennec, P.,Hjalmarsson, H. and A. Juditsky, “Nonlinear Black-box Modelling in System Identification: a Unified Overview”, *Automatica*, vol 31, n° 12, 1995.
71. Söderstrom, T. and P. Stoica, *System Identification*, Prentice-Hall, 1989.
72. Sommers R.R. et al. **Verification and aplications of a model for predicting Hot Strip Profile, Crown and Flatness**, *AISE Year Book*, 1984, pp. 441-450.

73. Spooner, P.D. Lecture Notes of International Rolling Technology Course. The Broner Group Ltd., UK, and Industrial Automation Services Pty. Ltd., 1994.
74. Suarez Alejandro, “Nueva arquitectura de control predictivo para sistemas dinâmicos no lineales usando redes neuronales”, Tesis de Doctorado, Santiago, 1998.
75. Sumi H. et. Al, **A Numerical Model and control of plate Crown in the Hot Strip or plate rolling**, Advanced Technologie of Plasticity, Vol. 2, pp 1360-1365.,1984
76. Sutton, R.W., Optimal control for a single-stand Cold Rolling Mill, 3^{er} IFAC, june, 1966.
77. Tselikov A., *Stress and strain in metal rolling*, Mir publishres, Moscow,1967
78. Wilmotte S. e Mignon J., **Thermal Variations of the Camber of Working Rolls during Hot Rolling**, CRM, N^o34, pp 17-34. , March 1973
79. Wilmotte S. Mignon J. e M. Economopulos, **A study of the Cross profile of How Rolled Strip**, CRM, N^o 30, pp. 11-28, March 1972.
80. Wilms, W., Vogtmann, L. Klöckner, J. Beisemann, G. e Rohde, W., *Profile and Flatness control in Hot strip Mills*, Metallurgical Plant and Technology, pp. 74-90,6, 1985
81. Yamashita, Y., Misaka, N., Hase N. and Takashi R., Development of F.F. AGC for 70” Hot strp milll at Kashima Steel Works, The Sumitomo search N^o16, p.p. 34-39, Nov.1976.
82. Yarita I. et. al, **Flatness and profile control in hot and cold rolling of steel strip**, kawasaki stell technical report, N^o 1, pp. 60-69. , Sept. 1980