

UNIVERSIDADE FEDERAL DE MINAS GERAIS
Curso de Pós-Graduação em Engenharia Metalúrgica e de Minas

Dissertação de Mestrado

**AVALIAÇÃO EXPERIMENTAL E TEÓRICA DO TORQUE NO
LAMINADOR DE CHAPAS GROSSAS DA USIMINAS**

Autor: José Sérgio de Oliveira

Orientador: Paulo Roberto Cetlin

Outubro 2010

I

AVALIAÇÃO EXPERIMENTAL E TEÓRICA DO TORQUE NO
LAMINADOR DE CHAPAS GROSSAS DA USIMINAS

José Sérgio de Oliveira

**Dissertação de Mestrado apresentada ao Curso de Pós-Graduação em
Engenharia Metalúrgica e de Minas da Universidade Federal de Minas
Gerais.**

Área de concentração: Metalurgia Física
Orientador: Paulo Roberto Cetlin

Belo Horizonte

Escola de Engenharia da UFMG

2010

À minha amada esposa Cláudia, ao meu idolatrado
filho Heitor, aos meus queridos pais José de
Oliveira e Salete e irmãos André e Rafael.

AGRADECIMENTOS:

O autor agradece em primeiro lugar a Deus, sem Ele nada é possível.

A todos os amigos da Superintendência de Laminação a Quente que contribuíram de forma direta e indireta para realização deste trabalho.

Ao Túlio Magno Fuzessy de Melo, pelas sábias sugestões apresentadas ao longo da execução do trabalho.

A todos os funcionários do Centro de Tecnologia Usiminas – Unidade Ipatinga que contribuíram para realização desse trabalho, principalmente Cristovão Nery Giacomini.

Professor Dr. Paulo Roberto Cetlin pela orientação e sugestões apresentadas.

Aos meus familiares pelo incentivo.

À USIMINAS, através da Gerência de Departamento de Laminação a Quente, e à UFMG, por parte do Departamento de Engenharia Metalúrgica e de Materiais, pela oportunidade de aperfeiçoamento profissional e pelos recursos que viabilizaram a elaboração deste trabalho.

SUMÁRIO:

	Página
LISTA DE FIGURAS	VI
LISTA DE TABELAS.....	X
LISTA DE NOTAÇÕES:.....	XI
RESUMO.....	XIII
ABSTRACT.....	XIV
1. INTRODUÇÃO.....	1
2. OBJETIVOS.....	3
3. REVISÃO BIBLIOGRÁFICA.....	4
3.1. LAMINAÇÃO DE CHAPAS GROSSAS	4
3.1.1. Forno de Reaquecimento	4
3.1.2. Descarepador de Placas	5
3.1.3. Laminador	5
3.1.4. Desempenadeira	7
3.2. Processos de Restauração.....	8
3.2.1. Recuperação Estática.....	8
3.2.2. Recristalização Estática	11
3.2.3. Recristalização Dinâmica.....	18
3.3. O PROCESSO DE LAMINAÇÃO CONTROLADA	21
3.3.1. PRIMEIRA REGIÃO DO PROCESSO DE LAMINAÇÃO CONTROLADA	23
3.3.2. SEGUNDA REGIÃO DO PROCESSO DE LAMINAÇÃO CONTROLADA	30
3.3.3. TERCEIRA REGIÃO DO PROCESSO DE LAMINAÇÃO CONTROLADA.....	35
3.4. O PROCESSO DE LAMINAÇÃO CONTROLADA DE CHAPAS GROSSAS NA USIMINAS.....	37
3.5. O SPINDLE DO LAMINADOR DE CHAPAS GROSSAS	38
3.6. INSTALAÇÃO DO STRAIN GAGE NO SPLINDLE SUPERIOR DO LAMINADOR DE CHAPAS GROSSAS.....	39
3.6.1. A EXTENSIOMETRIA	39

3.7. SIMULADORES DA LAMINAÇÃO DE CHAPAS GROSSAS	51
3.7.1. MODELO DE TORQUE	54
3.7.1.1. TORQUE DE DEFORMAÇÃO	56
3.7.1.2. TORQUE DE ATRITO	60
3.7.1.3. TORQUE DINÂMICO	62
3.7.1.4. TORQUE EM VAZIO	63
3.7.1.5. AVALIAÇÃO DA CORRENTE ELÉTRICA ATRAVÉS DO TORQUE TOTAL DE LAMINAÇÃO.....	64
3.7.1.6. LEVANTAMENTO DE DADOS NA LINHA DE LAMINAÇÃO DE CHAPAS GROSSAS.....	64
3.7.2. PRINCIPAIS APLICAÇÕES.....	68
4. METODOLOGIA	73
4.1. INTRODUÇÃO	73
4.2. MATERIAL	73
4.3. EXPERIMENTOS REALIZADOS EM LAMINADOR INDUSTRIAL	74
4.4. MÉTODOS	75
4.4.1. COLETA DE DADOS SISTEMA DE AQUISIÇÃO DE DADOS (DAS)	75
4.4.2. COLETA DE DADOS DO <i>STRAIN GAGE</i>	76
4.4.3. CÁLCULO DO TORQUE ATRAVÉS DO SIMULADOR DA LAMINAÇÃO DE CHAPAS GROSSAS.....	80
4.4.4. COMPARATIVO ENTRE OS VALORES OBTIDOS PELO <i>STRAIN GAGE</i> E CALCULADOS PELO SIMULADOR.....	81
5. RESULTADOS E DISCUSSÕES	82
6. CONCLUSÕES	87
7. SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS:	88
8. APENDICES	89
8.1. APENDICE I – GRÁFICOS DE VALORES TORQUE CALCULADO, MEDIDO E MÉDIA MÓVEL DO TORQUE MEDIDOS DE TODAS AS SEQUÊNCIAS EXPERIMENTAIS.....	89
9. REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS.....	100

LISTA DE FIGURAS

	Página
Figura 1-1 Fluxograma da linha de Laminação de Chapas Grossas da Usiminas.....	1
Figura 1-2 Desenho da montagem do <i>spindle</i> : a) montagem completa e b) <i>spindle</i> em destaque sem os acessórios.....	2
Figura 3-1 Montagem do Laminador de Chapas Grossas.....	6
Figura 3-2 Montagem virtual do Laminador de Chapas Grossas.....	7
Figura 3-3 Taxa de recuperação estática para um aço 0,42% de C. a) Efeito da temperatura, b) efeito da pré-deformação, c) efeito da velocidade de deformação, d) efeito da adição de Nb num aço AISI 1010 ⁽²⁾	9
Figura 3-4 Representação esquemática da relação entre comportamento tensão e deformação (a) e dos mecanismos de restauração durante a deformação a quente (b) ⁽³⁾	10
Figura 3-5 Recristalização por migração de contorno de grande ângulo ⁽⁴⁾	13
Figura 3-6 Coalescimento de dois subgrãos por rotação de um deles. a) estrutura original do subgrão antes do coalescimento, b) um subgrão sob rotação, c) estrutura de um subgrão logo após coalescimento d) estrutura final do subgrão após migração de subcontorno ⁽⁴⁾	13
Figura 3-7 Representação esquemática da formação de um grão recristalizado pelo coalescimento de subgrãos ⁽⁴⁾	14
Figura 3-8 Curvas de recristalização para um aço de baixa liga (AISI-5140), de tamanho de grão inicial 110 μm , deformado a velocidade de deformação de 1s-1 para diferentes níveis de deformação prévia e de temperaturas de recozimento ⁽⁵⁾	15
Figura 3-9 Influência da quantidade de deformação em um único passe e da temperatura de deformação sobre o tamanho de grão austenítico recristalizado, em aços carbono e ao nióbio ⁽⁶⁾	18
Figura 3-10 Curva de tensão x deformação equivalentes obtidas através de ensaios de torção em aços de baixa liga (AISI 5140) de tamanho de grão inicial 110 μm ⁽⁵⁾	20

Figura 3-11 Dependência da deformação para tensão de pico, ε_p , e para início de regime estacionário, ε_s , com velocidade de deformação e temperatura, para aço C-Mn ⁽³⁾	21
Figura 3-12 Ilustração das três regiões da laminação controlada e as respectivas mudanças na microestrutura após cada região de formação ⁽⁷⁾	23
Figura 3-13 Efeito da redução de laminação (1 passe), da temperatura e da composição química sobre o tamanho de grão recristalizado ⁽²⁾	25
Figura 3-14 Relação da temperatura de não-recristalização, T_{nr} , com o teor de elementos em solução sólida ⁽¹⁰⁾	28
Figura 3-15 Dependência da tensão equivalente média (TEM) com a temperatura absoluta do passe de laminação para um laminador de chapas grossas da Algoma Steel Corporation para um aço microligado ⁽¹¹⁾	30
Figura 3-16 (a) Comparação entre a cinética de recristalização de um aço C com a de um aço com adição de Nb. (b) Extrapolação do efeito de solução sólida no atraso da recristalização estática de um aço modificado pela adição de Nb, (c) Superposição do diagrama precipitação-tempo-temperatura para a precipitação dinâmica com o diagrama reduzido de recristalização-tempo-temperatura para um aço Nb ⁽¹³⁾	32
Figura 3-17 Representação esquemática de sítios nucleantes de ferrita em microestruturas resultantes da laminação e do tratamento térmico ⁽⁷⁾	32
Figura 3-18 Tamanho de grão ferrítico resultante da laminação de aços de alta resistência e baixa liga (ARBL) ao Nb e V como função do teor de Mn ⁽²⁾	34
Figura 3-19 Tamanho de grão ferrítico produzido da recristalização e não recristalização da austenita nos valores de S_v ⁽¹⁴⁾	35
Figura 3-20 Mudança na subestrutura causada pela deformação na 3ª região de um aço C-Mn-Nb-V ⁽⁶⁾	36
Figura 3-21 Fotografias do spindle fraturado, (a) e parte rompida, (b). Na região demarcada foi observado aspecto de propagação de trinca de fadiga	38
Figura 3-22 Diagrama do <i>strain gage</i>	40
Figura 3-23 Diagrama do <i>strain gage</i> tipo roseta.	41

Figura 3-24 Esquema de colagem do <i>strain gage</i> em eixo.....	41
Figura 3-25 Efeito provocado no eixo a ser medido tendo como consequência a deformação do <i>strain gage</i>	42
Figura 3-26 Diagrama de blocos do sistema de transmissão de dados.....	42
Figura 3-27 Esquema de conectores do módulo 5B38.....	43
Figura 3-28 Diagrama de blocos de funcionamento do módulo 5B38.	43
Figura 3-29 Diagrama de blocos de funcionamento do módulo 6B11.	44
Figura 3-30 Diagrama de blocos do sistema de recepção e tratamento de dados.	45
Figura 3-31 Tela de abertura de sistema de aquisição, processamento e apresentação de dados de torque no laminador de chapas grossas.	46
Figura 3-32 Tela de configuração da porta serial do computador.....	46
Figura 3-33 Tela de mapeamento (localização) dos módulos de comunicação 6B11 ativos.	47
Figura 3-34 Tela de aquisição de dados do sistema de medição de torque no <i>spindle</i> do laminador de Chapas Grossas da Usiminas.....	48
Figura 3-35 <i>Strain gage</i> colado no eixo do <i>spindle</i> do Laminador de Chapas Grossas.	49
Figura 3-36 <i>Strain gage</i> colado no eixo do <i>spindle</i> do Laminador de Chapas Grossas.	49
Figura 3-37 Sistema de transmissão de dados instalado na caixa de proteção.....	50
Figura 3-38 Caixa de aquisição de dados acoplada ao eixo do <i>spindle</i> do Laminador de Chapas Grossas.	50
Figura 3-39 Conjunto de recepção, processamento e apresentação dos dados.	50
Figura 3-40 Esquema da Linha de Chapas Grossas e simuladores desenvolvidos.	51
Figura 3-41 Representação esquemática do torque de deformação	56
Figura 3-42 Variação do coeficiente do braço de alavanca segundo <i>Kirilin</i>	59

Figura 3-43 Valores do braço de alavanca determinados experimentalmente.....	59
Figura 3-44 Mancal tipo <i>Morgoil</i> do lado do motor	61
Figura 3-45 Curvas de coeficiente de atrito em sistemas <i>Morgoil</i> fornecidas pelo fabricante de mancais	61
Figura 3-46 Esquema de ligação para tomada de dados de laminação	65
Figura 3-47 Gráfico de levantamento de dados de laminação por meio de registrador.....	67
Figura 3-48 Curva de equivalência entre velocidade de rotação dos cilindros e voltagem.	68
Figura 3-49 Interface principal de entrada de dados do modulo de simulação placa a placa.	69
Figura 3-50 Tela de entrada de simulação para cálculo direto.	70
Figura 3-51 Tela de resultados da simulação direta.	71
Figura 3-52 Tela de entrada de dados para simulação do projeto de um <i>header</i>	72
Figura 4-1 Gráfico de Torque do <i>Spindle Superior</i>	77
Figura 4-2 Bloco de notas dos dados do <i>Strain Gage</i> do <i>Spindle Superior</i>	78
Figura 5-1 Exemplo da evolução dos valores de torque calculados e medidos ao longo dos passes, para uma das placas laminadas neste trabalho.....	82
Figura 5-2 Valores originais de torque medidos com auxílio do <i>strain gage</i> e corrigidos pela aplicação de média móvel.	84
Figura 5-3 Comparação entre os valores de torque calculados pelo simulador e medidos com auxílio do <i>strain gage</i> , para todas as placas utilizadas neste trabalho. Os valores medidos pelo strain gage foram numericamente suavizados, através da técnica de média móvel.....	85

LISTA DE TABELAS

	Página
Tabela 3-1 Dimensões de placas (mm).....	5
Tabela 3-2 Produto de solubilidade dos carbonetos, nitretos e carbonitretos de Ti, Nb e V ⁽²⁾	27
Tabela 4-1 Composição química visada para aço API5LX70 (% em peso)	74
Tabela 4-2 Dimensões das placas (mm).....	74
Tabela 4-3 Dimensões das chapas (mm).....	74
Tabela 4-4 Condições de forno de reaquecimento de placas (°C).....	75
Tabela 4-5 Características dos Cilindros de Trabalho do Laminador de Chapas Grossas da Usiminas.....	75
Tabela 4-6 Dados carregados do DAS na chance 42659 seqüência 019.....	76
Tabela 4-7 Tabela de dados trabalhados do <i>Strain Gage</i> do <i>Spindle</i> Superior	79
Tabela 4-8 Resumo de dados do Strain Gage por Chance de Laminação	80
Tabela 4-9 Escala de passes utilizados na chance 42659 seqüência 047.	81

Lista de Notações:

A_{r3}	Temperatura de transformação austenita –ferrita
d	Tamanho de grão
d_0	Tamanho de grão inicial
d_{rex}	Tamanho de grão recristalizado
e	Espessura da placa laminada
F_i	Força obtida no passe (t.F)
I	Percentagem em peso de elementos de liga
M	Percentagem em peso de elementos metálicos
M_{Atr}	Torque de atrito
M_{Def}	Torque de deformação
M_{Din}	Torque dinâmico
M_T	Torque total de laminação (t.m)
M_{Vaz}	Torque em vazio
Q_{def}	Energia de ativação para deformação a quente
Q_{gg}	Energia de ativação para o crescimento de grão
Q_{rex}	Energia de ativação para a recristalização
$r_{Munhão}$	Raio do munhão do cilindro de encosto (mm)
T	Temperatura
t	Tempo
T_{Atr}	Torque de atrito calculado no passe (tf/m)
T_{Cil}	Torque do cilindro calculado no passe (tf/m)
T_{Def}	Torque de deformação calculado no passe (tf/m)
T_{nr}	Temperatura de não-recristalização

T_s	Temperatura de solubilidade
W	Velocidade angular dos cilindros (rad/s)
x	Relação atômica entre M e I
Z	Parâmetro <i>Zener-Hollomon</i>
ε	Deformação
σ_0	Tensão inicial
ε_c	Deformação crítica
σ_{dh}	Endurecimento por deslocações
σ_{lh}	Endurecimento do retículo cristalino
ε_p	Deformação de pico
σ_{ph}	Endurecimento por precipitação
σ_{sh}	Endurecimento por solução sólida
σ_{th}	Endurecimento da textura
ε_x	Intervalo de deformação
σ_y	Limite de escoamento
y	Angulo neutro.
α	Angulo de contato
Ψ	Coefficiente do braço de alavanca
μ^2	Coefficiente de atrito entre mancal e munhão.
μ	Coefficiente de atrito

RESUMO

A laminação controlada constitui-se em um efetivo meio de produzir aços com alta resistência mecânica e alta tenacidade. Ela é utilizada em laminadores de Chapas Grossas de todo o mundo para produzir chapas de alta resistência para navios, aços graus API destinados a tubos, bem como outros aços estruturais. O principal objetivo da laminação controlada é efetuar um refinamento do grão da chapa laminada, tendo como resultado um aumento na resistência mecânica e na tenacidade. Atualmente, os aços API-X70 são utilizados na maioria das obras de tubos de grande diâmetro, tanto no Brasil quanto no exterior, por apresentarem alto limite de resistência, alta tenacidade e boa soldabilidade.

A demanda de aços alta resistência (API-X70) ou de graus mais elevados, é crescente no mundo. A produção destes aços, utilizando o processo convencional de laminação controlada, exige torques elevados de laminação, em função das severas condições de processamento. Como resultado das elevadas cargas presentes na laminação de aços de alta resistência no laminador de Chapas Grossas, as árvores de transmissão (*spindles*) dos motores principais para os cilindros de trabalho recebem torques cuja amplitude aproxima-se do limite de resistência dessas árvores.

O presente trabalho visa medir o torque durante a laminação, através de instrumentos de medição experimental (*strain gage*), comparando os resultados com cálculos baseados em equações disponíveis na literatura, ajustando equação para cálculo de torque com benefícios, definindo parâmetros para condições ótimas do Laminador de Chapas Grossas da Usiminas.

ABSTRACT

Controlled rolling, CR, is an effective means of producing steels with high mechanical resistance and high toughness. CR is a thermomechanical process commonly employed in plate mills throughout the world in the production of heavy plates of high resistance to shipbuilding, grade API steels destined to the welding of tubes as well as to other structural applications. The main objective of CR is to cause grain refinement in the plate resulting in a simultaneous increase in the mechanical resistance and in the toughness of the steel. Presently, the steels of grade API-X70 have been used in the majority production of tubes of large diameter since they present high tensile stress, high toughness and good weldability.

The demand of high strength steels (API-X70) or higher degrees is growing in the world. The production of these steels, using the conventional process of controlled rolling, demands high torques of lamination, in function of the severe processing conditions. As a result of these high rolling loads of Plate Mill, the transmission trees (spindles) of the main motors for the work cylinders receive torques that can reach the strength limit of spindles.

The present work aims measure this torque during the lamination, through instruments of experimental measurement (strain gage), comparing the results with calculations based on available equations in the literature, adjusting equation for torque calculation with benefits, defining parameters for great rolling conditions on Usiminas Plate Mill.

1. INTRODUÇÃO

A Linha de Laminação de Chapas Grossas da Usiminas tem a finalidade receber as placas oriundas da Aciaria, pesar e realizar o enformamento, respeitando o tempo e a temperatura de acordo com o projeto de qualidade do material e, posteriormente, realizar a laminação com o objetivo de obter as dimensões e propriedades mecânicas requeridas, conforme o fluxograma da figura 1.1.

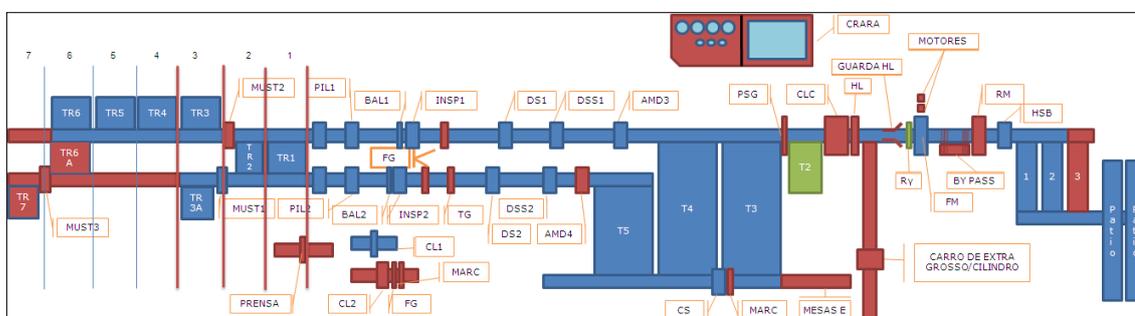


Figura 1-1 Fluxograma da linha de Laminação de Chapas Grossas da Usiminas.

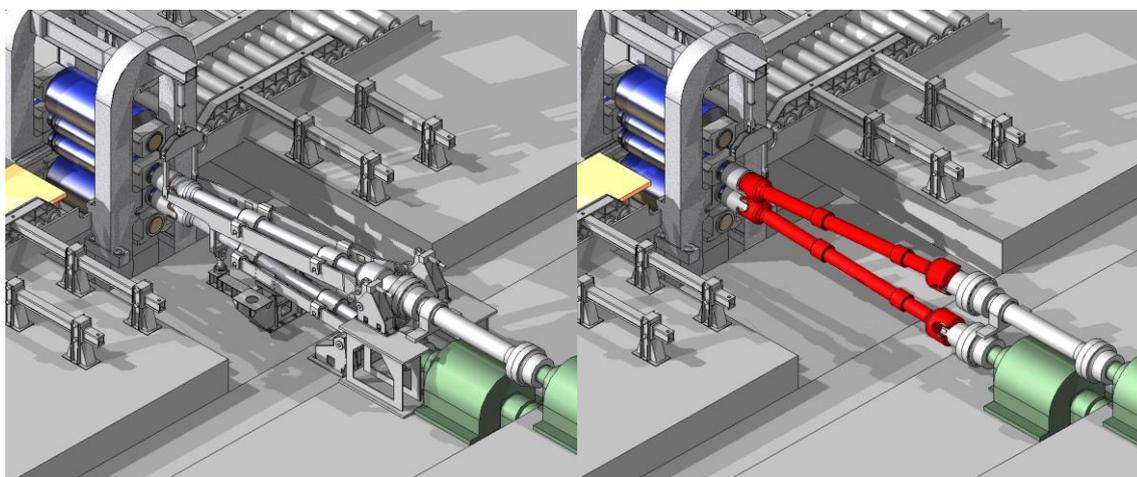
As propriedades mecânicas finais dos aços laminados a quente são função da composição química e das condições de processamento. Essas duas variáveis determinam a microestrutura do aço durante todo o processo de laminação. Para cada aço, fica estabelecida uma inter-relação entre condições de processamento, microestrutura e propriedades mecânicas.

A demanda de aços alta resistência (API-X70) ou de graus mais elevados, é crescente no mundo. A produção destes aços, utilizando o processo convencional de laminação controlada, exige torques elevados de laminação, em função das severas condições de processamento. Como resultado dessas elevadas cargas presentes na laminação de aços de alta resistência no laminador de Chapas Grossas, as árvores de transmissão (*spindles*) dos motores principais para os cilindros de trabalho recebem torques cuja amplitude aproxima-se do limite de resistência dessas árvores.

Os *spindles* (Figura 1.2) são componentes críticos para o processo, pois a sua falha provoca a parada do equipamento com conseqüente interrupção do processo de laminação, o que acarreta grande prejuízo financeiro. Outro aspecto importante é que se trata de um componente de grandes dimensões e peso (aproximadamente 17 toneladas) o que faz com que sua remoção e recolocação no caso de falha acrescentem um tempo elevado ao tempo de parada do equipamento; além disso, o custo de um novo componente é muito elevado.

Com o intuito de medir o valor de torque, foi instalado no *spindle* superior do laminador de Chapas Grossas da Usiminas um sistema que utiliza sensores de deformação (*strain gage*), para obtenção do torque, em conjunto com equipamentos de condicionamento de sinal associado a um *software* para aquisição, processamento e apresentação de dados.

Torna-se assim necessário fazer uma avaliação dos aspectos de torque que envolvem o componente e buscar desenvolver uma relação favorável para a laminação e para os *spindles*, buscando sua máxima longevidade.



Montagem completa dos *spindles* b) *Spindle* em destaque sem os acessórios

Figura 1-2 Desenho da montagem do *spindle*: a) montagem completa e b) *spindle* em destaque sem os acessórios.

2. OBJETIVOS

Avaliar possibilidades disponíveis à prática corrente da laminação controlada, de tal modo que modificações a elas introduzidas possam levar a acréscimos significativos na produção e qualidade, sem risco de quebra dos *spindles*.

Comparar os resultados obtidos em levantamentos *in loco* através dos instrumentos de medida experimental dos torques (*strain gage*) com cálculos de literatura.

3. REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

3.1. Laminação de Chapas Grossas

A Usiminas, localizada em Ipatinga-MG, é uma siderúrgica produtora de aços planos, podendo ser tanto bobinas como chapas grossas.

A linha de Laminação de Chapas Grossas é composta principalmente dos seguintes equipamentos: dois fornos de reaquecimento, um descarepador, um laminador, uma desempenadeira a quente e duas linhas de acabamento, com o objetivo de obter as dimensões e propriedades mecânicas requeridas.

3.1.1. Forno de Reaquecimento

A linha de Laminação de Chapas Grossas está equipada com dois fornos de reaquecimento do tipo viga caminhante, “*Walking Beam*”. A temperatura máxima de reaquecimento é de 1250°C e o tempo de permanência mínimo varia de 180 minutos, para material comum, a 250 minutos para material microligado. O padrão de dimensões de placas é mostrado na tabela 3.2.

Tabela 3-1 Dimensões de placas (mm).

Dimensão	Espessura	Largura	Comprimento
Mínimo	80	1000	2400
Máximo	252	2000	3750

No reaquecimento dos aços API-X70, utiliza-se a temperatura de 1250°C e tempos de permanência maiores que 250 minutos, com objetivo de solubilizar os elementos microaligantes.

3.1.2. Descarepador de Placas

O descarepador de placas está localizado entre os fornos de reaquecimento e o laminador, tendo como finalidade remover a carepa formada na superfície das placas durante o aquecimento nos fornos. Este processo consiste na utilização de jatos de água aplicados na superfície da placa com uma pressão de 150kgf/cm². O equipamento possui 4 *headers*, sendo 2 na entrada (superior e inferior) e 2 na saída.

3.1.3. Laminador

A linha de Laminação de Chapas Grossas da Usiminas possui somente um laminador que tem como função executar as etapas de desbaste e de acabamento na laminação controlada. O laminador é do tipo quadrou reversível (4HI).

Este equipamento é responsável pela redução de espessura das placas de aço provenientes da aciaria (em média de 252mm) para as espessuras correspondentes a aquelas dos produtos determinados como chapas grossas (entre 4,5 e 152,4mm). É composto de dois cilindros de laminação escorados por dois cilindros de encosto montados em uma estrutura chamada cadeira do laminador (vide figura 3.1).

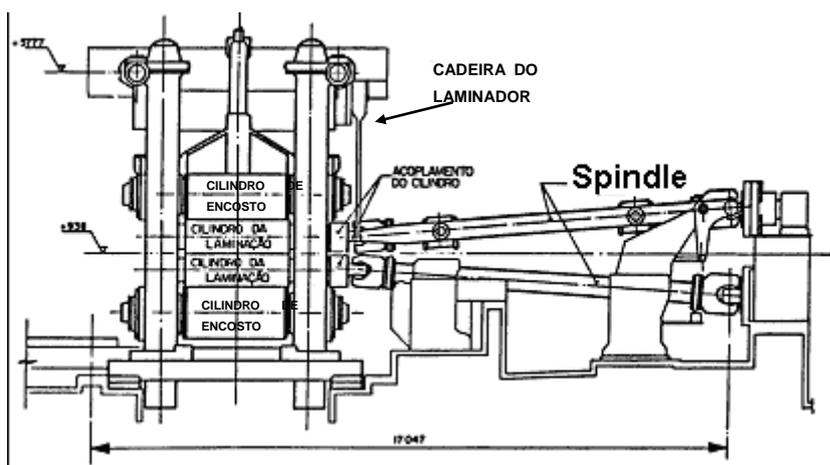


Figura 3-1 Montagem do Laminador de Chapas Grossas.

As placas saem do forno de reaquecimento com temperatura aproximada de 1250 °C e são transportadas até o laminador através das mesas de rolos (figura 3.2). O laminador está configurado com uma espessura menor do que a da placa e então promove a redução da espessura da mesma. O processo é repetido com o retorno da placa para outra passagem pelo laminador com espessura ainda menor. Este ciclo é repetido até se atingir a espessura desejada. A transmissão da potência dos motores para os cilindros de laminação é feita através dos *spindles* que são eixos de transmissão maciços (figura 1.2-b) feitos de material SAE 4340), possuindo aproximadamente 11 metros de comprimento e pesando em torno de 17 toneladas. A potência transmitida é em torno de 4.500kW.

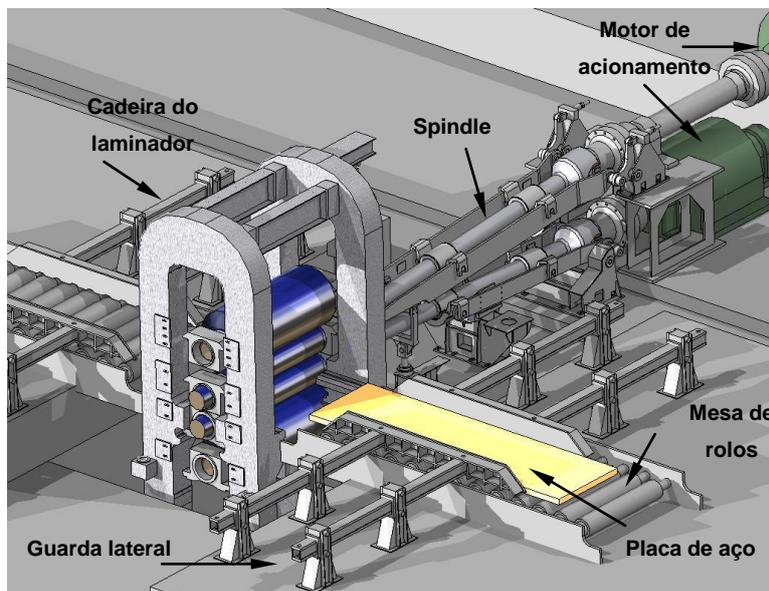


Figura 3-2 Montagem virtual do Laminador de Chapas Grossas.

A carga máxima é de 7.000t e a constante do laminador é de 640t/mm. A redução máxima de espessura dada num único passe é de 40mm e a velocidade máxima de laminação é de 100rpm. O laminador possui 2 pirômetros óticos na entrada e 2 na saída para o controle da temperatura em todos os passes durante a laminação. Este equipamento registra a temperatura na superfície do laminado.

3.1.4. Desempenadeira

Todo material com espessura menor que 70 mm é processado na desempenadeira a quente. O processo de desempeno a quente visa à eliminação de defeitos de forma ocasionados durante o processamento da laminação, tais como ondulação de borda, de centro e outros empenos de natureza variada. A desempenadeira a quente é composta de 6 rolos superiores e 5 inferiores. Neste processo não ocorre redução de espessura do laminado.

O material, após o desempeno a quente, segue para a linha de acabamento.

Após ser laminado a quente, o material segue para a linha de acabamento onde é cortado e inspecionado, atendendo de clientes de diversos segmentos, como por exemplo, setores estruturais de alta resistência mecânica, construção civil, naval, plataforma *offshore* e tubos de grande diâmetro.

3.2. Processos de Restauração

Os processos de restauração associados à deformação a quente podem ser dinâmicos, quando ocorrem durante a deformação, ou estáticos, quando se manifestam após a deformação. A evolução da microestrutura nas operações de laminação a quente e, conseqüentemente, os valores das propriedades mecânicas finais do material são determinados pela interação entre os processos restaurativos acontecendo durante e entre passes. A seguir, são apresentados os principais mecanismos de restauração atuantes durante o processo de laminação a quente.

3.2.1. Recuperação Estática

A recuperação estática envolve a eliminação das deslocções em eventos individuais e, portanto, este processo não causa mudança apreciável na microestrutura. De fato, o processo de recuperação estática ocorre sem movimentos de fronteiras de alto ângulo, característico do processo de recristalização. Conseqüentemente, o processo de recuperação não acarreta amaciamento total do material.

O mecanismo de recuperação é termicamente ativado sendo que sua cinética é influenciada pela temperatura na qual ele ocorre. Além disso, variáveis que afetam o movimento das deslocções como, por exemplo, a presença de soluto ou de precipitados influencia a taxa com que a recuperação se processa. As variáveis do processo que afetam de modo importante as taxas de recuperação são a temperatura, a deformação, a velocidade de deformação e a composição química. Quanto maior a temperatura maior a taxa de recuperação, como pode ser visto na figura 3.3 (a). Esta figura também mostra

que a taxa de recuperação aumenta com o acréscimo da pré-deformação figura 3.3 (b). Isto porque quanto maior a pré-deformação maior a força motriz armazenada que está disponível para o processo de recuperação. Com o aumento da taxa de deformação a recuperação cresce, como pode ser visto na figura 3.3 (c). Por outro lado, a adição de elementos químicos em solução sólida abaixa a energia de falha de empilhamento, EFE, e, por conseguinte a taxa de recuperação, incrementando a taxa de encruamento do metal. Desta forma a adição de soluto pode diminuir a taxa de recuperação, como mostra a figura 3.3 (d).

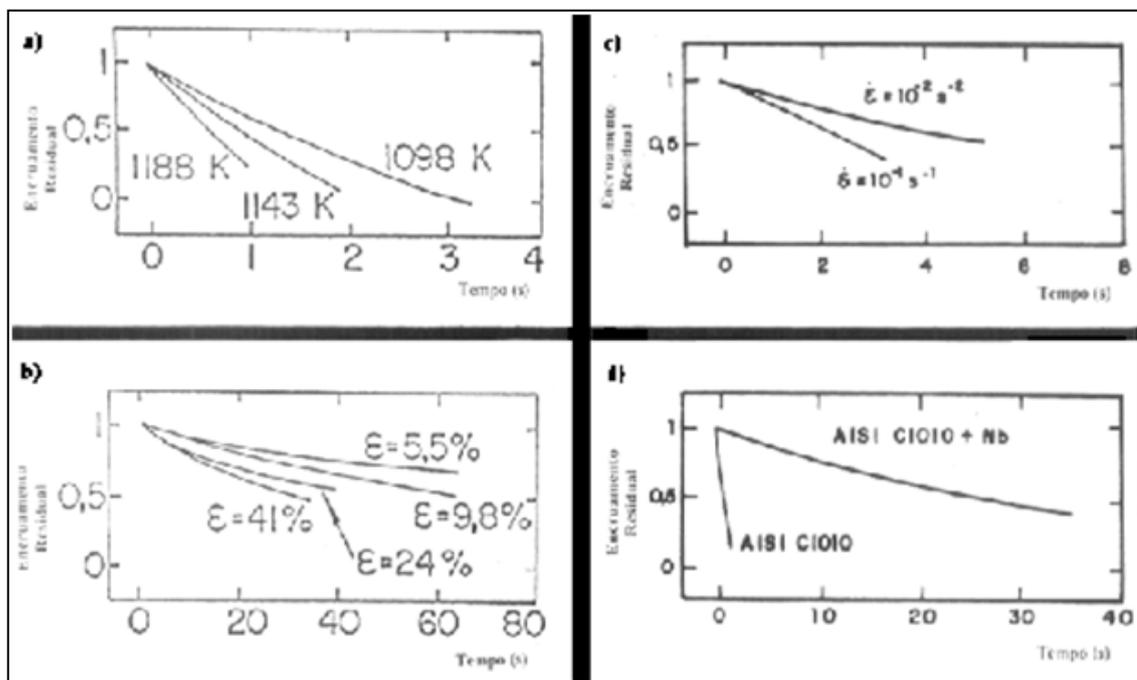


Figura 3-3 Taxa de recuperação estática para um aço 0,42% de C. a) Efeito da temperatura, b) efeito da pré-deformação, c) efeito da velocidade de deformação, d) efeito da adição de Nb num aço AISI 1010 ⁽²⁾.

As estruturas desenvolvidas pelos processos dinâmicos de restauração são termodinamicamente instáveis, e quando mantidas a temperaturas elevadas são modificadas pelos processos estáticos de restauração. A figura 3.4 (b) mostra esquematicamente a relação entre os mecanismos de restauração estática e a deformação. Abaixo de uma deformação crítica para a recristalização estática ocorre,

um limitado amaciamento através de recuperação estática. Esta deformação crítica é de aproximadamente 7% ou menos, na faixa de temperatura de 900 a 1000°C em aços C-Mn. Espera-se, portanto que esta deformação crítica seja pequena e que, após a maioria das deformações de interesse na laminação de chapas, a restauração seja seguida de recristalização estática.

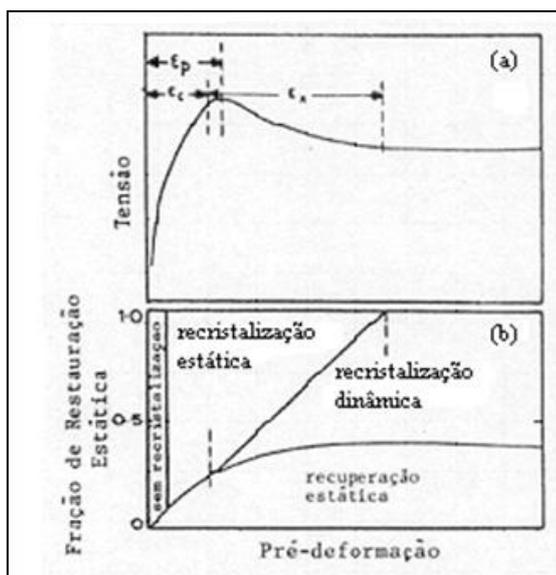


Figura 3-4 Representação esquemática da relação entre comportamento tensão e deformação (a) e dos mecanismos de restauração durante a deformação a quente (b) ⁽³⁾.

Quando a deformação excede o valor crítico, ϵ_c , a estrutura desenvolve núcleos de recristalização dinâmica. O processo estático de crescimento destes núcleos, com um tempo de incubação nulo, é chamado de recristalização metadinâmica ⁽⁴⁾. Deformações acima de ϵ_c são raramente encontradas na prática da laminação controlada de chapas grossas, de modo que o principal mecanismo a ser considerado neste trabalho é o da recristalização estática. Cumpre ressaltar, entretanto, que mesmo durante a recristalização, o mecanismo de recuperação continua ainda atuando na parte encruada do metal. A fração de restauração estática atribuída à recuperação é limitada a cerca de 20%, conseqüentemente, a maior fração de amaciamento cabe à recristalização.

3.2.2. Recristalização Estática

A recristalização que ocorre pelo mecanismo de nucleação e crescimento a partir da estrutura parcialmente recuperada de um metal, é definida como uma reorientação dos cristais através da passagem de um contorno de grande ângulo. Esses contornos apresentam, antes da recristalização, uma desorientação média maior que 10° entre si. A cinética do processo se parece com a de uma transformação de fase, já que pode ser descrita em termos de uma frequência de nucleação e uma velocidade de crescimento. Quando se utiliza o termo ‘nucleação’ com respeito à recristalização, não significa que pequenos grãos não deformados formam-se pelo processo clássico de acréscimo de átomos até que se atinja um tamanho crítico. Pelo contrário, os novos grãos são formados pelo crescimento de subgrãos originados durante a recuperação do metal encruado, e que servem de núcleos para a recristalização. A força-motriz para a migração dos subgrãos decorre da diferença de densidade de discordâncias entre o interior do núcleo de recristalização e o restante do material.

O crescimento de subgrãos ocorre em vários pontos favoráveis, como nos contornos de grãos pré-existentes, inclusões ou partículas de segunda fase, bandas de deformação no interior dos grãos e interseções de maclas. As características comuns destes pontos é que todos eles representam regiões de intensa distorção localizada no reticulado. Como a nucleação de novos grãos recristalizados ocorre principalmente nas junções triplas e contornos de grãos deformados, o processo de recristalização conduz a um refino de tamanho de grão, já que um grão nucleado num lado do grão deformado encontrar-se-á com o grão nucleado no lado oposto, crescendo ambos em sentidos contrários, limitando desta forma o crescimento dos novos grãos.

Outros sítios que podem favorecer a nucleação de recristalização são regiões próximas às inclusões. A presença de inclusões ou partículas de segunda fase provoca a concentração de discordâncias ao seu redor, o que promove a migração de contornos de subgrãos nas vizinhanças. Os efeitos de inclusões e de partículas de segunda fase sobre

a recristalização são diretamente dependentes do espaçamento e do tamanho dessas partículas. Partículas grandes, maiores que $1\ \mu\text{m}$, promovem a nucleação de novos grãos recristalizados, e o maior espaçamento entre elas acelera a velocidade de recristalização. Se as partículas, entretanto, forem pequenas, menores que $0,1\ \mu\text{m}$, e pouco espaçadas, a estrutura de deformação consistirá de uma distribuição uniforme de discordâncias, sem a existência de regiões de grande distorção do reticulado necessárias ao desenvolvimento de novos grãos recristalizados. Em tais estruturas a recristalização pode ser severamente reprimida ⁽⁴⁾.

A deformação plástica de um metal é freqüentemente heterogênea, especialmente quando ocorre em grãos grandes, resultando na formação de bandas de transição e de cisalhamento. Devido a esta desorientação local, estas bandas podem também serem uma fonte de novos subgrãos durante subsequente recozimento ⁽⁴⁾.

A nucleação da recristalização se dá por alguns mecanismos já identificados. Um deles é a migração de contornos de subgrãos grandes, que avançam sobre subgrãos vizinhos. Frequentemente acontece de grãos vizinhos terem diferentes tamanhos de subgrãos, o que proporciona o crescimento do grão com células maiores para dentro do grão com células menores. Esta migração de contorno de grande ângulo está ilustrada na figura 3.3. A força-motriz para migração do contorno é fornecida pela diferença de densidade de energia através dos contornos de pequeno ângulo dos subgrãos. A energia resultante de um contorno formado a partir de dois subcontornos pode ser menor que a soma das energias de dois subcontornos.

Outro mecanismo de desenvolvimento de grão recristalizado é o de coalescimento de subgrãos. A estrutura encruada, após alguma recuperação, consiste de subgrãos bem definidos. Alguns destes crescem pela eliminação de contornos comuns, através de rotação do reticulado e movimento de discordância, diminuindo desta forma a energia livre do sistema. Como resultado, a desorientação pode tornar-se maior. Dois pares de subgrãos coalescidos podem, então, sofrer um coalescimento adicional, produzindo um

grão recristalizado definido por contornos de grande ângulo. O processo está ilustrado esquematicamente nas figuras 3.6 e 3.7.

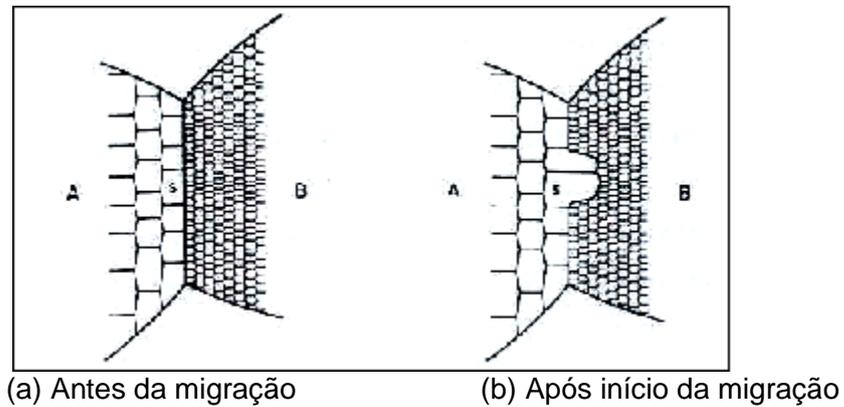


Figura 3-5 Recristalização por migração de contorno de grande ângulo ⁽⁴⁾.

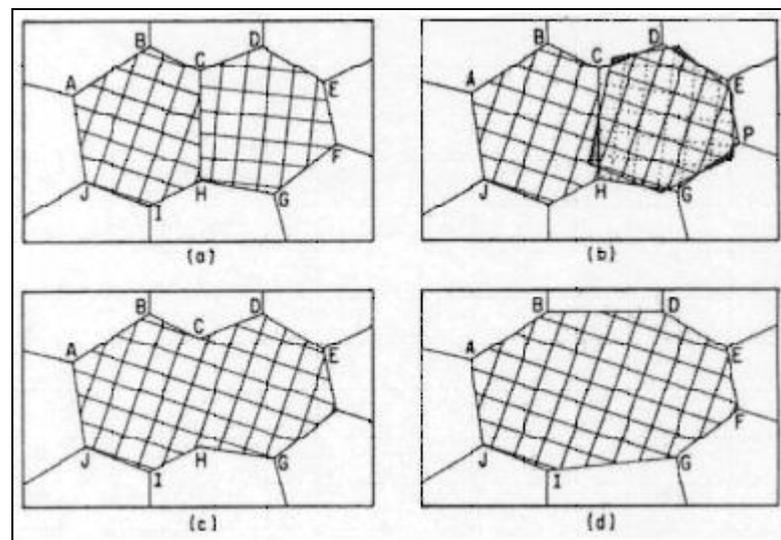


Figura 3-6 Coalescimento de dois subgrãos por rotação de um deles. a) estrutura original do subgrão antes do coalescimento, b) um subgrão sob rotação, c) estrutura de um subgrão logo após coalescimento d) estrutura final do subgrão após migração de subcontorno ⁽⁴⁾.

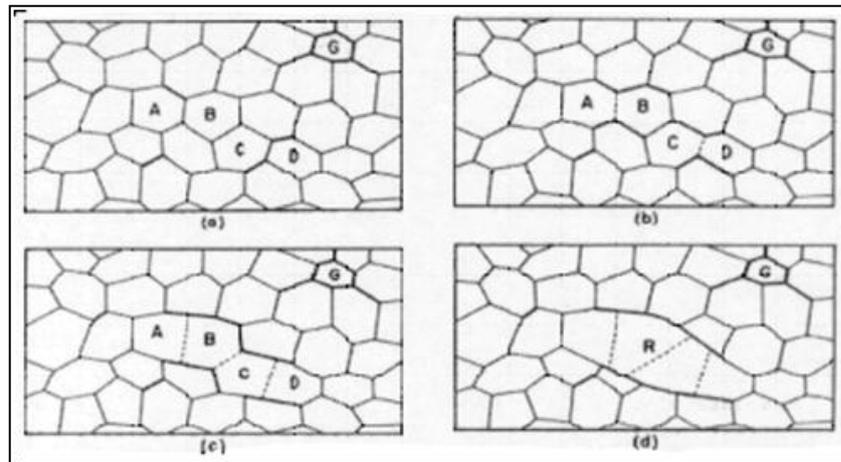


Figura 3-7 Representação esquemática da formação de um grão recristalizado pelo coalescimento de subgrãos ⁽⁴⁾.

Com relação à cinética do processo de recristalização, há um período inicial tempo de incubação durante o qual não ocorre nucleação. O processo inicia-se então vagarosamente acelerando até uma velocidade máxima de transformação e finalmente torna-se lento até o seu término. O tempo total para a recristalização se completar depende da velocidade do crescimento dos grãos nucleados, sendo esta uma função da temperatura e da deformação prévia. A figura 3.8 mostra uma série de curvas representativas da cinética de recristalização de um aço baixa liga, onde pede-se observar o efeito do grau de deformação prévio e da temperatura de tratamento.

Como a recristalização pode ser descrita em termos da frequência de nucleação e da velocidade linear de crescimento, sua cinética pode ser representada por uma equação do tipo (3.1):

$$X = 1 - \exp(-Bt^k) \quad \text{Eq. 3.1}$$

Onde:

X é fração recristalizada, B e k são constantes e t é o tempo. O valor da

constante k , situa-se entre 2 e 3 ⁽⁵⁾.

A equação 3.1 supõe que a velocidade de crescimento linear seja constante com o tempo, porém isto é verdade somente quando a recuperação e a recristalização não ocorrem simultaneamente, de modo que a força-motriz para a recristalização seja constante.

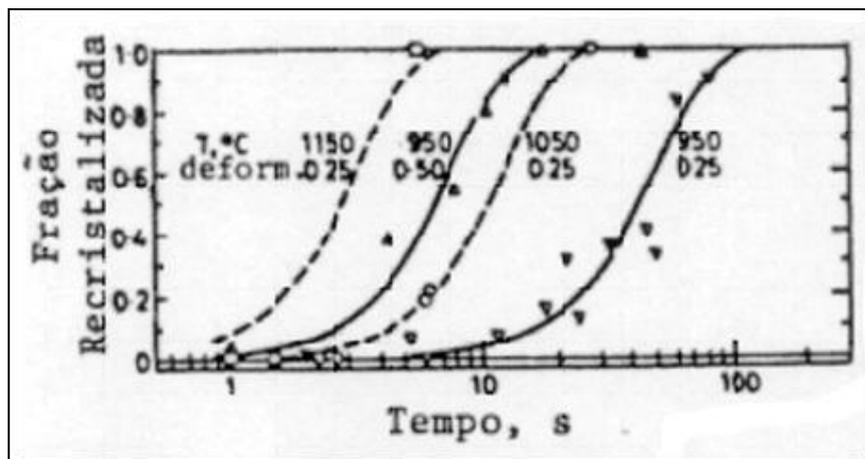


Figura 3-8 Curvas de recristalização para um aço de baixa liga (AISI-5140), de tamanho de grão inicial 110 μm , deformado a velocidade de deformação de 1s-1 para diferentes níveis de deformação prévia e de temperaturas de recozimento ⁽⁵⁾.

Num material encruado, tanto a recuperação quanto a recristalização são impulsionados pela energia armazenada pela deformação, e a existência ou não de competição entre dois processos depende das suas velocidades relativas à uma dada temperatura. Desta forma, após pequenas deformações a recuperação pode ser quase totalmente concluída antes do início da recristalização, deixando para esta uma força-motriz constante, porém não muito elevada de tal modo que possa ou não haver um crescimento dos novos grãos na matriz deformada e recuperada.

As curvas que representam a cinética de recristalização estática, como ilustrado na figura 3.8, podem ainda ser descritas por uma equação do tipo (3.2):

$$X = 1 - \exp\left(-C\left(\frac{t}{t_F}\right)^k\right) \quad \text{Eq. 3.2}$$

Onde:

$C = \ln(1-F)$, t_F é o tempo para uma fração recristalizada específica F e os demais símbolos são os mesmos descritos para a equação 3.1.

É conveniente caracterizar a velocidade de recristalização estática em termos de t_F e, lembrando que esses tempos são dependentes tanto da força-motriz quanto do tamanho de grão inicial. Sellars⁽³⁾ analisando dados de vários autores concluiu que o efeito dessas variáveis sobre t_F pode ser expresso como:

$$t_{0,5} = B \cdot \varepsilon^{-4} \cdot d_0^2 \cdot \exp\left(\frac{Q_{rex}}{RT}\right) \quad \text{Eq. 3.3}$$

$$t_{0,5} = B' \cdot Z^{-6} \cdot d_0^2 \cdot \exp\left(\frac{Q_{rex}}{RT}\right) \quad \text{Eq. 3.4}$$

Aqui B e B' são constantes, d_0 é o tamanho de grão inicial e Q_{rex} a energia de ativação para a recristalização.

Como já mencionado, elementos de liga dissolvidos na austenita podem reduzir a velocidade de recristalização estática. Um aumento na concentração de soluto pode conduzir também à obtenção de grãos mais finos após a recristalização estática. Estes efeitos estão quase que certamente relacionados à influência que essas adições de soluto (ou impurezas em solução) possam vir a ter sobre a nucleação e a velocidade de crescimento dos grãos recristalizados estaticamente (efeito de arraste de soluto). Logo

as contribuições relativas da recuperação e da recristalização estática ao amaciamento subsequente à deformação podem, conseqüentemente, ser bem diferentes em austenita de baixa ou alta liga. Entretanto, em contraste com o papel dos solutos na recristalização estática, a presença de precipitados na austenita deformada pode ter um efeito muito maior na redução da velocidade de recristalização estática através do ancoramento dos contornos, o que impede sua movimentação.

A recristalização refina grãos como pode ser visto na figura 3.9 onde se mostra o efeito da deformação e da temperatura de deformação sobre o tamanho de grão recristalizado. Este decresce rapidamente à medida que a deformação aumenta, atingindo um limite para deformações percentuais acima de 50%. Embora temperaturas de deformação mais baixas produzam grãos menores, este efeito é relativamente reduzido quando comparado com o da própria deformação.

A dependência do tamanho de grão recristalizado, d_{rex} , com os parâmetros de deformação é tal que ⁽³⁾:

$$d_{rex} = s.d_0^\alpha .\mathcal{E}^{-\beta} .Z^{-\delta} \quad \text{Eq. 3.5}$$

Onde s é uma constante. Apesar dos expoentes α , β , e δ tomarem valores diversos relatados na literatura, há concordância em que o expoente δ tende a zero, refletindo a independência prática de d_{rex} com a taxa de deformação e a temperatura quando comparadas ao efeito causado pela deformação ⁽⁵⁾.

Após o término da recristalização ocorre o crescimento dos grãos, que é uma função da temperatura e do tempo disponível. Para aços C-Mn, o crescimento é significativo e a relação pode ser representada por ⁽³⁾:

$$d^{10} = d_{rex} + A' \cdot t \cdot \exp\left(\frac{-Q_{gg}}{RT}\right) \quad \text{Eq. 3.6}$$

Sendo d o tamanho de grão em crescimento, A' uma constante, t o tempo e Q_{gg} uma energia de ativação para o crescimento de grão.

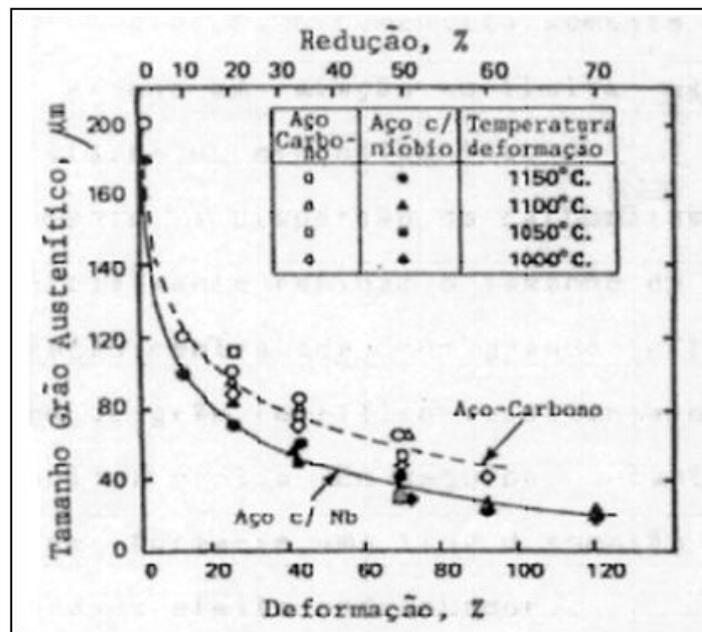


Figura 3-9 Influência da quantidade de deformação em um único passe e da temperatura de deformação sobre o tamanho de grão austenítico recrystalizado, em aços carbono e ao nióbio ⁽⁶⁾.

3.2.3. Recristalização Dinâmica

Durante a deformação a quente da austenita, a curva de tensão-deformação apresenta uma forma característica, ilustrada na figura 3.4 (a). Inicialmente a tensão de fluxo cresce rapidamente com a deformação, como resultado do encruamento e da recuperação, até que a deformação atinge um valor crítico, ϵ_c , onde se tem início a nucleação da recristalização dinâmica, como pode ser visto na figura 3.4 (b). O pico na tensão de fluxo ocorre após uma pequena fração do material se recrystalizar, de modo

que a deformação de pico, ε_p , é sempre maior que ε_c , tendo sido sugerido que ε_c varia entre 0,67 a 0,86 de ε_p para aços de baixa liga. Deformação aplicada além de ε_p resulta numa queda de tensão de fluxo até esta atingir o estado estacionário, após um intervalo de deformação, ε_x ⁽⁴⁾.

As figuras 3.10 e 3.11 mostram que ε_p aumenta sistematicamente com Z, o parâmetro de Zener-Hollomon. A figura 3.11 também mostra que ε_p aumenta significativamente com o aquecimento a 1280°C, o que provavelmente reflete um aumento do tamanho de grão inicial d_0 , já que este tem efeito tanto sobre a nucleação quanto sobre a velocidade de recristalização dinâmica. De fato.

$$\varepsilon_p = A d_0^{1/2} \cdot Z^n \quad \text{Eq. 3.7}$$

Onde A é constante e n varia de 0,125 a 0,175, sem relação aparente com a composição do aço. Sellars ⁽¹⁾, correlacionando dados de vários autores, chegou à equação:

$$\varepsilon_p = 4,9 \times 10^{-4} d_0^{1/2} \cdot Z^{0,15} \quad \text{Eq. 3.8}$$

Válida para aços C-Mn, enquanto para aços ao Nb o valor de A pode ser de 1,3 a 3 vezes maior.

A figura 3.11 e as equações 3.7 e 3.8 sugerem que a recristalização dinâmica seja favorecida por altas temperaturas e baixas taxas de deformação. No caso de chapas grossas, as velocidades de deformação em laminadores industriais são elevadas, enquanto que a redução por passe a altas temperaturas é inferior a 20%. Dessa forma, parece difícil uma deformação por passe que fosse suficiente para dar início à recristalização dinâmica, principalmente em aços com adição de Nb. Portanto, parece

razoável supor que uma ocorrência de recristalização dinâmica na Laminação de Chapas Grossas seria improvável, embora no caso da laminação de tiras a quente onde as reduções por passe são maiores, isto possa ser possível. Conseqüentemente, deve-se esperar que o único mecanismo de restauração dinâmica operativo na laminação industrial de chapas grossas seja o de recuperação ⁽⁴⁾.

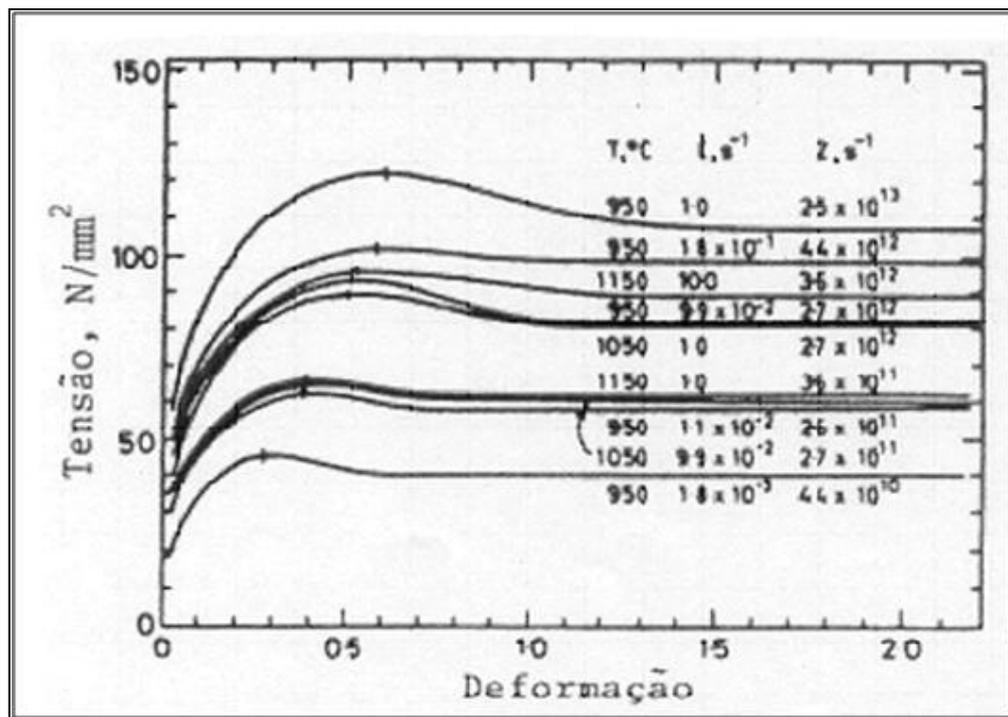


Figura 3-10 Curva de tensão x deformação equivalentes obtidas através de ensaios de torção em aços de baixa liga (AISI 5140) de tamanho de grão inicial 110 μ m ⁽⁵⁾.

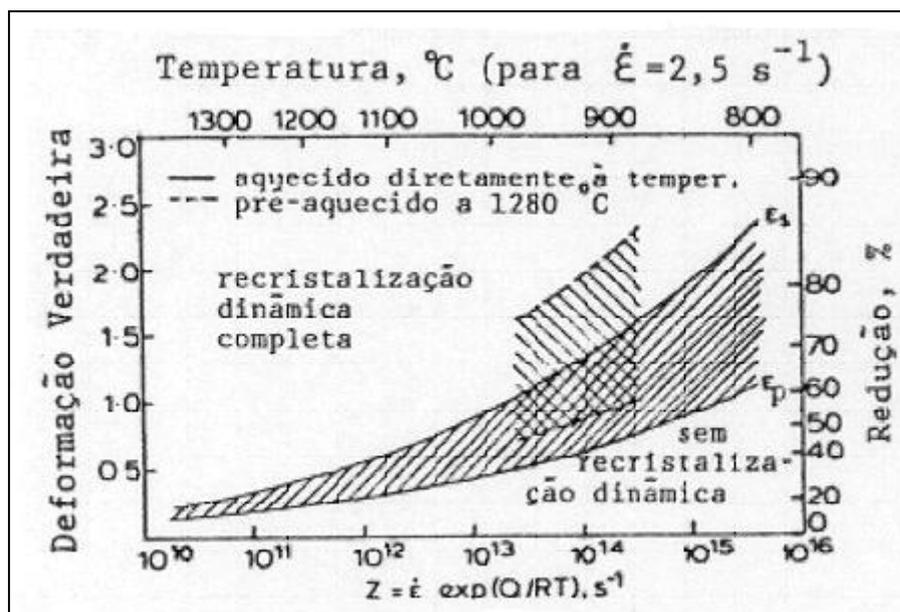


Figura 3-11 Dependência da deformação para tensão de pico, ϵ_p , e para início de regime estacionário, ϵ_s , com velocidade de deformação e temperatura, para aço C-Mn ⁽³⁾.

3.3. O Processo de Laminação Controlada

A laminação controlada dos aços microligados é um processo termo-mecânico no qual a deformação é aplicada em três regiões de temperatura delimitadas por temperaturas “críticas”. A figura 3.12 ilustra esquematicamente, esse processo para o caso da laminação controlada de aços microligados ^(7,8). Na 1ª região, o material é deformado após um período de aquecimento que resulta na solubilização dos elementos microligantes. A temperatura de encharque é função dos produtos de solubilidade dos carbo-nitretos de microligantes. Após o aquecimento, o material é retirado do forno e os primeiros passes da laminação são aplicados. A austenita grosseira, do aquecimento (a), é então, refinada através do processo de recristalização estática que ocorre entre os primeiros passes (b). A austenita refinada pelo processo de recristalização sucessiva daria origem a uma ferrita equiaxial relativamente grosseira (b’), caso o material fosse resfriado ao ar a partir deste ponto. A 1ª região, como se vê na figura 3.10, é delimitada pela temperatura de encharque e pela temperatura de não-recristalização, T_{nr} .

A etapa seguinte do processamento se dá numa 2ª região que se encontra abaixo de T_{nr} . Os grãos de austenita são encruados sendo que a área de superfície dos grãos por unidade de volume aumenta significativamente. Além disto, formam-se bandas de deformação dentro do grão austenítico do material (c). O surgimento na austenita de bandas de deformação divide a austenita em vários sub-blocos. Isto faz com que haja um acréscimo no número de locais disponíveis para nucleação da ferrita, levando a um decréscimo no tamanho de grão ferrítico final. O contorno de grão e as bandas de deformação serão locais preferenciais para nucleação da ferrita durante o processo de transformação. Como resultado do aumento de sítios nucleantes, a ferrita transformada é bastante refinada (c').

A austenita pode ser ainda mais deformada juntamente com a ferrita (d) quando a temperatura de laminação cair para valores menores que Ar_3 . A estrutura, nesta região, é composta por ferrita alongada, que adquire uma subestrutura, e por austenita encruada com a presença de bandas de deformação. A austenita dará lugar a uma estrutura ferrítica ainda mais fina e equiaxial que a mostrada em (c'). Essa é a 3ª região da laminação controlada, isto é, aquela delimitada pelas temperaturas Ar_3 e Ar_1 . Enquanto as microestruturas (b') e (c') são formadas de ferrita equiaxial, a estrutura (d') é formada por ferrita alongada com a presença de subgrãos e por ferrita equiaxial. A seguir faz-se uma descrição, um pouco mais detalhada, dos fenômenos que ocorrem durante a deformação e de como são determinadas as temperaturas "críticas" que delimitam essas regiões.

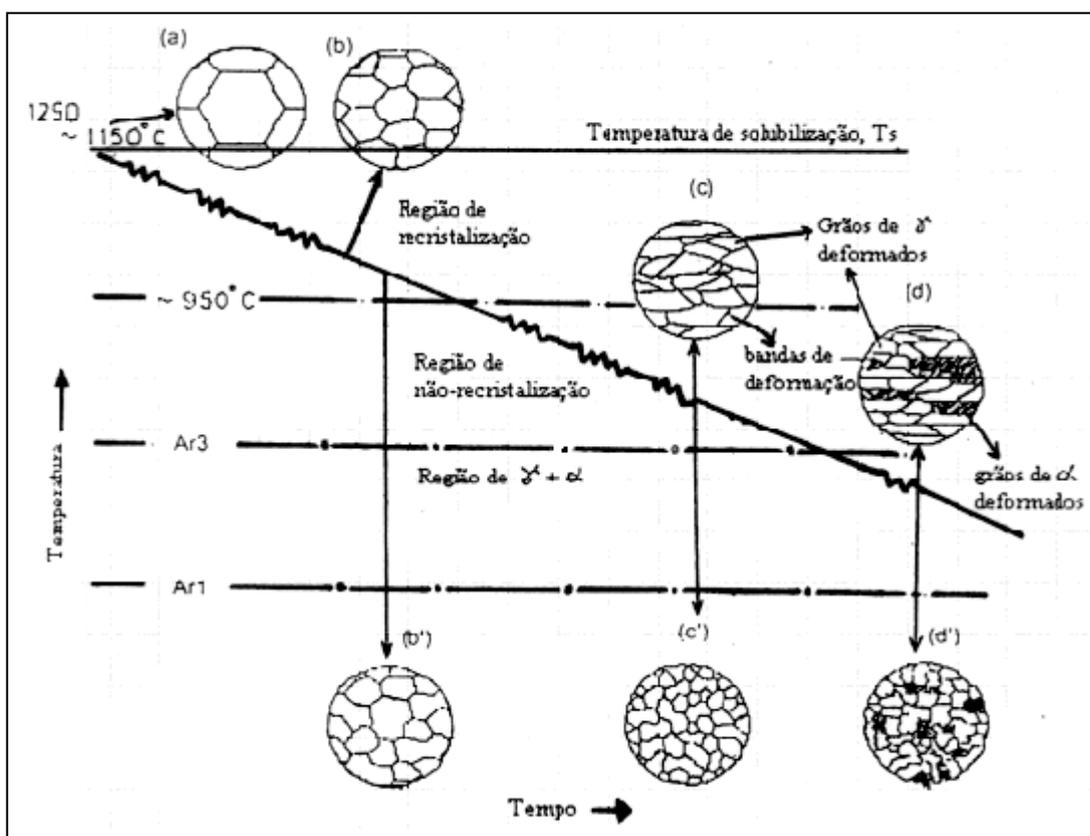


Figura 3-12 Ilustração das três regiões da laminação controlada e as respectivas mudanças na microestrutura após cada região de formação ⁽⁷⁾.

3.3.1. Primeira Região do Processo de Laminação Controlada

A 1ª região do processo de laminação controlada é delimitada pela temperatura de solubilidade dos carbo-nitretos dos elementos microligantes, T_s , e pela temperatura de não-recristalização, T_{nr} , ambas descritas com mais detalhes logo abaixo. A temperatura à qual uma placa é encharcada no forno de reaquecimento é maior que T_s para se garantir que todos os elementos microligantes se encontrem dissolvidos na matriz antes de se iniciar o processo da laminação controlada. Portanto, em termos práticos, a 1ª região fica delimitada pela temperatura de encharque e T_{nr} . É nesta região de temperaturas de laminação elevadas que a austenita deformada se recristaliza a cada passe promovendo um refino de grão por recristalizações estáticas sucessivas. A laminação de recristalização visa obter uma austenita equiaxial, 100% recristalizada e de grão o mais fino possível ⁽⁸⁾, ao final da 1ª região.

Uma vez terminado o processo de recristalização estática, o grão da austenita começa a crescer. O crescimento de grão no tempo entre passes é uma componente importante e que não pode ser desprezada. A velocidade com que o grão de austenita crescerá, será porém, uma função da composição química do aço. Na ausência de elementos microligantes os aços C-Mn, por exemplo, exibem um crescimento de grão acelerado nos tempos entre passes usuais. Os aços microligados, por outro lado, apresentam uma taxa de crescimento de grão muito menor uma vez que as fronteiras dos grãos recristalizados são inibidas, primeiramente por efeito de solução sólida e, à medida que a temperatura abaixa, até mesmo a valores menores que T_{nr} , pelo efeito do ancoramento de contornos de grão em pontos específicos, dificultando ou mesmo impedindo que haja qualquer crescimento de grão significativo. Desta forma, a estrutura recristalizada é preservada e, portanto, a recristalização passa a ser um mecanismo efetivo de refino de grão. Nos aços C-Mn o crescimento de grão entre passes anula em parte o refino obtido pelo mecanismo de recristalização. Diante disto, mantidas as condições de deformação constante, os aços C-Mn apresentam tamanho de grão maior que dos aços microligados. Os efeitos da adição de microligantes e da redução por passe no tamanho de grão de austenita recristalizado podem ser vistos na figura 3.13.

Os precipitados são como vistos, compostos importantes na laminação controlada. Eles controlam o crescimento de grão da austenita no aquecimento e evitam ou suprimem o crescimento excessivo de grãos recristalizados na região de desbaste ⁽⁹⁾. Os precipitados finos que se formam após a deformação da austenita na região de desbaste podem retardar ou mesmo suprimir a ocorrência de recristalização da austenita a baixas temperaturas na região de não recristalização.

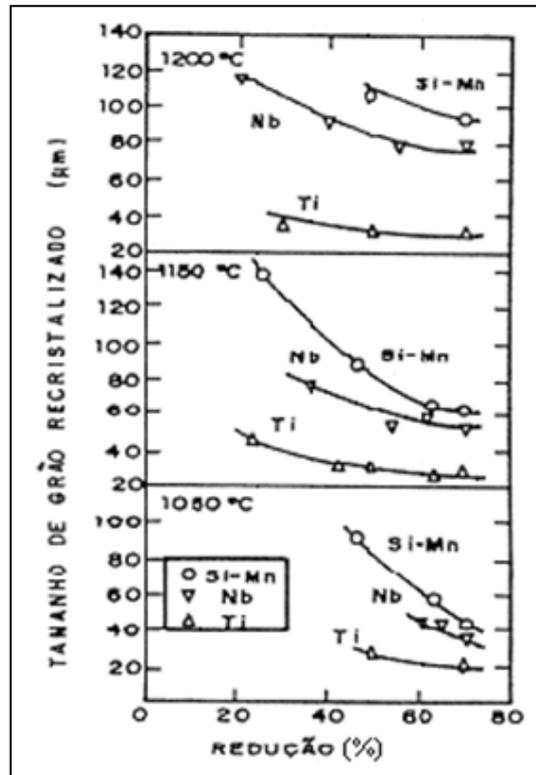


Figura 3-13 Efeito da redução de laminação (1 passe), da temperatura e da composição química sobre o tamanho de grão recristalizado ⁽²⁾.

Para que os elementos microligantes sejam aproveitados em suas potencialidades plenas de precipitação, é importante que eles se encontrem totalmente solubilizados antes de se iniciar o processo de laminação, isto é, no aquecimento. Deste modo, a precipitação dos elementos microligantes ocorrerá durante o processo de laminação. Estes são precipitados finos que endurecerão a matriz bem como retardarão, ou eliminarão, a ocorrência de recristalização na austenita e na ferrita.

A solubilidade de um composto na austenita pode ser expressa na forma geral de seu produto de solubilidade, dado pela equação:

$$\log([M] [I]^x) = A + \left(\frac{B}{T}\right) \quad \text{Eq. 3.9}$$

Onde M é a percentagem em peso dos elementos metálicos, Nb, Ti, V, e I é a percentagem dos elementos de liga intersticiais, C e N ou uma combinação equivalente de intersticiais como $C + ((12/14)N)$. A variável x expressa a relação atômica entre $[I]$ e $[M]$ no composto precipitado, sendo que, em geral x varia entre 1 e 0,87⁽⁹⁾. A e B são constantes que correspondem à entropia e à entalpia de formação do composto. Na equação 3.9, T é a temperatura absoluta na qual o material se encontra.

Os produtos de solubilidade de vários carbonetos e nitretos comumente encontrados nos aços microligados estão resumidos na tabela 3.1, em termos das constantes A e B . A maior parte dos compostos são solúveis na austenita dos aços microligados nas suas composições químicas habituais na faixa de temperatura entre 1100 e 1250°C. A exceção é o TiN que é o mais estável de todos os compostos na austenita, sendo virtualmente insolúvel na sua totalidade, na fase sólida. O VC é o composto menos estável na austenita, sendo colocado em solução tão logo o processo de austenitização se completa.

A temperatura de aquecimento deve ser, portanto, tal que os elementos formadores de carbonetos e nitretos estejam em solução sólida antes do processo de laminação se iniciar, isto é:

$$T_s \geq \frac{B}{A \{ \log[M] [I]^x \} - A} \quad \text{Eq. 3.10}$$

Portanto, T_s é a temperatura mínima de início de laminação no processo de LC.

A outra temperatura importante na delimitação da 1ª região é a temperatura de não-recristalização, T_{nr} . A figura 3.14 ilustra o efeito da adição de elementos de liga sobre o valor de T_{nr} nos aços microligados. Os elementos Nb, Ti e V, quando adicionados à austenita, aumentam o valor de T_{nr} . O Nb é o elemento que produz maior acréscimo de T_{nr} por unidade em peso adicionado^(11,12). De um modo geral, uma adição de 0,05 % em peso aumenta T_{nr} em aproximadamente 150°C. É interessante também observar que

um aumento de Tnr, por adições de elementos de liga, tende a atingir uma saturação. Este nível de saturação aparentemente se encontra em torno de 0,10% de adição de Nb. A ordem crescente de efetividade de aumento de Tnr por unidade em peso de elemento microligante adicionado é de V < Ti < Nb.

Tabela 3-2 Produto de solubilidade dos carbonetos, nitretos e carbonitretos de Ti, Nb e V⁽²⁾.

	Faixa de temperatura (°C)	Log ([M] [I] ^x) = A + (B/T) Temperatura (°K)			Concentrações de Mn e Si, (peso %)	
		x	A	B	Mn	Si
TiC	950-1350	1	2,75	-7000	1,00	0,35
	900-1300	1	5,33	-10475	0,00	0,00
TiN	1000-1300	1	4,94	-14400	0,00	0,00
	1100-1350	1	5,19	-15490	0,00	0,00
	1200-1300	1	3,82	-15020	0,00	0,00
	1250-1450	1	0,32	-8000	1,54	0,31
NbC	1050-1150	1	3,31	-7970	0,00	0,00
	1000-1300	1	3,70	-9100	0,00	0,00
	950-1050	1	4,37	-9290	0,00	0,00
	900-1200	0,87	3,11	-7520	0 – 2,20	0,0
	1000-1250	0,87	3,40	-7920	0,00	0,00
		0,87	2,81	-7019	0,00	0,00
NbN	1190-1330	1	2,80	-8500	0,00	0,00
	1100-1300	1	2,89	-8500	0,00	0,00
	-	0,87	2,86	-7927	0,00	0,00
VC	-	1	6,72	-9500	0,00	0,00
VN	900-1100	1	3,46	-8330	0,00	>0,00
Nb(C + 12/14N)	900-1300	1	2,26	-6770	0,60	0,41

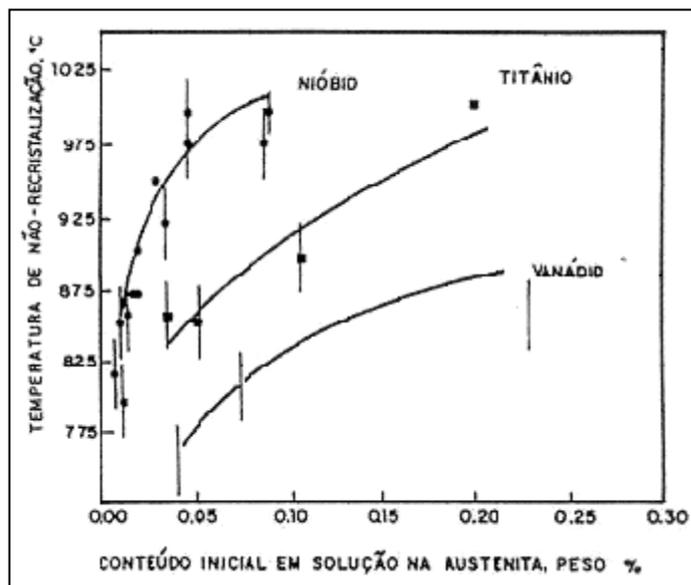


Figura 3-14 Relação da temperatura de não-recristalização, T_{nr} , com o teor de elementos em solução sólida ⁽¹⁰⁾.

O valor de T_{nr} pode ser calculado de uma maneira simples como função da composição química dos aços microligados, conforme a equação 3.11 ⁽⁹⁾:

$$T_{nr} = 887 + 464C + \left(6445Nb - 644(Nb)^{1/2}\right) + \left(732V - 230(V)^{1/2}\right) + 890Ti + 363Al - 357Si \quad \text{Eq. 3.11}$$

Esta expressão foi obtida por regressão linear múltipla para uma amostragem de 47 aços microligados diferentes. Os limites da composição química para os quais a equação é válida são: $0,04 < C < 0,17$; $Nb < 0,05$; $V < 0,12$; $Ti < 0,06$; $Al < 0,05$ e $Si < 0,5$, todos os números sendo dados em porcentagem em peso. Conforme Boratto et al. ⁽¹¹⁾, uma comparação entre os valores calculados usando-se a equação de regressão, e valores experimentais resulta em uma dispersão muito pequena em toda faixa de temperatura. O desvio padrão encontrado foi de $\pm 17^\circ\text{C}$.

Os coeficientes da equação 3.11, reproduzem a mesma ordem de importância dos elementos na supressão do processo de recristalização na laminação controlada, isto é,

Nb > Ti > V. Além disso, nota-se que o alumínio apresenta também uma contribuição significativa para o aumento de Tnr. Observa-se, porém, que o Si tem efeito contrário aos dos outros elementos na determinação de Tnr, ou seja, o silício provoca uma diminuição de Tnr. É ainda importante comentar que a equação 3.11 não apresenta o Mo como elemento supressor na recristalização. Na amostragem de aços analisados, o Mo não apresentou nenhum efeito significativo no cálculo de Tnr.

Um teste de validade da equação 3.11 na Laminação de Chapas Grossas pode ser visto na figura 3.15. Os dados de carga de um laminador industrial foram convertidos em tensão equivalente média, TEM, usando o modelo Sims ⁽¹²⁾. Podem-se distinguir claramente duas regiões diferentes. A interseção destas retas é a Tnr para o aço microligado em questão. A diferença entre o valor de Tnr medido no laminador, 932°C e o valor previsto, 940°C, está dentro da dispersão experimental das medidas. Desta forma, pode-se concluir que é possível medir Tnr diretamente de um laminador industrial, desde que se faça uma medida sistemática das cargas de laminação. O gráfico dessa figura é uma comprovação industrial de como a equação 3.11 consegue prever, dentro da faixa de precisão de 17°C, o início de encruamento da austenita. É interessante notar que a região em torno de Tnr deve ser evitada se for desejada uma estrutura final de grãos ferríticos uniformes. Esta figura mostra ainda um espalhamento de resultados maior para os dados retirados durante desbaste, o que é natural, considerando-se a espessura da placa nesta etapa do processamento.

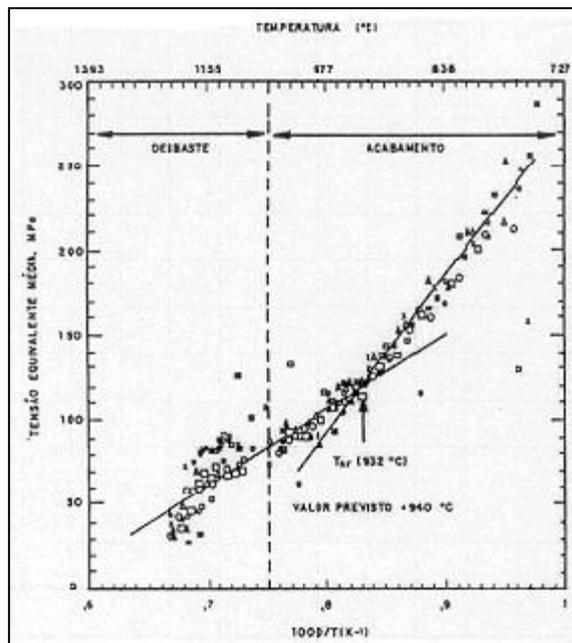


Figura 3-15 Dependência da tensão equivalente média (TEM) com a temperatura absoluta do passe de laminação para um laminador de chapas grossas da Algoma Steel Corporation para um aço microligado ⁽¹¹⁾.

3.3.2. Segunda Região do Processo de Laminação Controlada

A 2ª região de processamento por laminação controlada fica delimitada pelas temperaturas T_{nr} e Ar_3 . É a região de temperaturas intermediárias, onde a austenita é deformada sem que ocorra recristalização entre passes ^(15,16). Dessa forma, o material sendo processado apresenta um encruamento residual que se acumula a cada passe. Isto faz com que se multiplique o número de sítios disponíveis para nucleação posterior de ferrita.

A cinética de precipitação que ocorre nesta fase do processo é um importante fator na retenção do processo de recristalização. A adição de dois ou mais microligantes apresenta um efeito sinérgico sobre o atraso da recristalização da austenita. A figura 3.16 mostra os diagramas RTT (recristalização-tempo-temperatura) para aços C-Mn e aços com micro-adições de Nb, ilustrando as cinéticas de recristalização e a de

precipitação como uma função da temperatura e do tempo de processamento. R_s e R_f significam respectivamente, curvas de tempo para o início e o final de recristalização e P_s e P_f significam respectivamente curvas de tempo para o início e o final da precipitação. Nota-se que para temperaturas abaixo de 900°C , a cinética de recristalização dos aços com Nb é consideravelmente atrasada em relação à cinética dos aços C-Mn. O atraso causado pelo Nb em solução sólida permite que a precipitação ocorra antes do início da recristalização, isto é, o tempo para P_s é igual ou menor que o de R_s . Os atrasos de R_s e R_f são de tal ordem que o processo de recristalização é impedido de ocorrer em intervalos de tempo compatíveis com os do processo de laminação. Ao iniciar a precipitação, o processo de recristalização é ainda mais adiado. Deste modo, a austenita é apenas encruada em passes sucessivos de laminação.

A redução da austenita deformada está ilustrada esquematicamente na figura 3.17. Essa figura ilustra também que a laminação controlada ativa sítios de nucleação na interior do grão. Estes locais são denominados bandas de deformação. A laminação controlada pode dividir a austenita de tal forma que as bandas de deformação sejam ativadas para a nucleação de ferrita durante a transformação de fases. As bandas de deformação são na verdade maclas de recozimento que, quando laminadas a baixas temperaturas, perdem suas coerências com a matriz e são severamente distorcidas. As regiões vizinhas às bandas também são distorcidas para que se mantenha certa compatibilidade com a distorção local de deformações. As deformações acumuladas ativam as regiões de bandas tornando-as pontos preferenciais de nucleação na transformação de fases.

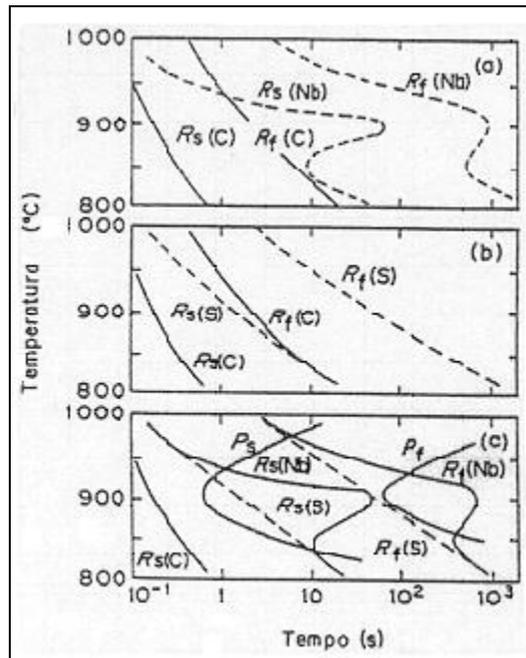


Figura 3-16 (a) Comparação entre a cinética de recrystalização de um aço C com a de um aço com adição de Nb. (b) Extrapolação do efeito de solução sólida no atraso da recrystalização estática de um aço modificado pela adição de Nb, (c) Superposição do diagrama precipitação-tempo-temperatura para a precipitação dinâmica com o diagrama reduzido de recrystalização-tempo-temperatura para um aço Nb ⁽¹³⁾.

	Laminação convencional	Laminação controlada	Normalização
Estrutura de grãos δ			
Nucleação de grãos α			
Estrutura de grãos α			

Figura 3-17 Representação esquemática de sítios nucleantes de ferrita em microestruturas resultantes da laminação e do tratamento térmico ⁽⁷⁾.

Como já mencionado, a delimitação inferior da 2ª região do processo de laminação controlada é dada pela temperatura de Ar3 que pode ser estimada como uma função da composição química utilizando a equação 3.12.

$$A_{r3} = 910 - 310C - 80Mn - 20Cu - 15Cr - 55Ni - 80Mo + 0,35(t - 8) \quad \text{Eq. 3.12}$$

Onde t é a espessura da placa laminada em mm, para t entre 8 e 30mm. A equação 3.12 foi desenvolvida por regressão linear múltipla de uma amostragem de aproximadamente 17 aços microligados diferentes. Esta equação considera que o material foi deformado de pelo menos 50%, na região abaixo de T_{nr} antes do início da transformação. Os elementos mais eficientes na redução de Ar3 são, pela ordem, C, Mn, Mo e Ni.

Uma vez conhecidas T_{nr} e Ar3 fica relativamente simples realizar um projeto de escala de passes para esta região. Entretanto, como é desejável se deformar pelo menos 50% de redução de espessura nesta região e, em muitos casos, o intervalo de temperatura T_{nr} -Ar3 e tempos disponíveis são limitados, recorrem-se a adição de outros elementos que não o C para se abaixar ainda mais o valor de Ar3. De fato, usualmente os aços microligados têm um teor de $C < 0,10\%$ em peso. Logo, utilizam-se Mn e o Mo para o abaixamento de Ar3. Sendo que o custo do Mo é muito maior que o do Mn e sendo as efetividades por peso adicionado dos dois elementos idênticos, a escolha para elemento de abaixamento de Ar3 recai sobre o Mn que é adicionado até no máximo 1,8%. É por outro lado, interessante observar que os elementos microligantes Nb, Ti e V não exercem, segundo a equação 3.12, qualquer efeito sobre a Ar3.

O tamanho de grão da ferrita, no final do processo de laminação controlada, é uma função da taxa de nucleação e de crescimento da ferrita na austenita e também da composição química do material. O decréscimo de Ar3 diminui a taxa de crescimento da ferrita na austenita. Se a taxa de nucleação não for alterada, tem-se então um decréscimo do tamanho de grão ferrítico final, conforme mostrado na figura 3.18, os aços desta figura foram deformados 75%, abaixo da temperatura T_{nr} .

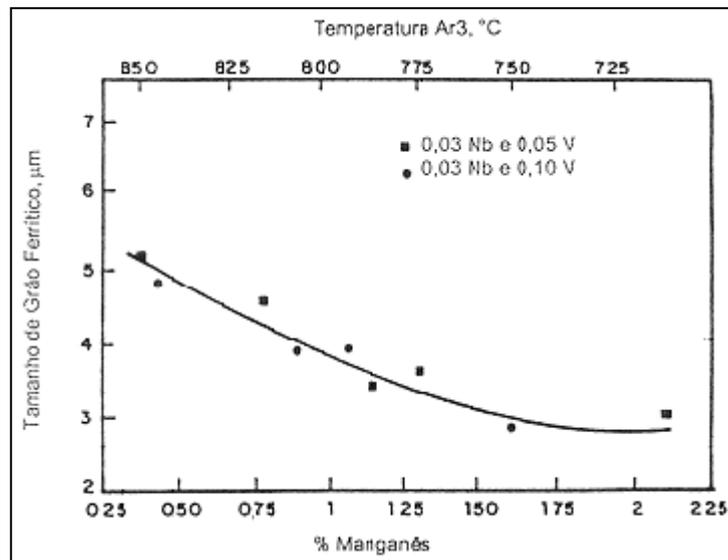


Figura 3-18 Tamanho de grão ferrítico resultante da laminação de aços de alta resistência e baixa liga (ARBL) ao Nb e V como função do teor de Mn ⁽²⁾.

As áreas das superfícies disponíveis para a nucleação são aquelas formadas principalmente pelos contornos de grão, maclas de recozimento e bandas de deformação. A soma destas áreas dá como resultado uma superfície efetiva disponível para nucleação da ferrita. O tamanho de grão ferrítico decresce com a deformação retida na austenita antes da transformação ^(18 e 19). Isto é devido ao aumento da área superficial efetiva disponível para a nucleação de ferrita com o aumento da deformação abaixo da T_{nr} ^(20 e 21). A figura 3.19 ilustra esta relação.

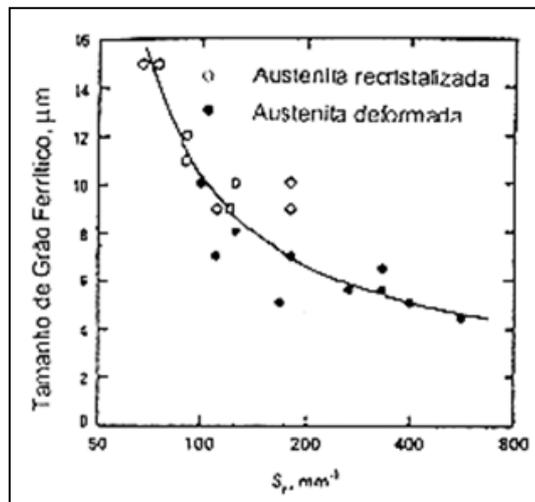


Figura 3-19 Tamanho de grão ferrítico produzido da recristalização e não recristalização da austenita nos valores de S_v ⁽¹⁴⁾.

3.3.3. Terceira região do Processo de Laminação Controlada

É a região de temperaturas abaixo da A_r3 , onde existe uma mistura de ferrita e austenita. Aqui, a ferrita sofre um encruamento levando a um aumento na resistência do material à temperatura ambiente após resfriamento final. A austenita, por outro lado, sofre um encruamento adicional, aumentando ainda mais o número de sítios disponíveis para nucleação da ferrita. Isto leva à produção de uma ferrita de grão ainda mais fino que o produzido na 2ª região.

A figura 3.18 mostra a mudança na subestrutura com a deformação na 3ª região, para um aço do tipo C-Mn-Nb-V. Sem deformação, a estrutura consiste de grãos equiaxiais com baixa densidade de deslocações ^(7, 17). Uma redução de 10% produziu, além de grãos equiaxiais, regiões de alta densidade de deslocações, estrutura celular e subestrutura. Com o aumento da quantidade de deformação, a fração volumétrica de subestrutura é regularmente aumentada ⁽⁶⁾.

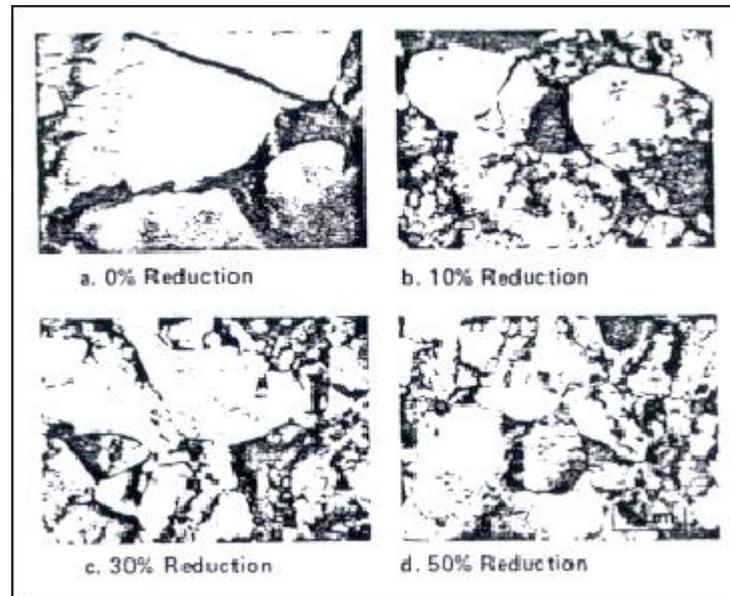


Figura 3-20 Mudança na subestrutura causada pela deformação na 3ª região de um aço C-Mn-Nb-V ⁽⁶⁾.

A deformação na 3ª região tem maior influência sobre as propriedades mecânicas que a deformação na 2ª região, contribuindo para um brusco aumento nos valores de limite de escoamento e de resistência e rápido aumento na temperatura de transição dúctil-frágil.

Vários mecanismos de endurecimento ocorrem na 3ª região. A equação 3.13 correlaciona o limite de escoamento com estes mecanismos, seguindo uma relação de Hall-Petch ⁽⁶⁾, isto é:

$$\sigma_y = \sigma_0 + Kyd^{-1/2} = (\sigma_{lh} + \sigma_{sh} + \sigma_{dh} + \sigma_{ph} + \sigma_{th}) + Kyd^{-1/2} \quad \text{Eq. 3.13}$$

Aqui σ_{lh} é o endurecimento do retículo cristalino, σ_{sh} o endurecimento por solução sólida, σ_{dh} o endurecimento por deslocamentos, σ_{ph} o endurecimento por precipitação, σ_{th} o endurecimento por textura e $Kyd^{-1/2}$ a componente de endurecimento devido ao refino de grão.

Considerando somente o aumento do limite de escoamento, $\Delta\sigma_y$, causado pela deformação na 3ª região, pois σ_{lh} e σ_{sh} são independentes da deformação, a equação pode ser escrita:

$$\Delta\sigma_y = \Delta\sigma_{dh} + \Delta\sigma_{ph} + \Delta\sigma_{th} + \Delta K_y d^{-1/2} \quad \text{Eq. 3.14}$$

3.4. O Processo de Laminação Controlada de Chapas Grossas na Usiminas

As placas reaquecidas chegam ao laminador com 252mm de espessura e com temperatura em torno de 1180°C, sendo laminadas até uma espessura que varia de 60 a 80mm, de acordo com a espessura final desejada de produto. Esta fase da laminação corresponde à 1ª região da laminação controlada. Esta peça, também conhecida como esboço, entra então na fase de espera, para se atingir uma temperatura abaixo da T_{nr} , e posteriormente prosseguir com o restante do processo de laminação. As reduções no período de desbaste são elevadas com o objetivo de intensificar a recristalização estática da austenita, obtendo assim o menor tamanho de grão possível antes do início do período de espera. Nesta etapa é quando ocorrem os torques mais elevados.

A prática da laminação controlada atualmente empregada na Laminação de Chapas Grossas da Usiminas faz com que a fase de acabamento do material se inicie ao atingir uma temperatura na faixa de 800 a 830°C, sendo a mesma concluída à temperatura na faixa de 700 a 750°C.

As propriedades mecânicas finais dos aços laminados a quente são função da composição química e das condições de processamento. Essas duas variáveis determinam a microestrutura do aço durante todo o processo de laminação. Para cada aço, fica estabelecida uma inter-relação entre condições de processamento, microestrutura e propriedades mecânicas.

3.5. O *spindle* do Laminador de Chapas Grossas

O *spindle* é o eixo que transmite a potência do motor para os cilindros de laminação do Laminador de Chapas Grossas (figura 1.2). É um componente crítico para o processo, pois a sua falha, figura 3-21, significa a interrupção do processo de laminação e consequente prejuízo financeiro. A título de referência, a reposição de somente uma cabeça postíca do *spindle*, custa em torno de R\$ 250.000,00 e um componente novo pode chegar a R\$ 1.000.000,00. Outro aspecto importante a se considerar no caso de falha no *spindle*, é o prolongado tempo de parada do equipamento, causado pela dificuldade de remoção e recolocação de um novo componente, devido sua grande dimensão e peso, principalmente se o *spindle* a ser substituído for o inferior, que exige também a remoção do superior. Uma parada não programada que pode levar até 48 horas

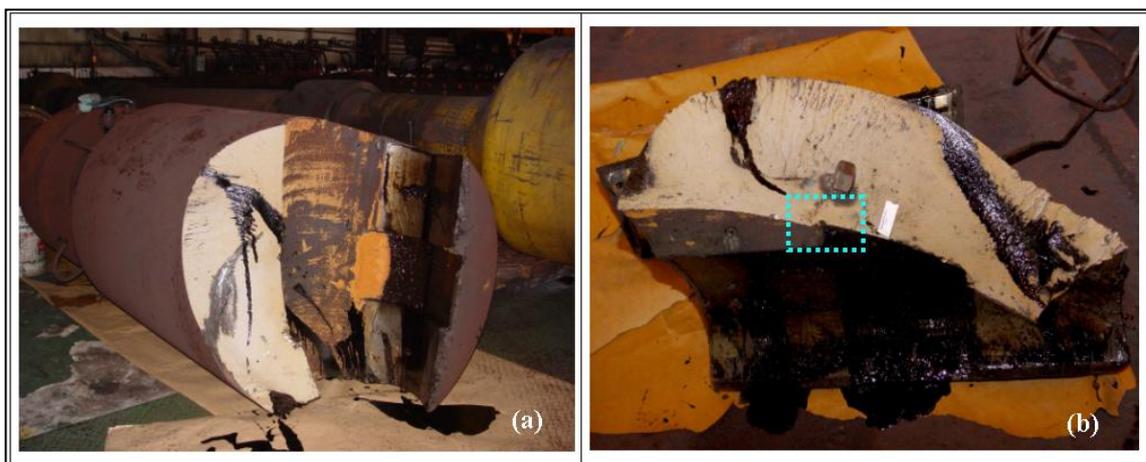


Figura 3-21 Fotografias do spindle fraturado, (a) e parte rompida, (b). Na região demarcada foi observado aspecto de propagação de trinca de fadiga.

Então, é notável a necessidade de se minimizar a incidência de falhas em *spindles*, evitando-se com isso os elevados custos decorrentes das falhas dos mesmos.

3.6.Instalação do *strain gage* no *splindle* superior do Laminador de Chapas Grossas

Foi solicitado ao Centro de Pesquisa e Desenvolvimento da Usiminas que fosse estudado e desenvolvido um sistema capaz de determinar o torque aplicado ao *spindle* durante o processo de Laminação de Chapas Grossas. Tal sistema consistiu na utilização de sensores de deformação, *strain gage*, para obtenção do torque em conjunto com equipamentos de condicionamento de sinal associado a um programa de aquisição, processamento e apresentação de dados desenvolvidos pelo Laboratório Eletro-Eletrônico .

3.6.1. A Extensiometria

A extensiometria é uma técnica utilizada para a análise experimental de tensões e deformações em estruturas mecânicas e de alvenaria. Os extensômetros elétricos têm as seguintes características gerais, que denotam sua importância e utilização: alta precisão de medida; baixo custo; excelente linearidade; excelente resposta dinâmica; fácil instalação; pode ser imerso em água e possibilidade de realizar medidas à distância.

Na sua forma mais completa, o *strain gage* ou extensômetro elétrico é um resistor composto de uma finíssima camada de material condutor, depositado então sobre um composto isolante. Este é então colado sobre a estrutura em teste com auxílio de adesivos como epóxi ou cianoacrilatos. Pequenas variações de dimensões da estrutura são então transmitidas mecanicamente ao *strain gage*, que transforma essas em variações equivalentes de sua resistência elétrica (por esta razão, os *strain gages* são definidos como transdutores).

Os *strain gages* são usados para medir variações de carga, pressão, torque, deslocamento, tensão, compressão, aceleração e vibração. A seleção do *strain gage* apropriado para determinada aplicação é influenciada pelas características seguintes:

- Material da grade metálica e sua construção.
- Material do suporte isolante.
- Material do adesivo.
- Tratamento e proteção do medidor e configuração.

O *design* dos *strain gages* incorpora várias funcionalidades como alto fator de medição, alta resistividade, insensibilidade à temperatura, alta estabilidade elétrica, alta resistência mecânica, facilidade de manipulação, baixa histerese, baixa troca termal com outros materiais e durabilidade. A figura 3.22 apresenta o diagrama de um *strain gage* padrão.

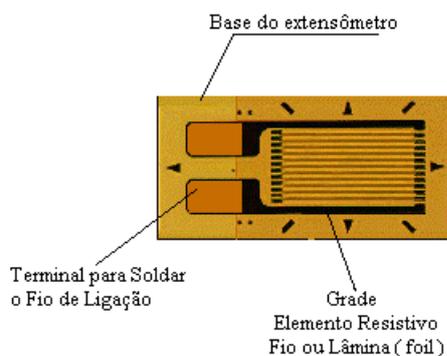


Figura 3-22 Diagrama do *strain gage*

Na aplicação específica de obtenção do torque foi utilizado um *strain gage* do tipo roseta em razão das suas características de construção. Tal modelo de sensor é apresentado na figura 3.23 e possui como principal característica a disposição das resistências que o compõem, formando ângulos de 45° entre elas. Tal disposição é de

grande importância para a obtenção do torque, pois, caso haja diferença entre os ângulos, o *strain gage* passará a medir flexão ao invés de torque no eixo.

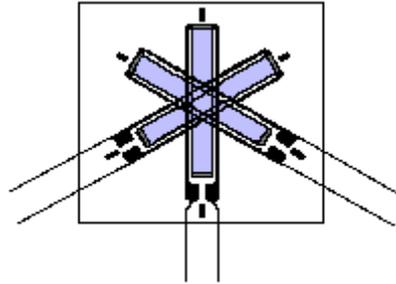


Figura 3-23 Diagrama do *strain gage* tipo roseta.

O *strain gage* é colado no eixo (figura 3.24) de modo a transmitir o sinal de tensão (volts) que posteriormente é convertido em torque pelo sistema de aquisição de dados. A figura 3.25 apresenta o princípio de funcionamento que possibilita a obtenção da deformação no eixo.

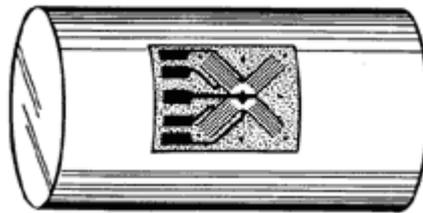


Figura 3-24 Esquema de colagem do *strain gage* em eixo.

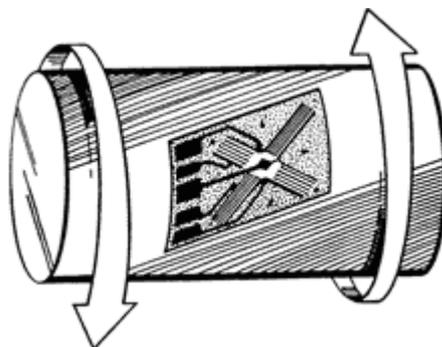


Figura 3-25 Efeito provocado no eixo a ser medido tendo como consequência a deformação do *strain gage*.

O sinal de tensão gerado pelo sensor é então enviado ao sistema de condicionamento de dados, composto por um módulo isolador e amplificador de sinal, modelo 5B38 e, posteriormente, ao módulo de transmissão, modelo 6B11 e a um transmissor de rádio-freqüência SRM6000. O diagrama de transmissão dos dados é apresentado na figura 3.26.

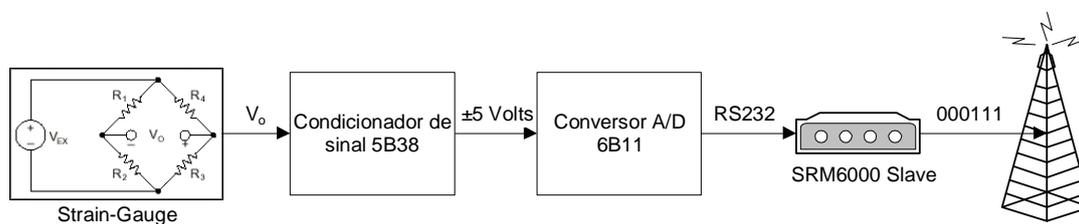


Figura 3-26 Diagrama de blocos do sistema de transmissão de dados.

O módulo de condicionamento de sinal 5B38 tem como função amplificar o sinal proveniente do *strain gage* gerando um sinal diretamente proporcional de ± 5 volts. Além da amplificação do sinal de entrada, este módulo possui isolamento ótica entre a entrada de sinal e sua saída, além de um filtro passa-baixa. Tais características tendem a eliminar ruídos no sinal provocado por outras fontes de energia. As figuras 3.27 e 3.28 apresentam a configuração dos conectores e o diagrama de blocos de seu funcionamento, respectivamente.

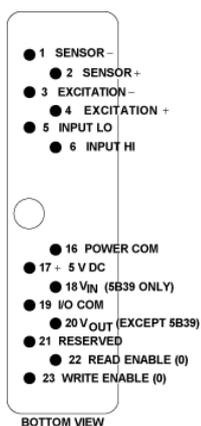


Figura 3-27 Esquema de conectores do módulo 5B38.

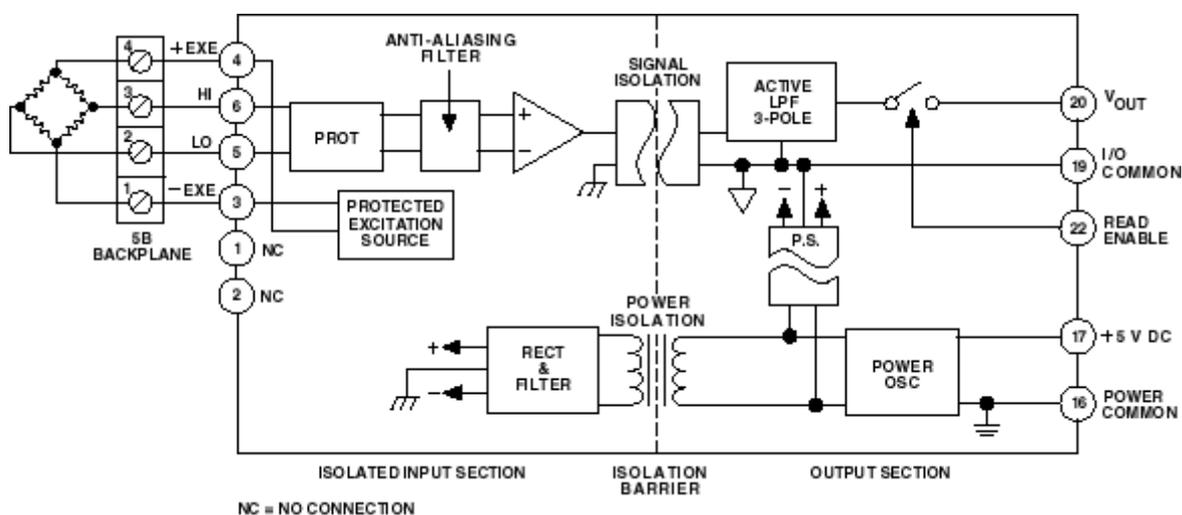


Figura 3-28 Diagrama de blocos de funcionamento do módulo 5B38.

A partir do sinal gerado pelo módulo acima descrito, este é enviado analogicamente ao módulo de conversão 6B11. Tal módulo irá transformar o sinal de tensão com variação de ± 5 volts em um sinal digital de 8 bits para que possa ser enviado, via porta serial RS232, ao transmissor. Ainda no que tange ao tipo de sinal que será enviado ao transmissor, este apresenta 1 bit de parada (*stop bit*) e nenhuma paridade (*no parity*).

A principal característica deste módulo é a possibilidade de se poder configurá-lo via software. Deste modo, é utilizado o próprio programa de aquisição de dados desenvolvido para realizar a sua configuração.

O módulo 6B11 utilizado foi configurado, para este trabalho, de modo a poder operar a 19200 bps (*bits per second*). Tal taxa de transmissão é a máxima possível que pode ser obtida com este módulo. Além disso, o tempo de integração de sinal foi ajustado para 50 milissegundos (60 Hz). A figura 3.29 apresenta o diagrama de blocos do funcionamento deste módulo.

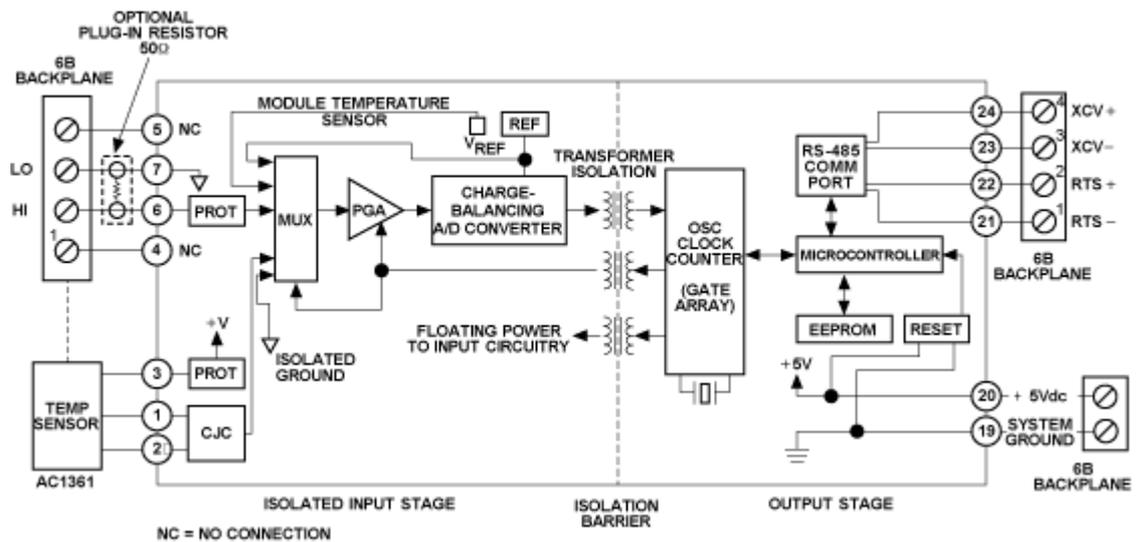


Figura 3-29 Diagrama de blocos de funcionamento do módulo 6B11.

Estando os valores gerados convertidos em sinal digital, estes são enviados ao transmissor SRM6000 (*slave*) para que possa ser transmitido a um outro SRM6000 (*master*). Este tipo de comunicação é designado ponto-a-ponto. A frequência de trabalho dos transmissores está na faixa de 902-928 MHz. O sinal recebido pelo SRM6000 *master* é então enviado ao computador via porta serial que irá processar e apresentar a informação de torque instantânea. A figura 3.30 apresenta o diagrama de blocos do sistema responsável pela recepção dos dados e seu processamento. Tal sistema vem a dar continuidade ao diagrama apresentado na figura 3.26.

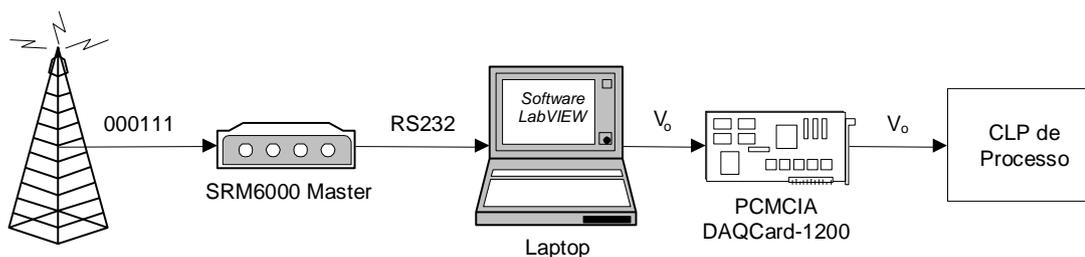


Figura 3-30 Diagrama de blocos do sistema de recepção e tratamento de dados.

O sistema de recepção de dados é composto por um modem (modulador/demodulador), SRM6000, um computador tipo laptop e uma placa de aquisição de dados ADC/DAC (conversor analógico/digital e digital/analógico), modelo DAQCard-1200. Tal sistema, além de receber os dados, os envia, via cabo blindado, ao controlador lógico programável (CLP) responsável por monitorar e controlar a operação do Laminador de Chapas Grossas.

O modem instalado nesta parte do sistema simplesmente converte o sinal recebido via radiofrequência para o padrão RS232. Para que todo o sistema possa operar foi desenvolvido um programa dedicado no Laboratório de Eletro-Eletrônico do Centro de Pesquisa e Desenvolvimento. Este programa utiliza como ferramenta de desenvolvimento o software Labview 5.1 que utiliza a linguagem conhecida como G.

O programa é responsável por configurar a porta de comunicação serial do computador, localizar os módulos 6B11 instalados, transmitir e receber os dados, processá-los, apresentá-los on-line na tela e enviá-los ao controlador de processo. A figura 3.31 apresenta a tela de abertura do programa a partir da qual o usuário irá definir o módulo a ser executado.



Figura 3-31 Tela de abertura de sistema de aquisição, processamento e apresentação de dados de torque no laminador de chapas grossas.

O programa desenvolvido é dividido em 3 blocos: Arquivos; Configuração; Aquisição.

No bloco “Arquivos”, o usuário terá a possibilidade de iniciar a abertura de um novo arquivo para armazenamento dos dados obtidos, bem como visualizar arquivos já armazenados.

No bloco “Configuração”, o usuário irá realizar a configuração da porta serial do computador informando qual a porta a ser utilizado pelo sistema, o *baud rate*, *data bits*, paridade e *stop bits*. Estando confirmada a configuração, serão a seguir configurados os módulos 6B11 existentes. A localização dos módulos 6B11 é realizada através do mapeamento, via radiofrequência, dos módulos ativos. As figuras 3.32 e 3.33 apresentam as telas de configuração da porta serial e mapeamento dos módulos existentes.

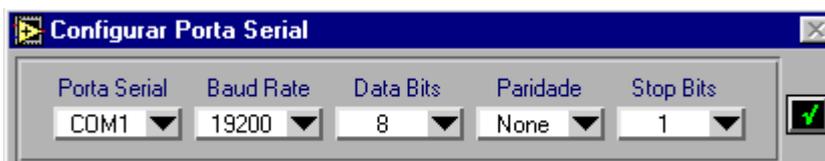


Figura 3-32 Tela de configuração da porta serial do computador.

Localizados	Range (Hex)	Descrição	Modelo
0			
Spindle 1	05	+/- 5V	6B11
2			
3			
4			
5			
6			
7			
8			
9			
10			

Tabela de módulos ativos - Sistema de Telemetria

Figura 3-33 Tela de mapeamento (localização) dos módulos de comunicação 6B11 ativos.

No terceiro bloco, “Aquisição”, estando todos os parâmetros devidamente configurados, é dada início à aquisição dos dados. Como os sensores *strain gage* são elétricos (ponte de resistências), a deformação sofrida por eles irá gerar um sinal variável de tensão (volts). Contudo, o que se deseja obter é o valor instantâneo do torque aplicado ao *spindle* de laminação. Deste modo, o programa executa a conversão do sinal elétrico em torque através da seguinte equação (3.15):

$$T = \frac{V_o \cdot \pi \cdot G \cdot R^3}{V \cdot K \cdot 500} (N.m) \quad \text{Eq. 3.15}$$

Onde:

$$G = 80,7 \times 10^9 \text{ N/m}^2$$

$$K = 2,09$$

$$V = 3,33 \text{ Volts}$$

$$R = 0,270 \text{ m}$$

A partir deste valor converte-se para a unidade tonelada x metro a partir da seguinte equação(3.16):

$$T = \frac{N.m}{9820} \Rightarrow T = ton.m \quad \text{Eq. 3.16}$$

A tela do programa responsável por apresentar os valores obtidos de torque é mostrada na figura 3.34, onde se destacam os indicadores de sinal de tensão e o de torque.

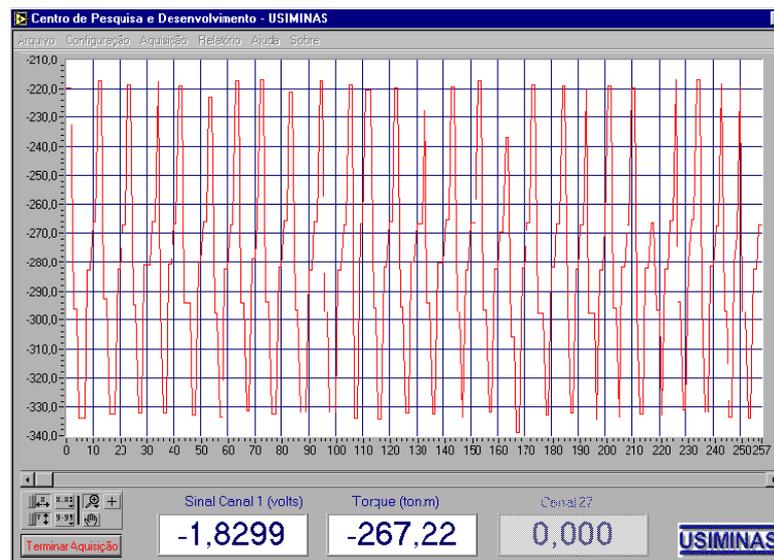


Figura 3-34 Tela de aquisição de dados do sistema de medição de torque no *spindle* do laminador de Chapas Grossas da Usiminas.

Nas figuras 3.31, 3.32, 3.33 e 3.34 apresentadas acima estão as principais telas do programa desenvolvido.

Um *strain gage*, tipo roseta, foi colado no *spindle* do Laminador de Chapas Grossas. Este sensor deve estar perfeitamente alinhado com o eixo a fim de evitar medições falsas. Caso isto não ocorra o sistema obterá valores de flexão do eixo e não valores de torque. A opção de instação foi determinada como sendo do lado do motor em função do outro lado, o do cilindro, ser o lado onde ocorre como mais freqüência a ruptura do da árvore e também por ser um local muito agressivo. Para se obter o perfeito alinhamento foi realizada a medição do ponto de colagem através do levantamento

topográfico do eixo. As figuras 3.35 e 3.36 apresentam o *strain gage* colado no eixo antes de se iniciar a aquisição dos dados.

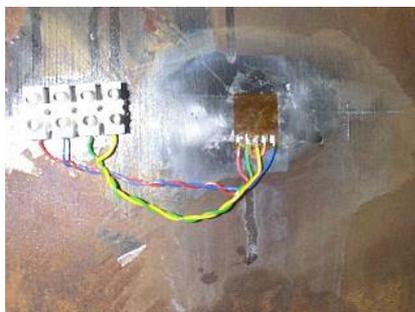


Figura 3-35 *Strain gage* colado no eixo do spindle do Laminador de Chapas Grossas.



Figura 3-36 *Strain gage* colado no eixo do *spindle* do Laminador de Chapas Grossas.

O sensor é então conectado ao sistema de transmissão de dados descrito anteriormente. Tal sistema foi todo instalado em uma caixa de proteção, sendo alimentado por uma bateria especial (*Gell Cell*). Esta caixa foi adaptada ao eixo do *spindle* através de um suporte desenvolvido pela área industrial. As figuras 3.37 e 3.38 apresentam os equipamentos de transmissão instalados na caixa de proteção e a mesma acoplada ao eixo do *spindle*, respectivamente.

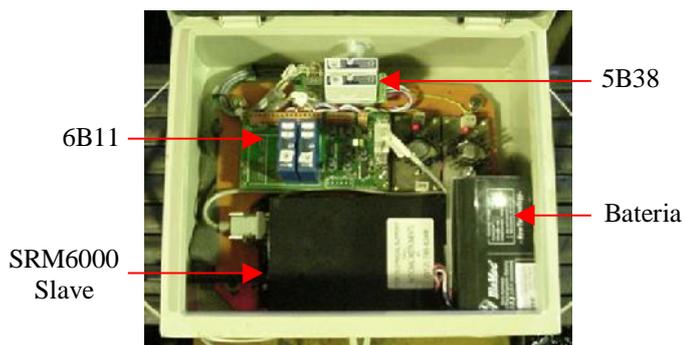


Figura 3-37 Sistema de transmissão de dados instalado na caixa de proteção.



Figura 3-38 Caixa de aquisição de dados acoplada ao eixo do *spindle* do Laminador de Chapas Grossas.

Complementando o sistema de aquisição de dados, a figura 3.39 mostra o conjunto de recepção e processamento dos dados descrito anteriormente. Este sistema foi instalado na sala elétrica do Laminador de Chapas Grossas, a aproximadamente 25 metros do ponto de transmissão de dados.



Figura 3-39 Conjunto de recepção, processamento e apresentação dos dados.

É importante destacar que os mesmos valores obtidos pelo sistema de aquisição de dados a partir da porta serial do computador foram reenviados a uma placa do tipo PCMCIA com saída analógica de ± 5 volts. Este sinal é transmitido ao CLP para que possa ser armazenado em conjunto com as variáveis existentes neste controlador. Tal procedimento se faz necessário para que a escala de tempo entre o sistema de medição de torque através do *strain gage* seja o mesmo do obtido através da medição da corrente do motor elétrico acoplado ao eixo de movimentação do cilindro de laminação.

3.7. Simuladores da Laminação de Chapas Grossas

Todos os simuladores para esta linha foram integralmente desenvolvidos com a base de conhecimento existente na Usiminas. Na figura 3.41 é mostrado o esquema da LCG com as indicações dos simuladores já desenvolvidos.

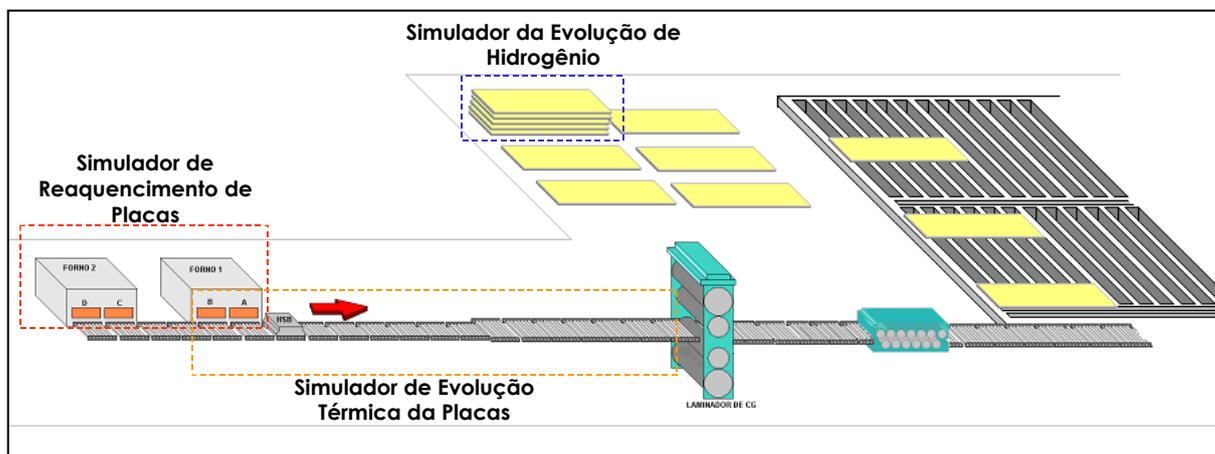


Figura 3-40 Esquema da Linha de Chapas Grossas e simuladores desenvolvidos.

Os simuladores matemáticos *off line* são ferramentas muito úteis para análise, controle e melhoria de processos de laminação, pois permitem prever os efeitos de variações de parâmetros operacionais no desempenho do equipamento e na qualidade do produto laminado. Por isso, uma das ênfases de pesquisa e desenvolvimento da Usiminas na área

de laminação a quente tem sido o desenvolvimento destes softwares, dotando-os de interfaces amigáveis de fácil utilização pelo usuário.

Para a Laminação de Chapas Grossas da Usiminas, já foram desenvolvidos simuladores matemáticos *off line* para o processo de reaquecimento da placa e para o seu resfriamento no trajeto até a entrada do laminador acabador e recém finalizado o Simulador de Laminação de Chapas Grossas.

O Simulador de Reaquecimento de Placas em Fornos de Viga Móvel tem a função básica de calcular a curva de aquecimento da placa no interior do forno. Adicionalmente, permite a previsão da espessura da carepa formada e de parâmetros teóricos relativos à dissolução de elementos de microliga. A técnica numérica de solução do problema de transferência de calor foi o método dos volumes finitos. O simulador possui três módulos de simulação: cálculo da evolução térmica, dadas as condições de processo e o material; cálculo das temperaturas de zonas do forno para se atingir a temperatura de desenformamento visada; cálculo de parâmetros de ajuste do modelo matemático, baseando-se em experiências de medição de temperatura da placa durante o reaquecimento. O aplicativo é totalmente parametrizado, de forma que pode ser utilizado em qualquer forno similar, adaptando-se apenas alguns parâmetros. Os resultados fornecidos na simulação do reaquecimento são muito úteis na otimização do processo em termos de consumo de combustível, produtividade e ajuste de propriedades mecânicas finais dos produtos ⁽¹⁷⁾.

O Simulador da Evolução Térmica da Placa prevê a evolução térmica do material desde sua saída dos Fornos de Reaquecimento até a entrada do laminador e representa um elo entre o simulador dos fornos e o simulador de laminação. É composto de um modelo bidimensional de cálculo da temperatura ao longo da espessura e da largura da placa. Para solução numérica foi adotado o método de diferenças finitas, esquema explícito e formulação pela entalpia. O perfil de temperatura inicial, utilizado como entrada de dados advém do simulador do processo de reaquecimento.

O simulador do processo de Laminação propriamente dito, dada uma escala de passes de laminação, calcula: a evolução térmica do laminado; os parâmetros de cada passe tais como força, torque, corrente e espessura do laminado; parâmetros microestruturais do aço tais como recristalização e evolução do tamanho de grão, além das dimensões largura e comprimento do laminado. O Simulador pode também ser usado na forma inversa, calculando-se os valores de abertura entre cilindros de trabalho (*gap*), dada uma escala de espessura desejada. Dessa forma, o Simulador permite avaliar qualquer escala de passes dada, mas não foi concebido para fornecer uma escala otimizada de passes de laminação, uma vez que seu objetivo é para uso *off line*. Vale ainda lembrar que aspectos de planicidade e coroamento da chapa não são contemplados, pois isto exigiria dados *on line* de processo como coroamento térmico e mecânico dos cilindros de trabalhos.

Uma vez que existe um grande volume de informações disponíveis sobre tais modelos, na presente proposta é feita apenas uma compilação e síntese dos principais eventos, relativos a tais modelos, que serão considerados no simulador. Este simulador está todo parametrizado, em função do *layout* das linhas de Laminação de Chapas Grossas da Usina de Ipatinga e Usina de Cubatão, e ainda, no caso da Usina de Ipatinga, contemplando o plano de expansão, que possa considerar a operação com um ou com dois laminadores, o atual acabador e o novo desbastador.

O simulador de carga e torque utiliza as seguintes equações como referências ^{(18) (19)}.

$$T_{Def} = F_i * R \quad \text{Eq. 3.17}$$

Onde:

T_{Def} = torque de deformação calculado no passe (tf/m)

F_i = força obtida no passe (t.F)

R = braço de alavanca (mm)

$$T_{Atr} = F_i * r_{Munhão} * \frac{u}{1000} \quad \text{Eq. 3.18}$$

Onde:

T_{Atr} = torque de atrito calculado no passe (tf/m)

$r_{Munhão}$ = raio do munhão do cilindro de encosto (mm)

u = coeficiente de atrito

$$T_{Cil} = T_{Def} + T_{Atr} \quad \text{Eq. 3.19}$$

Onde:

T_{Cil} = torque do cilindro calculado no passe (tf/m)

3.7.1. Modelo de Torque

Em termos de controle do processo de laminação, dois fatores são de suma importância: a força de laminação e a intensidade de corrente. Esta importância é decorrente do fato destes dois parâmetros definirem a capacidade do laminador.

Conforme já mencionado, para essas simulações, utilizou-se para a avaliação da corrente elétrica que alimenta os motores de laminação real das seqüências processadas. A potência mecânica disponível na saída dos motores pode ser entendida como sendo consumida para manter girando os cilindros com certo torque o qual é avaliado através da seguinte equação:

$$\text{Pot} = M_t \times W \quad \text{Eq. 3.20}$$

$$M_T = M_{\text{Def}} + M_{\text{Atr}} + M_{\text{Vaz}} + M_{\text{Din}} \quad \text{Eq. 3.21}$$

Onde:

M_T = torque total de laminação (t.m)

W = velocidade angular dos cilindros (rad/s)

M_{Def} = torque de deformação: Torque necessário para deformar o material.

Esta é a componente mais importante do torque total.

M_{Atr} = torque de atrito: Torque necessário para vencer o atrito entre os mancais e munhões dos cilindros.

M_{Vaz} = torque em vazio: Torque existente quando o laminador está funcionando em vazio.

M_{Din} = torque dinâmico: Torque necessário para acelerar ou desacelerar os cilindros de laminação.

3.7.1.1. Torque de Deformação

A título de ilustração, na figura 3-41 está apresentado um esquema de como são extraídas as variáveis para o cálculo do torque de deformação⁽¹⁵⁾.

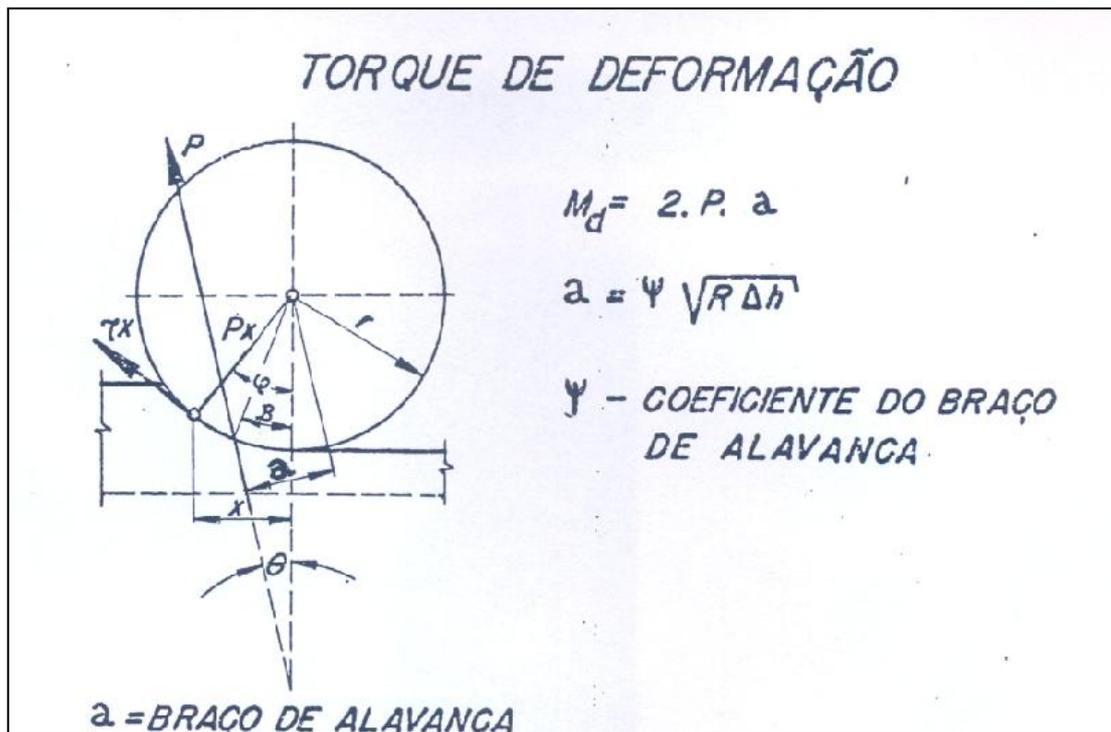


Figura 3-41 Representação esquemática do torque de deformação

Uma das equações mais utilizadas para o seu cálculo é a de Kirilin, expressa da seguinte maneira:

$$M_{\text{Def}} = 2P\Psi\sqrt{R\Delta h} \quad \text{Eq. 3.22}$$

$$\Psi = \frac{a}{\sqrt{R\Delta h}} \quad \text{Eq. 3.23}$$

Onde:

Ψ = coeficiente do braço de alavanca

Ψ é função de $\mu \sqrt{\frac{R\Delta h}{2\Delta h}}$

a = braço de alavanca da aplicação da força.

O gráfico de Ψ fornecido pelo autor pode ser observado na figura 3-42.

Outra equação que a literatura apresenta como sendo de muita aplicabilidade é a de Sims na qual o torque de deformação é:

$$M_{\text{Def}} = 2RR' \times (2K) \times f \times \left(\frac{R'}{hf}; \frac{\Delta h}{hi} \right) \quad \text{Eq. 3.24}$$

$$f \times \left(\frac{R'}{hf}; \frac{\Delta h}{hi} \right) = \frac{\alpha - 2\gamma}{2} \quad \text{Eq. 3.25}$$

Onde:

R' = raio do cilindro quando achatado por deformação.

$2K$ = tensão cisalhante máxima.

α = ângulo de contato

y = ângulo neutro.

No presente trabalho foi empregada a fórmula de Kirilin calculando-se, porém, o valor do braço de alavanca ao invés de seu coeficiente. A determinação do braço da alavanca foi feita através de um ajuste estatístico de equações obtidas a partir da teoria, utilizando-se, para isto, o programa de regressão múltipla SPSS. A rotina para este cálculo foi à seguinte:

$$a = \frac{M_{Def}}{2 P} \quad \text{Eq. 3.26}$$

$$M_{Def} = 2 \times M_T - M_{Atr} \quad \text{Eq. 3.27}$$

$$M_T = \frac{V i}{W} \quad \text{Eq. 3.28}$$

Onde:

M_t = parcela do torque total (M_t) medido, correspondente ao motor superior.

V = voltagem aplicada ao motor superior

i = intensidade da corrente elétrica medida no motor superior.

A escolha do motor superior deve-se ao fato deste consumir uma corrente mais alta que o inferior, não existindo sobre isso, até agora, uma explicação convincente. A adoção deste procedimento permite a obtenção de certa margem de segurança quando da aplicação do modelo no controle de processo.

Na figura 3-42 estão plotadas os pontos e a curva representativa da variação do braço de alavanca com a relação $\frac{\text{arco de contato}}{\text{espessura média}}$. A equação desta curva, obtida através de regressão estatística é a seguinte:

$$\ln a = -0,166 \ln \left(\sqrt{\frac{R\Delta h}{hm}} \right) - 0,683 \quad \text{Eq. 3.29}$$

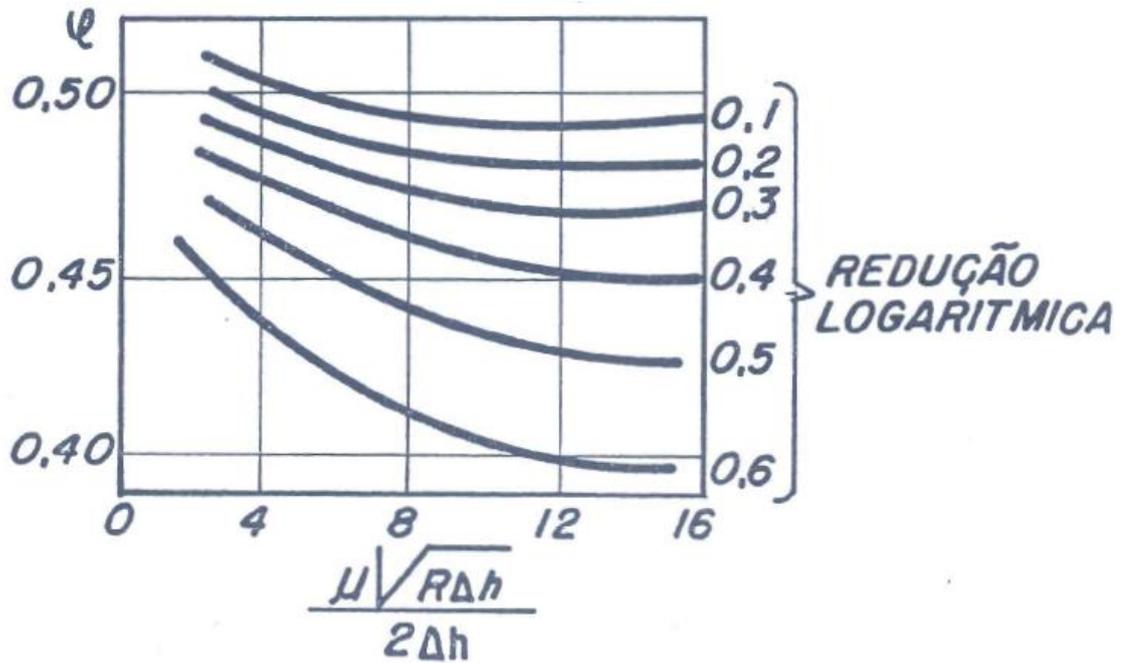


Figura 3-42 Variação do coeficiente do braço de alavanca segundo Kirilin

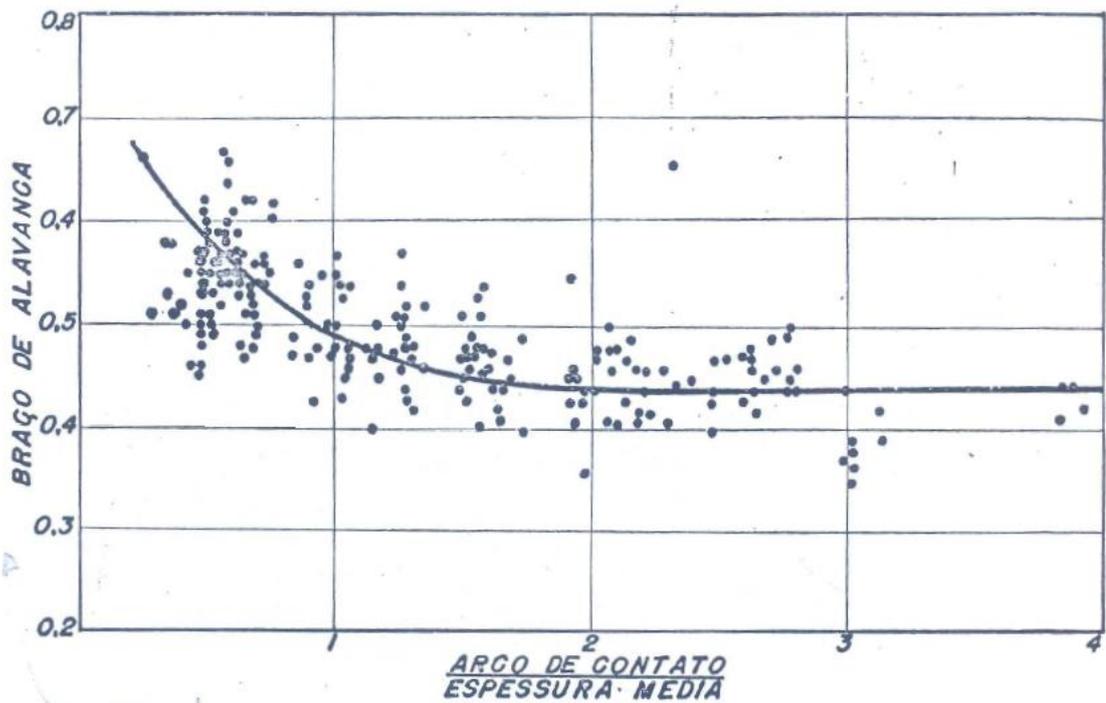


Figura 3-43 Valores do braço de alavanca determinados experimentalmente

3.7.1.2. Torque de Atrito

A determinação do torque de atrito é feita através da equação:

$$M_{\text{Atr}} = 2 \times \frac{P}{2} \times \frac{d}{2} \times \mu_2 = P \frac{d}{2} \times \mu_2 \quad \text{Eq. 3.30}$$

Onde:

d = diâmetro do munhão (m)

μ_2 = coeficiente de atrito entre mancal e munhão.

O atrito em questão, dada a natureza do sistema Mergoil do mancal, se manifesta entre as diferentes camadas da película de óleo existente, mais exatamente entre a luva, fixada ao munhão, e a bucha do mancal (Figura 3-44).

O atrito em tais condições depende da viscosidade do óleo, da velocidade de giro das peças, da espessura da película de óleo e da força que transmite o munhão ao mancal. Com o objetivo de melhor conhecer a lei da variação do atrito foram solicitadas informações à Morgan do Brasil, a qual transferiu o pedido para sua matriz americana. Foram recebidas as curvas mostradas na figura 3-45, as quais, acredita-se, correspondem a condições ótimas de trabalho que nem sempre podem ser encontradas num laminador industrial. De toda maneira, estas curvas foram consideradas aplicáveis ao caso do laminador de chapas grossas da USIMINAS e, mediante a utilização do programa SPSS, para ajuste de equações por regressão estatística, foi obtida a seguinte fórmula, sendo eliminados os valores de μ para cargas menores que 1920 tf.

$$\ln \mu = 0,38287 \times \ln \text{RPM} - 0,00029 P - 6,71654 \quad \text{Eq. 3.31}$$

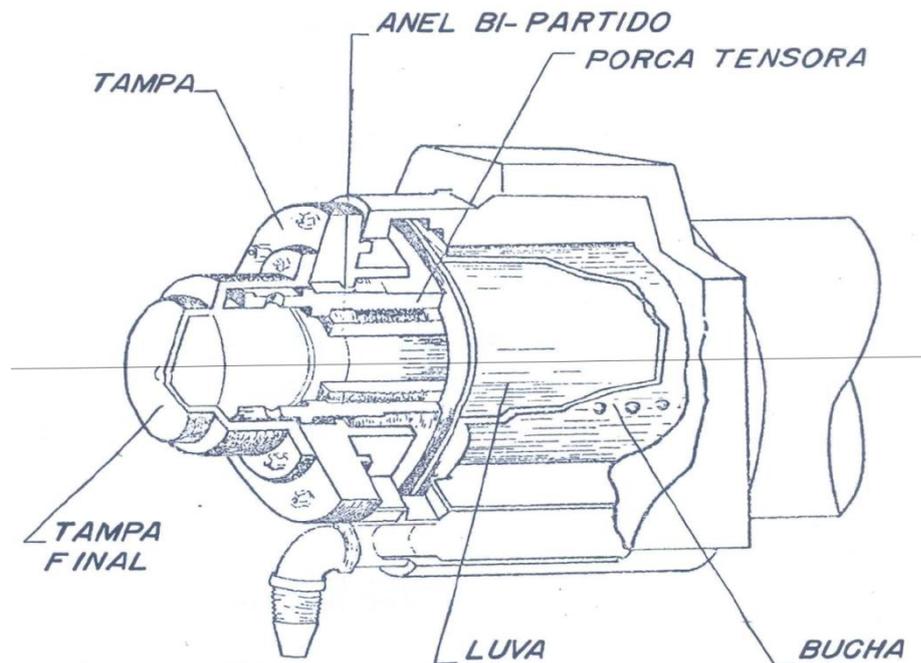


Figura 3-44 Mancal tipo *Morgoil* do lado do motor

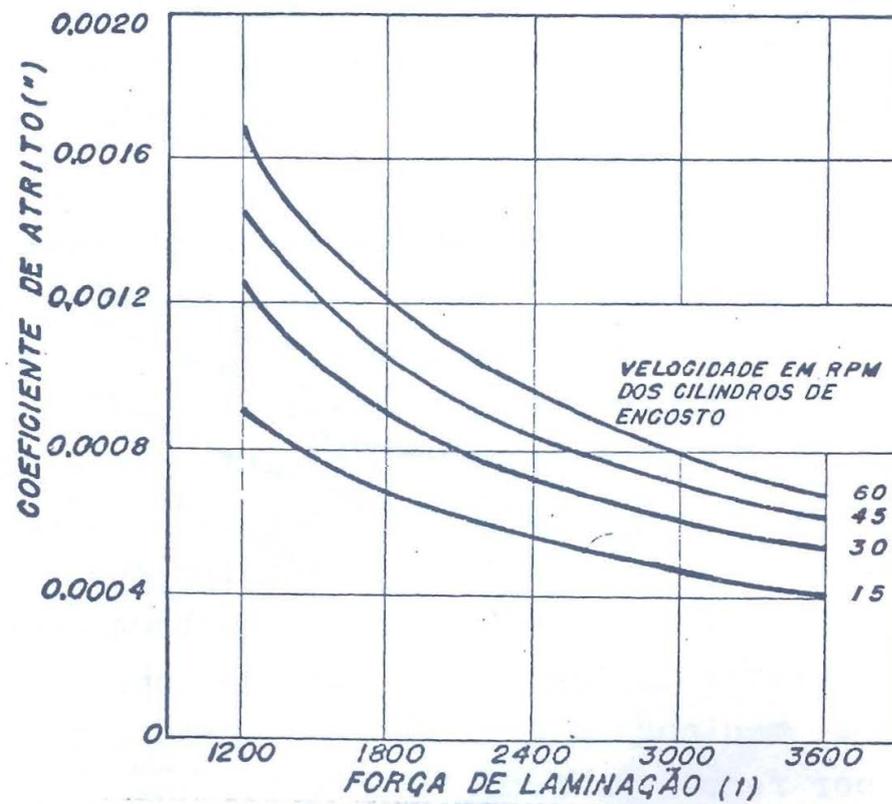


Figura 3-45 Curvas de coeficiente de atrito em sistemas *Morgoil* fornecidas pelo fabricante de mancais

3.7.1.3. Torque Dinâmico

Quando os cilindros são acelerados ou desacelerados origina-se um torque positivo ou negativo, não só dos cilindros, mas também de todos os elementos que participam da corrente cinemática entre motores e cilindros.

Este torque é também denominado de inércia porque depende da massa dos elementos considerados.

Considerando-se que todos os elementos giram com a mesma velocidade, a expressão que permite o cálculo do torque dinâmico é a seguinte:

$$M_{\text{Din}} = \frac{dw}{dt} \sum_{i=1}^N I = \frac{\pi}{30} \frac{d(\text{RPM})}{dt} \sum_{i=1}^N I_i \quad \text{Eq. 3.32}$$

Onde:

I = Momento de inércia.

N = Número de elementos que giram com a mesma velocidade.

A aceleração angular pode ser tirada dos gráficos de velocidade dos levantamentos efetuados.

Na literatura encontra-se mais freqüentemente a seguinte expressão:

$$M_{\text{Din}} = \frac{1}{375} \times \frac{d(\text{RPM})}{dt} \times G \sum_{i=1}^N D_i^2 \quad \text{Eq. 3.33}$$

Onde:

D_i = Diâmetro de inércia do elemento considerado

G = Massa total de todos os elementos

Na avaliação da corrente elétrica através do torque são desprezados os efeitos do torque dinâmico pelas seguintes razões:

- a) Segundo a prática operacional seguida na USIMINAS não se deve variar a velocidade quando se está laminando.

- b) Nos 3 últimos passes, ou passes de acerto de forma, dado que as velocidades de laminação são relativamente altas, costuma-se fazer entrar o material entre os cilindros a uma velocidade menor, acelerando imediatamente para evitar choques ao laminador. Porém, como o sistema de controle previsto não atende os três últimos passes, o torque dinâmico resultante de tal aceleração não é considerado.

3.7.1.4. Torque em Vazio

Esta componente leva em conta o torque gasto quando os cilindros estão sem carga. É ocasionado pelo atrito dos diferentes elementos que participam do movimento (não se deve confundir com o torque de atrito entre mancal e munhão sob carga).

A natureza do atrito envolvido torna extremamente complexa a análise teórica desta componente. Por outro lado, pelo fato de ocorrer com o laminador em vazio, seu valor independe, evidentemente, das condições de cada passe. Portanto, este torque seria sensivelmente constante.

Os levantamentos de corrente elétrica mostraram somente valores quase insignificantes de torque em vazio, pelo qual decidiu-se desprezar esta componente.

3.7.1.5. Avaliação da Corrente Elétrica Através do Torque Total de Laminação

Conforme já foi mencionado, na determinação da corrente elétrica em cada passe foram desprezadas as parcelas do torque total referentes ao torque dinâmico e ao torque em vazio. Com isto, a expressão para o cálculo da corrente elétrica ficou a seguinte:

$$i = \frac{M_T \times W}{V} \quad \text{Eq. 3.34}$$

$$M_T = \frac{M_{\text{Def}} + M_{\text{Atr}}}{2} \quad \text{Eq. 3.35}$$

3.7.1.6. Levantamento de Dados na Linha de Laminação de Chapas Grossas

A metodologia para o desenvolvimento do presente trabalho se baseia fundamentalmente em levantamentos na área e no tratamento teórico de tais dados.

Os parâmetros levantados foram os seguintes:

- Força de laminação.
- Intensidade de corrente para cada motor.
- Voltagem aplicada aos motores.
- Velocidade dos cilindros.
- Abertura entre cilindros antes do passe.
- Tempo entre desenformamento e primeiro passe, e entre passes.

Os quatro primeiros foram levantados por meio de um registrador oscilográfico de 6 canais com as seguintes características:

Tipo 8S62 -AC 100V -350V.A -50/60Hz

O circuito de ligação para tomada dos sinais de laminação por parte do registrador pode ser observado na figura 3-46.

A abertura entre cilindros antes de cada passe, ou em outras palavras, a posição do cilindro superior, foi levantada pelas anotações dos valores lidos no digital do painel de controle do laminador.

O tempo desde o desenformamento até a entrada no laminador foi cronometrado manualmente, enquanto que o tempo entre passes foi lido a partir dos gráficos de registro. Para isso definiu-se que o mesmo é o tempo entre as entradas nos dois passes sucessivos em questão.

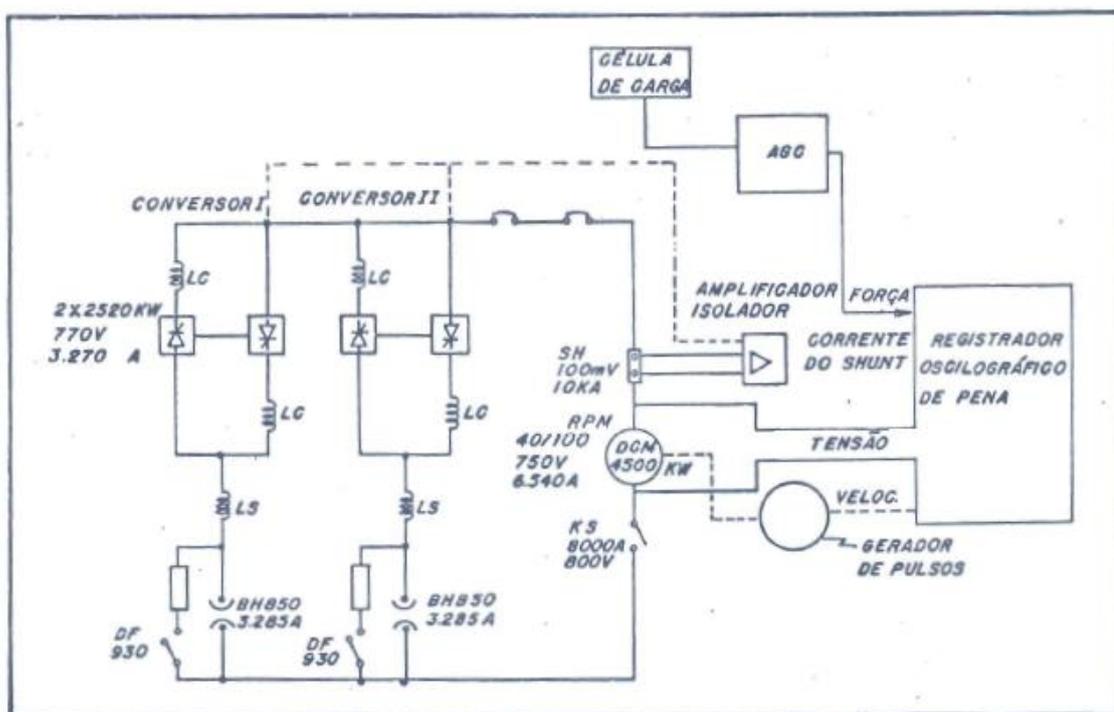


Figura 3-46 Esquema de ligação para tomada de dados de laminação

Dado que o modelo de temperatura não avalia a queda de temperatura provocada pelas marcas de "skid", a força de laminação registrada para efeitos de cálculo deve corresponder ao meio do comprimento da placa, ou seja na região onde não se nota a

influência das marcas de "skid". Este método é relativamente fácil de seguir quando se trata de passes longitudinais, ver figura 3-47. Mas quando os passes são transversais o incremento de carga devido às marcas de "skid" não se manifesta explicitamente. Pode-se dizer que tal aumento de força encontrava-se distribuído ao longo de todo o passe. Portanto, houve que dispor de uma maneira de eliminar tal influência. Para isso, considerou-se que o aumento de carga no passe em estudo tinha um valor igual à média entre os incrementos correspondentes aos passes longitudinais imediatos, anterior e posterior. Mas deve-se entender, que este adicional de carga se encontrava distribuído ao longo de todo o passe e que, para eliminá-lo, adotou-se um razoável critério de distribuição. Em nosso caso, foi escolhido da seguinte maneira:

$$P_T = P_{TG} - \frac{(\Delta P_{LA} + \Delta P_{LP})}{4} \quad \text{Eq. 3.36}$$

Onde:

P_T = Carga no passe transversal uma vez descartada a influência das marcas de "skid".

P_{TG} = Carga no passe transversal como lida no gráfico.

ΔP_{LA} = Incremento de carga pela marca de "skid" no passe longitudinal anterior.

ΔP_{LP} = Incremento de carga pela marca de "skid" no passe longitudinal posterior.

Para os levantamentos de corrente elétrica, tendo em vista que apresentam o mesmo comportamento que os gráficos de força, valem as mesmas considerações anteriores.

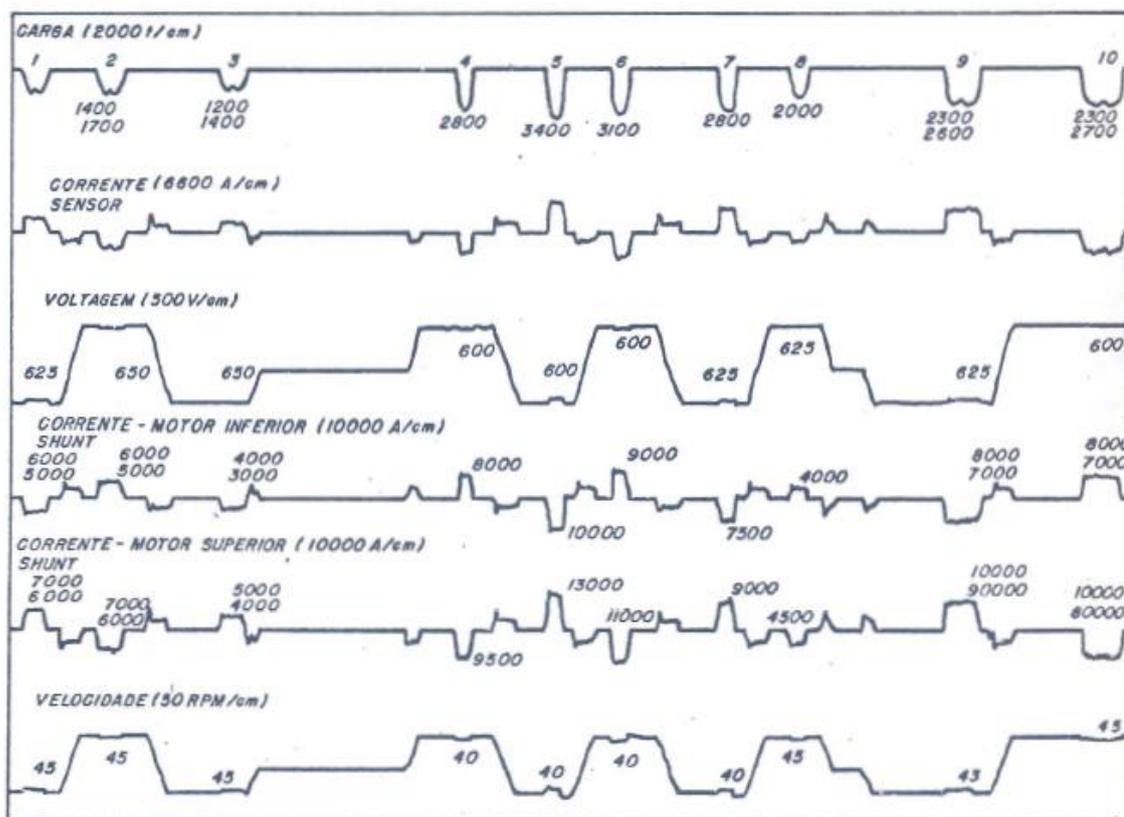


Figura 3-47 Gráfico de levantamento de dados de laminação por meio de registrador

Como a velocidade dos motores é regulada por meio da voltagem segundo a curva mostrada na figura 3-48, parte dos levantamentos foi realizada através de leitura dos valores de velocidade e posterior conversão para voltagem.

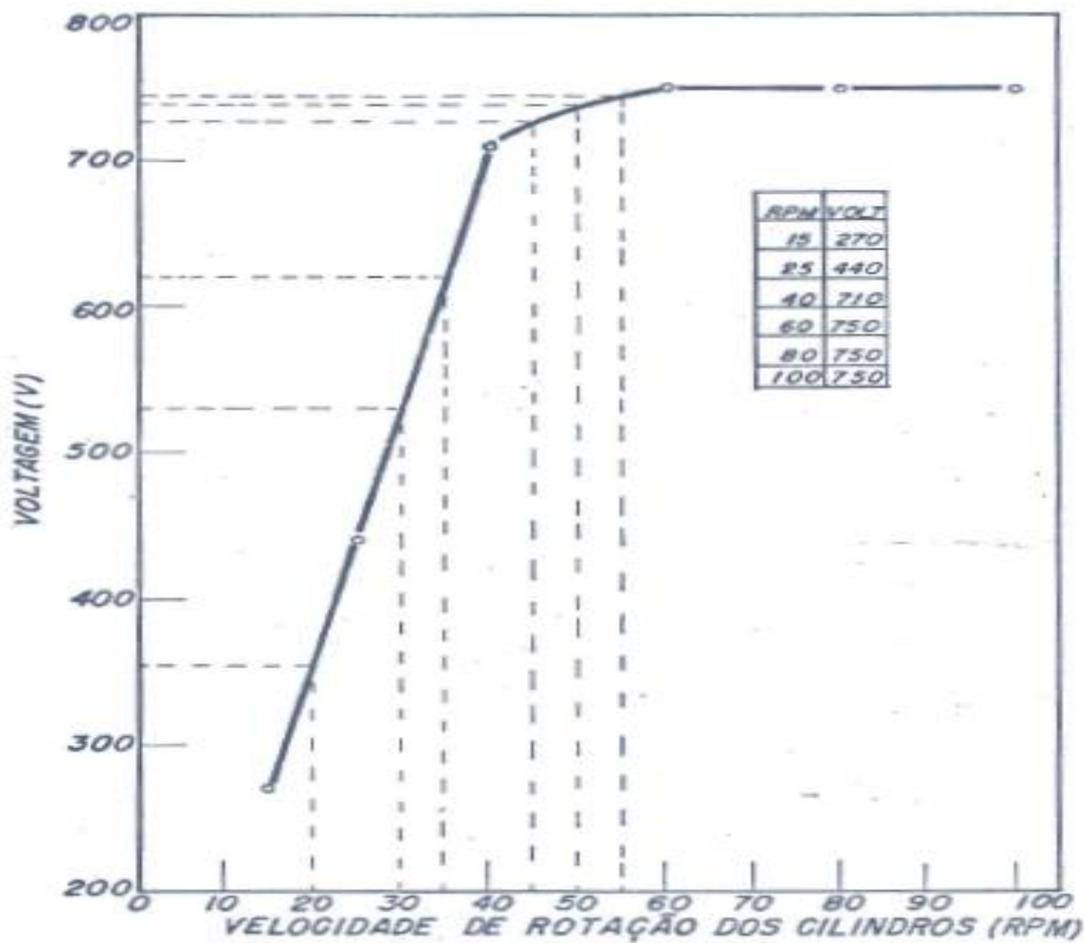


Figura 3-48 Curva de equivalência entre velocidade de rotação dos cilindros e voltagem.

3.7.2. Principais Aplicações

O simulador da Laminação de Chapas Grossas é possível simular uma placa por vez, figura 3.49.

Entrada de dados para simulação

Principal Tabelas Simular

Dados operacionais

Usina: Mestrado José Sérgio

Simulação por escala de passes | Simulação por qualidade

Tipo de laminação: Convenc. Controlada

Qualidade: API5LX70P5L2

Espessura da placa a frio: 239 mm
 Largura da placa a frio: 1.895 mm
 Comprimento da placa a frio: 2.400 mm
 Espessura laminado: 25,60 mm
 Largura do laminado: 3.908 mm

LC0001 **Buscar escala**

Temperatura de patamar obt.: 0 °C
 Temperatura acabamento Obt.: 0 °C
 Desejada 0 N° passes: 32

Alterar critérios de busca (*)

Alterar escala

Perda por carepa: 1,00 %
 Tempo entre placas: 10 min
 Tamanho de grão inicial: 100 µm
 Temp. desenfornamento média: 1.213 °C
 Temp. início laminação média: 1.203 °C

Composição da escala de passes

Passo	Gap (mm)	Red. (%)	Tempo no passo (s)	Tempo entre passo (s)	Direção do passo	Rotação cilindro (rpm)	Carga (tf)	Tipo do passo	Descarep.	AGC
1	227,00	5,02	1,3	15,1	L	47	1447	D	1	1
2	207,00	8,81	0,9	5,9	T	42	3229	D	0	1
3	187,10	9,61	1,1	6,9	T	38	3358	D	0	1
4	167,10	10,69	1,1	6,7	T	40	3252	D	0	1
5	146,70	12,21	1,3	5,5	T	40	3345	D	0	1
6	127,10	13,36	1,5	6,3	T	40	3307	D	0	1
7	107,10	15,74	1,7	14,7	T	38	3521	D	0	1
8	110,20	0	1,3	1001,2	L	49	893	D	1	1
9	94,00	14,7	1,6	7,8	L	44	4769	A	0	1
10	89,10	5,21	1,8	6,1	L	42	5219	A	0	1
11	83,90	5,84	1,9	4,9	L	40	5548	A	0	1
12	78,90	5,96	2,1	11,9	L	38	5647	A	0	1
13	74,10	6,08	2,1	26,9	L	40	5668	A	0	1
14	69,90	5,67	2,1		L	41	5500	A	0	1

Perfil térmico | Equação de TME | Outras opções | Deformação

NNol	Centro	Média
1	1122	1119
2	1182	1179
3	1203	1200
4	1209	1206

Manual Calculado por mod. anteriores **Obter novo perfil**

Composição química

C	0,08 (%)	Cu	0,00 (%)
Mn	14,40 (%)	Mo	0,00 (%)
Si	0,27 (%)	N	0,0000 (%)
P	0,0000 (%)	Nb	0,041 (%)
S	0,0000 (%)	Ni	0,00 (%)
Al	0,0000 (%)	Ti	0,013 (%)
Cr	0,02 (%)	V	0,051 (%)
B	0,0000 (%)		

Simular

Projeto de Linha: USINA 1 IPATINGA - situação ATUAL - 1 laminador - 11/2008

Ponto de referência da placa no 1º passo: 7.875 mm

Acabador

Diâm. médio cil. trabalho: 1.064 mm

Tipo cilindro trabalho: Ferro fundido micro ligado centrifugado - AK

Entrada de dados para simulação

Figura 3-49 Interface principal de entrada de dados do módulo de simulação placa a placa.

A a interface de entrada do modo de simulação direta deste simulador, mostrado na figura 3.50. Os dados de entrada são as características do material, as dimensões da placa e as condições operacionais. Quando a qualidade do material é selecionada, a faixa de composição química padronizada é automaticamente mostrada. É possível alterar estes valores, para uma simulação específica.

Entrada de dados para simulação

Principal Simular

Características do material

Qualidade abreviada: API5LX70PSL2

Faixa de espessura: 006,00 a 038,10 C 1

Espessura média da chapa: 22,05 mm

Comp. química básica | Outros elementos

C	0,08	0,060 ~ 0,100 (%)	S	0,0030	0,000 ~ 0,006 (%)
Mn	1,65	1,550 ~ 1,750 (%)	Al	0,028	0,010 ~ 0,045 (%)
Si	0,20	0,100 ~ 0,300 (%)	Cr	0,03	0,000 ~ 0,050 (%)
P	0,013	0,000 ~ 0,025 (%)			

Dados operacionais

Forno: Forno 1 - Chapas Grossas - USIMINAS

Tipo de combustível: Óleo

Tipo de material: Frio Quente 0 °C

Dados da placa

Espessura da placa a frio: 240 mm

Largura da placa a frio: 1.890 mm

Compr. da placa a frio: 3.070 mm

Tempo de permanência: 372 min

Simulação normal | Simulação inversa | Ajuste do fi-CG

Formulário de entrada de dados

Figura 3-50 Tela de entrada de simulação para cálculo direto.

O simulador possui telas de cadastro de todos os parâmetros do forno necessários para as simulações, de forma que qualquer alteração, por exemplo, em dimensões, posicionamento e quantidade de vigas, botões de *skid*, comprimentos de zonas, são realizados nestas telas. Na forma atual, qualquer forno de reaquecimento de viga móvel, contendo um par de vigas móveis e um ou dois pares de vigas fixas, em parte ou ao longo de todo o comprimento do forno, pode ser cadastrado.

A tela principal de saída para a simulação direta, figura 3.51, mostra: os dados de entrada mais relevantes para o processo, tais como as condições operacionais do forno, dimensões da placa e composição química do aço; parâmetros calculados, tais como temperaturas médias da placa na saída de cada zona, marca de *skid*, diferença de

temperatura superfície/centro, espessura de carepa e perda de peso da placa; gráfico de evolução térmica da placa ao longo do forno e gráfico do perfil térmico da placa ao longo de seu comprimento. Todos os dados usados na construção dos gráficos são disponibilizados em tabelas, e podem ser exportados como planilhas Excel.

Se a simulação for para um aço microligado, os resultados dos cálculos de solubilização, tempo e temperatura para solubilização, são mostrados adicionalmente.

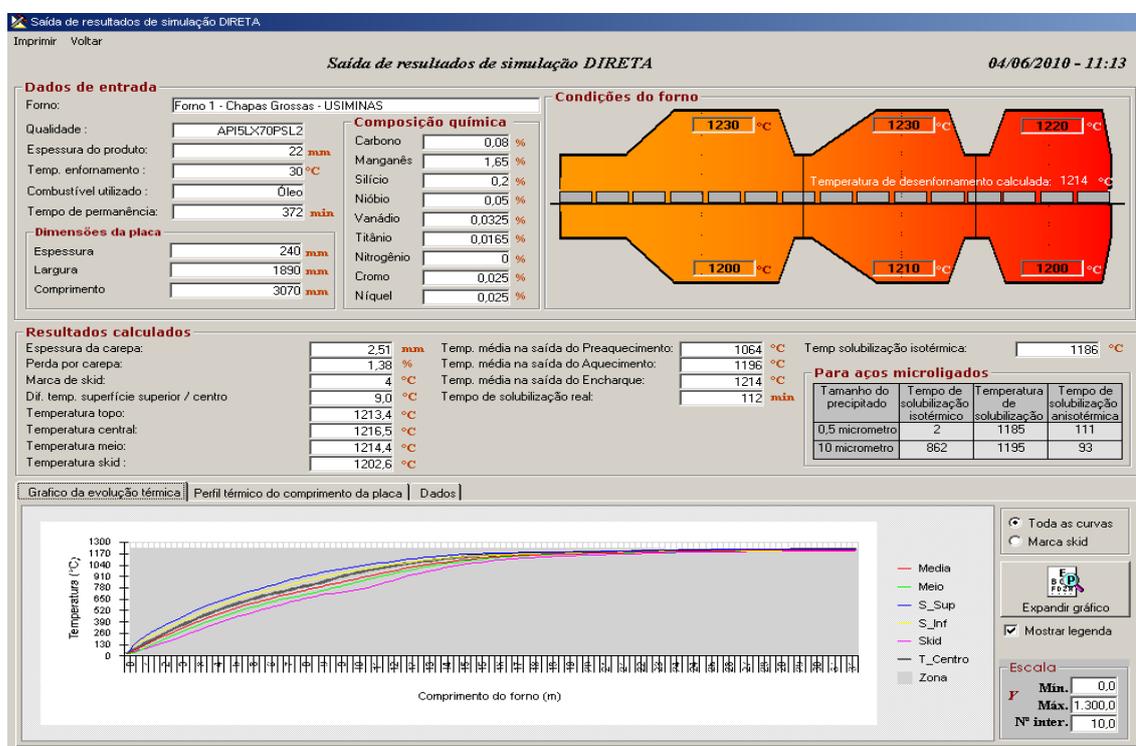


Figura 3-51 Tela de resultados da simulação direta.

O simulador de descarepação foi desenvolvido para ser utilizado na análise da situação presente de um header de descarepação em funcionamento, através do cálculo dos principais parâmetros, e para projetar um novo header com base nas características e limitações do processo, possibilitando a avaliar a influência de se alterar um tipo de bico, altura do header ou que qualquer outro parâmetro. Posteriormente foi desenvolvido um módulo para monitorar a perda da pressão de impacto de cada bico, em função do aumento da vazão do mesmo causado pelo desgaste, e como este desgaste

influenciava pressão dos outros bicos do header, como pode ser observada a saída de resultados desse módulo, mostrado na figura 3.52.

Formulário de simulação

Tabelas

Seção de simulação

Centro Skid Integrada

Características do material

Qualidade abreviada: API5LX70PSL2

Faixa de espessura: 006,00 a 038,10 C 1

Espessura média da chapa: 22,05 mm

Dados da placa

Número do forno: 1

Ala de desenformamento: B

Espessura da placa a frio: 240 mm

Largura da placa a frio: 1.890 mm

Compr. da placa a frio: 3.070 mm

Comp. química básica

C	0,08	0,060 ~ 0,100 (%)	S	0,0030	0,000 ~ 0,006 (%)
Mn	1,65	1,550 ~ 1,750 (%)	Al	0,028	0,010 ~ 0,045 (%)
Si	0,20	0,100 ~ 0,300 (%)	Cr	0,03	0,000 ~ 0,050 (%)
P	0,013	0,000 ~ 0,025 (%)			

Doutros elementos

Pérfil térmico (w/h)

Pos. espes.	Temp. centro	Temp. skid
1	1208	1203,45
2	1209	1205,29
3	1211	1207,16
4	1212	1209,09
5	1214	1211,08

Dados da caixa de descarepação

Entrada Saída

Superior

Nº de bicos do header de entrada: 26

Ângulo de recobrimento: 15

Altura do header ao pass line (mm): 480

Ângulo de ataque do bico (°): 10

Bico utilizado: HSJ-L-BL2940E

Vazão do bico (l/min): 111

Comprimento do leque (mm): 97

Vazão do header (l/min): 2.873

Inferior

Nº de bicos do header de entrada: 27

Ângulo de recobrimento: 15

Altura do header ao pass line (mm): 300

Ângulo de ataque do bico (°): 10

Bico utilizado: HSJ-L-BL2140E

Vazão do bico (l/min): 111

Comprimento do leque (mm): 98

Vazão do header (l/min): 2.984

Situação da HSB

Entrada Saída

Ambos Desligada

Simular

Entrada de dados para simulação

Figura 3-52 Tela de entrada de dados para simulação do projeto de um header .

4. METODOLOGIA

4.1. Introdução

Para a realização do cálculo de torque neste trabalho, foi necessária a aquisição dos dados do processo, referentes às placas processadas no Laminador de Chapas Grossas da Usiminas nas mesmas placas contempladas pelo sistema de aquisição, através do sistema de aquisição de dados (DAS) da linha. Dessa forma foram coletados dados completos sobre o sistema de passes empregado incluindo-se a composição química do material processado, cargas, amperagem do motor, temperatura e torque em cada passe de laminação.

O trabalho foi realizado em duas etapas. Na primeira etapa foram selecionados vinte placas de aço processados no Chapas Grossas da Usiminas e foram previamente calculadas as tensões médias de escoamento pelos métodos de Misaka, Shida e Sims em cada passe de laminação para avaliação do comportamento desses aços durante a laminação, através do simulador da Laminação de Chapas Grossas. Na segunda etapa as placas foram laminadas e registrados os valores de torque, através do *strain gage*. Finalmente, o torque calculado pelo simulador foi comparado com torque real medido através do *strain gage*.

4.2. Material

O trabalho experimental foi desenvolvido empregando-se chapas do aço API-X70 produzidas em escala industrial na Usiminas. Trata-se de um aço comercial de baixo C-Mn, microligado ao Nb, V e Ti, utilizado em oleodutos e gasodutos.

O aço líquido foi produzido em convertedor de 160×10^3 kg (160t), lingotado em placas com dimensões de 252mm de espessura, 1.890mm de largura e 3.070mm de comprimento diretamente da máquina de lingotamento contínuo. As placas foram então

reaquecidas a 1523K (1250°C) por um período mínimo de 15000s (250min) de encharque em forno contínuo do tipo *walking beam*. Posteriormente, estas placas foram laminadas em chapas grossas com espessuras de 25mm, por processo de laminação controlada utilizando-se um laminador reversível de 4 cilindros, laminador 4HI da Usiminas, conforme parâmetros visados que estão detalhados na tabela 4.1. As chapas foram laminadas na faixa de temperatura final de espera de 695 a 710°C. O objetivo do emprego da faixa de temperatura final de espera é garantir uma laminação na 3ª região do processo de laminação controlada.

4.3. Experimentos Realizados em Laminador Industrial

Para a realização deste estudo foram produzidas em escala industrial 20 placas de material de alta resistência (API5LX70) com composição química conforme tabela 4-1, dimensões de placa conforme tabela 4-2 e dimensões de chapa conforme tabela 5-3.

Tabela 4-1 Composição química visada para aço API5LX70 (% em peso)

C	Mn	Si	P	S	Al	Nb	Ni
0,07	1,45	<	<	<	0,015	0,040	0,12
a	a	0,35	0,018	0,003	a	a	a
0,09	1,55				0,040	0,050	0,20

Tabela 4-2 Dimensões das placas (mm).

Espessura	Largura	Comprimento
252	1.890	3.070

Tabela 4-3 Dimensões das chapas (mm).

Espessura	Largura	Comprimento
25	3.713	12.350

Foram determinadas as condições de reaquecimento de placas conforme tabela 4-4 e tempo de permanência de 250 minutos.

Tabela 4-4 Condições de forno de reaquecimento de placas (°C).

Zona	Pré Aquecimento	Aquecimento	Encharque
Superior	1.230	1.230	1.220
Inferior	1.200	1.210	1.200

A tabela 4.5 mostra as características dos cilindros de trabalho que foram utilizados durante a laminação das chapas.

Tabela 4-5 Características dos Cilindros de Trabalho do Laminador de Chapas Grossas da Usiminas.

Cilindro	Dureza (HSc)	Diâmetro (mm)	Coroamento (mm)
Superior	71	1071,95	- 0,10
Inferior	70	1095,63	- 0,10

4.4. Métodos

4.4.1. Coleta de dados sistema de aquisição de dados (DAS)

Foram feitas as aquisições dos dados necessários para o cálculo da resistência à deformação a quente processado no Laminador de Chapas Grossas da Usiminas, através do sistema de aquisição de dados (DAS) da linha. Dessa forma foram coletados dados completos sobre o sistema de passes empregados incluindo-se a composição química do material processado e temperatura em cada passe de laminação, conforme exemplo da tabela 4-6.

Tabela 4-6 Dados carregados do DAS na chance 42659 seqüência 019

Chance	Qualidade	Espesura	Largura	Comprimento Placa	CARB	MN	SI	CU	VND	NB	TI	CR	Espessura Programada	Largura	Nº Pass	GAP
42659019	API5LX70PSL2	239	1895	3180	0,0792	14,40	0,27	0,001	0,051	0,041	0,013	0,016	25,6	3908,2	1	227
42659019	API5LX70PSL2	239	1895	3180	0,0792	14,40	0,27	0,001	0,051	0,041	0,013	0,016	25,6	3908,2	2	207
42659019	API5LX70PSL2	239	1895	3180	0,0792	14,40	0,27	0,001	0,051	0,041	0,013	0,016	25,6	3908,2	3	187,1
42659019	API5LX70PSL2	239	1895	3180	0,0792	14,40	0,27	0,001	0,051	0,041	0,013	0,016	25,6	3908,2	4	167,1
42659019	API5LX70PSL2	239	1895	3180	0,0792	14,40	0,27	0,001	0,051	0,041	0,013	0,016	25,6	3908,2	5	146,7
42659019	API5LX70PSL2	239	1895	3180	0,0792	14,40	0,27	0,001	0,051	0,041	0,013	0,016	25,6	3908,2	6	127,1
42659019	API5LX70PSL2	239	1895	3180	0,0792	14,40	0,27	0,001	0,051	0,041	0,013	0,016	25,6	3908,2	7	107,1
42659019	API5LX70PSL2	239	1895	3180	0,0792	14,40	0,27	0,001	0,051	0,041	0,013	0,016	25,6	3908,2	8	110,2
42659019	API5LX70PSL2	239	1895	3180	0,0792	14,40	0,27	0,001	0,051	0,041	0,013	0,016	25,6	3908,2	9	89,1
42659019	API5LX70PSL2	239	1895	3180	0,0792	14,40	0,27	0,001	0,051	0,041	0,013	0,016	25,6	3908,2	10	83,9
42659019	API5LX70PSL2	239	1895	3180	0,0792	14,40	0,27	0,001	0,051	0,041	0,013	0,016	25,6	3908,2	11	78,9
42659019	API5LX70PSL2	239	1895	3180	0,0792	14,40	0,27	0,001	0,051	0,041	0,013	0,016	25,6	3908,2	12	69,9
42659019	API5LX70PSL2	239	1895	3180	0,0792	14,40	0,27	0,001	0,051	0,041	0,013	0,016	25,6	3908,2	13	66,2
42659019	API5LX70PSL2	239	1895	3180	0,0792	14,40	0,27	0,001	0,051	0,041	0,013	0,016	25,6	3908,2	14	62,1
42659019	API5LX70PSL2	239	1895	3180	0,0792	14,40	0,27	0,001	0,051	0,041	0,013	0,016	25,6	3908,2	15	58,1
42659019	API5LX70PSL2	239	1895	3180	0,0792	14,40	0,27	0,001	0,051	0,041	0,013	0,016	25,6	3908,2	16	53,8
42659019	API5LX70PSL2	239	1895	3180	0,0792	14,40	0,27	0,001	0,051	0,041	0,013	0,016	25,6	3908,2	17	51,1
42659019	API5LX70PSL2	239	1895	3180	0,0792	14,40	0,27	0,001	0,051	0,041	0,013	0,016	25,6	3908,2	18	48
42659019	API5LX70PSL2	239	1895	3180	0,0792	14,40	0,27	0,001	0,051	0,041	0,013	0,016	25,6	3908,2	19	45
42659019	API5LX70PSL2	239	1895	3180	0,0792	14,40	0,27	0,001	0,051	0,041	0,013	0,016	25,6	3908,2	20	42,1
42659019	API5LX70PSL2	239	1895	3180	0,0792	14,40	0,27	0,001	0,051	0,041	0,013	0,016	25,6	3908,2	21	39
42659019	API5LX70PSL2	239	1895	3180	0,0792	14,40	0,27	0,001	0,051	0,041	0,013	0,016	25,6	3908,2	22	36,1
42659019	API5LX70PSL2	239	1895	3180	0,0792	14,40	0,27	0,001	0,051	0,041	0,013	0,016	25,6	3908,2	23	32,9
42659019	API5LX70PSL2	239	1895	3180	0,0792	14,40	0,27	0,001	0,051	0,041	0,013	0,016	25,6	3908,2	24	31
42659019	API5LX70PSL2	239	1895	3180	0,0792	14,40	0,27	0,001	0,051	0,041	0,013	0,016	25,6	3908,2	25	29
42659019	API5LX70PSL2	239	1895	3180	0,0792	14,40	0,27	0,001	0,051	0,041	0,013	0,016	25,6	3908,2	26	27,6
42659019	API5LX70PSL2	239	1895	3180	0,0792	14,40	0,27	0,001	0,051	0,041	0,013	0,016	25,6	3908,2	27	26,4
42659019	API5LX70PSL2	239	1895	3180	0,0792	14,40	0,27	0,001	0,051	0,041	0,013	0,016	25,6	3908,2	28	24,6
42659019	API5LX70PSL2	239	1895	3180	0,0792	14,40	0,27	0,001	0,051	0,041	0,013	0,016	25,6	3908,2	29	23,2
42659019	API5LX70PSL2	239	1895	3180	0,0792	14,40	0,27	0,001	0,051	0,041	0,013	0,016	25,6	3908,2	30	22,4

4.4.2. Coleta de dados do *Strain Gage*

Foram realizadas medições de torque de processo dos materiais de alta resistência com o uso de extensômetro instalado no *spindle* do motor superior do laminador e coletado dados aquisitados por um *software* e armazenados a cada 20 milissegundos, onde foram seguidos os seguintes critérios:

- Os dados coletados geraram 352 gráficos conforme exemplo da figura 4-1.



Figura 4-1 Gráfico de Torque do *Spindle* Superior.

- Com base nos registros dos gráficos, foram obtidos 352 blocos de notas, com 3200 registros cada, gerando um total de 1.126.400 registros, conforme exemplo da figura 4-2.

27/02/2009 14:37:15:832	-15	-11	601	-1	-4	254	-5
27/02/2009 14:37:15:852	-15	-13	601	-1	33	254	-5
27/02/2009 14:37:15:872	-15	-13	601	-4	2	254	-5
27/02/2009 14:37:15:892	-15	-13	601	-6	-6	254	-5
27/02/2009 14:37:15:912	-14	-11	602	0	23	254	-5
27/02/2009 14:37:15:932	-13	-11	602	-3	24	254	-4
27/02/2009 14:37:15:952	-13	-13	601	-3	5	254	-5
27/02/2009 14:37:15:972	-14	-11	601	-1	3	254	-5
27/02/2009 14:37:15:992	-14	-11	601	-6	-11	254	-5
27/02/2009 14:37:16:012	-14	-13	602	0	15	254	-5
27/02/2009 14:37:16:032	-13	-13	601	-3	0	254	-5
27/02/2009 14:37:16:052	-14	-11	601	-5	29	254	-5
27/02/2009 14:37:16:072	-15	-13	601	-2	2	254	-5
27/02/2009 14:37:16:092	-13	-13	601	-6	18	254	-5
27/02/2009 14:37:16:112	-14	-11	602	-4	6	254	-5
27/02/2009 14:37:16:132	-13	-13	602	0	-19	254	-5
27/02/2009 14:37:16:152	-14	-13	602	-1	-29	254	-5
27/02/2009 14:37:16:172	-15	-11	601	-3	-25	254	-5
27/02/2009 14:37:16:192	-13	-13	602	-6	41	254	-5
27/02/2009 14:37:16:212	-14	-13	601	-6	-5	254	-4
27/02/2009 14:37:16:232	-15	-11	601	0	38	254	-5
27/02/2009 14:37:16:252	-14	-13	601	-1	7	254	-5
27/02/2009 14:37:16:272	-13	-13	601	-2	-5	254	-4
27/02/2009 14:37:16:292	-13	-11	602	-6	13	254	-5
27/02/2009 14:37:16:312	-14	-13	602	-3	5	254	-5
27/02/2009 14:37:16:332	-15	-11	601	-5	-6	254	-5
27/02/2009 14:37:16:352	-14	-11	601	-2	20	254	-5
27/02/2009 14:37:16:372	-14	-13	601	-4	15	254	-5
27/02/2009 14:37:16:392	-14	-11	601	-6	47	254	-5
27/02/2009 14:37:16:412	-14	-11	601	-2	-19	254	-5
27/02/2009 14:37:16:432	-14	-13	601	-3	23	254	-5
27/02/2009 14:37:16:452	-14	-11	601	-3	-13	254	-5
27/02/2009 14:37:16:472	-13	-13	601	0	-15	254	-5
27/02/2009 14:37:16:492	-13	-13	602	-5	2	254	-5
27/02/2009 14:37:16:512	-14	-13	602	-5	7	254	-5
27/02/2009 14:37:16:532	-14	-13	601	-2	34	254	-5
27/02/2009 14:37:16:552	-15	-13	601	-2	-1	254	-5
27/02/2009 14:37:16:572	-14	-11	601	-2	17	254	-5
27/02/2009 14:37:16:592	-14	-11	601	-6	-30	254	-5
27/02/2009 14:37:16:612	-14	-13	602	-4	-7	254	-5
27/02/2009 14:37:16:632	-13	-11	602	-3	-4	254	-5
27/02/2009 14:37:16:652	-14	-13	601	-3	16	254	-5
27/02/2009 14:37:16:672	-15	-11	601	-3	-17	254	-5
27/02/2009 14:37:16:692	-13	-13	602	-5	8	254	-5
27/02/2009 14:37:16:712	-14	-11	602	-3	8	254	-5
27/02/2009 14:37:16:732	-15	-13	601	-2	2	254	-5
27/02/2009 14:37:16:752	-14	-13	601	-1	-7	254	-5
27/02/2009 14:37:16:772	-14	-13	601	-5	-18	254	-5
27/02/2009 14:37:16:792	-14	-11	602	-6	-23	254	-5
27/02/2009 14:37:16:812	-14	-11	602	-2	39	254	-5
27/02/2009 14:37:16:832	-15	-13	601	0	37	254	-5
27/02/2009 14:37:16:852	-14	-13	601	-1	38	254	-5
27/02/2009 14:37:16:872	-14	-13	602	-6	-13	254	-5

Figura 4-2 Bloco de notas dos dados do *Strain Gage* do *Spindle Superior*.

- Posteriormente estes dados foram organizados em planilhas no MS Excel para serem tratados, com a ajuda de filtros nos valores de carga, onde somente os registros com carga superior a 600 toneladas seriam aproveitados. O valor de 600 t, foi determinado em função valor mínimo de zeragem de folgas da cadeira. Após implementado esse filtro, a base foi reduzida para 506.880 registros. Dentro dessa nova situação, cada passe de laminação ficou com aproximadamente 796 registros, sendo necessário tratar cada passe individualmente conforme exemplo da tabela 4-7.

Tabela 4-7 Tabela de dados trabalhados do *Strain Gage* do *Spindle Superior*

Nº Passe	Carga DS	Carga WS	Corrente Motor Inferior	Corrente Motor Superior	Posição Parafuso	Torque <i>Spindle Superior</i>
1	747,90	694,72	-6205,03	5656,30	227,00	-82,11
2	1654,02	1504,10	10425,44	-9298,80	207,00	147,89
3	1714,15	1587,29	-11004,55	9628,85	187,11	-198,25
4	1682,70	1554,93	10509,16	-9472,53	167,10	156,85
5	1747,20	1599,59	-11058,84	9688,90	146,71	-183,51
6	1732,85	1573,85	10746,55	-9698,16	127,10	161,38
7	1847,47	1687,86	-11125,89	9734,60	107,10	-180,36
8	450,31	448,13	2711,36	-2255,47	110,20	7,40
9	2031,09	1966,36	8294,78	-7648,19	99,40	92,27
10	2440,32	2333,29	-9527,78	8964,87	94,10	-234,90
11	2643,94	2597,77	9761,35	-9465,23	89,10	70,88
12	2796,43	2769,17	-10593,67	9746,78	83,90	-157,83
13	2882,63	2791,06	10162,53	-9703,54	78,90	96,81
14	2874,67	2819,82	-10710,37	9929,68	74,00	-267,50
15	2800,25	2727,79	9917,60	-9752,57	69,90	141,97
16	2696,51	2622,05	-9850,03	9214,82	66,20	-174,39
17	2748,16	2630,49	9639,97	-9504,29	62,10	128,57
18	2737,69	2658,32	-10075,90	9423,82	58,10	-133,53
19	2810,40	2712,91	9760,69	-9731,25	53,80	129,44
20	2573,31	2471,73	-8926,29	8346,73	51,10	-123,53
21	2515,69	2440,41	8538,64	-7966,48	48,00	100,55
22	2516,30	2428,00	-8388,72	7800,44	45,00	-115,01
23	2475,83	2389,60	8057,22	-7442,68	42,10	91,92
24	2530,53	2446,57	-8191,75	7612,63	39,00	-113,24
25	2542,13	2450,99	8012,13	-7356,57	36,10	81,76
26	2650,86	2577,03	-8298,72	7675,62	32,90	-112,15
27	2407,49	2303,90	7039,12	-6405,81	31,00	78,09
28	2375,24	2270,49	-6549,35	6055,54	29,00	-88,26
29	2134,46	2013,67	5542,90	-5033,38	27,60	54,34
30	2014,56	1878,31	-4872,26	4433,96	26,40	-64,99
31	2071,90	1929,94	5063,42	-4512,06	24,60	46,86
32	2043,21	1893,25	-4679,87	4262,63	23,20	-63,19
33	1881,06	1712,55	3946,17	-3402,36	22,40	34,63

Na tabela 4-7, notá-se a presença de valores negativos para o torque, esses podem ser explicados em função do sentido de rotação anti horário.

- Finalizando os trabalhos de tratamento da base de dados, obteve-se uma massa de dados úteis de aproximadamente 45% de registros válidos, calculado com referencia na base originalmente levantada, conforme mostra o resumo da tabela 4-8.

Tabela 4-8 Resumo de dados do Strain Gage por Chance de Laminação

Chance	Nº Gráficos	Nº Eventos	Total Eventos	Após Filtro	Nº Passes	Eventos por Passe
42659020	21	3200	67.200	30.240	33	916
42659026	16	3200	51.200	23.040	32	720
42659030	22	3200	70.400	31.680	30	1.056
42659041	11	3200	35.200	15.840	32	495
42659044	21	3200	67.200	30.240	30	1.008
42659047	17	3200	54.400	24.480	32	765
42659048	11	3200	35.200	15.840	30	528
42659051	6	3200	19.200	8.640	33	262
42659055	17	3200	54.400	24.480	32	765
42659056	17	3200	54.400	24.480	31	790
42659057	15	3200	48.000	21.600	32	675
42659058	21	3200	67.200	30.240	33	916
42659063	21	3200	67.200	30.240	32	945
42659074	21	3200	67.200	30.240	30	1.008
42659075	21	3200	67.200	30.240	32	945
42659082	21	3200	67.200	30.240	35	864
42659084	23	3200	73.600	33.120	31	1.068
42659101	20	3200	64.000	28.800	33	873
42659103	14	3200	44.800	20.160	32	630
42659106	16	3200	51.200	23.040	32	720
Média	18	3.200	56.320	25.344	32	796
Total	352	64.000	1.126.400	506.880	637	15.949

4.4.3. Cálculo do torque através do Simulador da Laminação de Chapas Grossas.

Os cálculos de torque realizados pelo simulador utilizaram-se dos dados aquisitados do processo, referentes às placas processadas no Laminador de Chapas Grossas para as quais foram coletados os sinais elétricos pelo sistema de aquisição do *strain gage*.

A partir desses valores, calculou-se o torque medido, aplicando-se a equação (3.15), a seguir utilizou-se o simulador da Laminação de Chapas Grossas para a obter os valores de torque calculados, conforme as equações (3.17) a (3.19). Nessas equações os valores de força de laminação utilizados foram os reais obtidos durante a laminação, conforme explicado no item 3.6.2, deste relatório.

4.4.4. Comparativo entre os valores obtidos pelo *Strain gage* e calculados pelo simulador

De posse dos valores obtidos, estes foram organizados em varias planilhas agrupados pelo número de chances e sequência, conforme exemplo tabela 4.6, possibilitando visualizar os valores de torque calculados e medidos. Dessa maneira, com ajuda dos recursos do *MS Excel*, foi possível realizar a análise gráfica dos resultados gerados pelos dois métodos.

Tabela 4-9 Escala de passes utilizados na chance 42659 seqüência 047.

Número Passe	Hora	GAP (mm)	Tempo Espera (segundos)	Tempo do Passe (segundos)	Carga Total (t)	Temperatura (°c)	Torque Strain Gage (t-m)	Torque Calculado (t-m)
1	17:11:37	226,90	255,7	1,3	1,413	1,045	78,26	80
2	17:11:58	207,20	19,7	1,3	3,271	1,102	159,31	193
3	17:12:05	187,10	105,0	2,0	3,300	1,043	187,06	197
4	17:12:12	167,00	5,7	1,3	3,383	1,074	168,76	199
5	17:12:19	147,01	5,5	1,5	3,438	1,040	186,35	200
6	17:12:27	126,90	6,2	1,8	3,467	1,102	168,25	201
7	17:12:34	107,20	5,0	2,0	3,644	1,036	185,02	205
8	17:12:48	110,00	12,7	1,3	1,010	1,078	16,85	16
9	17:24:26	93,00	696,5	1,5	5,104	748	151,07	195,00
10	17:24:33	88,10	5,2	1,8	5,404	743	137,50	173,00
11	17:24:40	83,10	5,2	1,8	5,678	739	165,74	169,00
12	17:24:48	78,00	6,0	2,0	5,788	737	152,84	169,00
13	17:24:58	73,90	8,1	1,9	5,631	739	157,99	156,00
14	17:25:05	70,10	5,0	2,0	5,449	732	130,60	145,00
15	17:25:12	65,90	4,9	2,1	5,635	726	153,06	151,00
16	17:25:19	62,00	4,8	2,2	5,555	724	130,23	147,00
17	17:25:28	58,00	6,8	2,3	5,578	729	148,84	148,00
18	17:25:35	53,91	4,6	2,4	5,625	727	133,28	151,00
19	17:25:42	51,00	4,7	2,3	5,311	728	132,24	132,00
20	17:25:50	48,10	5,5	2,5	5,081	729	101,23	120,00
21	17:25:56	44,90	3,5	2,5	5,131	727	119,61	120,00
22	17:26:03	42,00	4,3	2,7	5,045	729	94,86	115,00
23	17:26:09	39,00	3,1	2,9	5,129	730	118,22	115,00
24	17:26:17	36,00	5,0	3,1	5,144	730	93,73	115,00
25	17:26:24	32,90	3,7	3,3	5,304	734	114,11	117,00
26	17:26:32	31,10	4,6	3,4	4,803	731	75,92	96,00
27	17:26:41	29,10	5,5	3,5	4,653	735	94,96	88,00
28	17:26:48	27,00	3,3	3,7	4,616	729	65,46	86,00
29	17:26:56	25,70	4,2	3,9	4,345	730	75,79	73,00
30	17:27:14	24,50	12,1	5,9	3,758	727	45,52	59,00
31	17:27:14	23,60	12,1	5,9	3,758	728	58,42	54,00
32	17:27:26	20,90	6,7	5,3	4,384	720	49,62	74,00

5. RESULTADOS E DISCUSSÕES

Um exemplo típico dos resultados obtidos neste trabalho é apresentado na figura 5-1. Nessa figura são mostrados os valores de torque medidos, com o auxílio do *strain gage*, e calculados através do simulador do processo de laminação, para todos os passes de uma das placas laminadas. Observa-se que as evoluções dos valores de torque obtidas pelos dois métodos aqui comparados são bastante similares. Os valores de torque para os primeiros passes, conhecidos como passes de desbaste, estão entre os mais elevados, pois envolvem grandes deformações, embora o material encontre-se ainda em temperaturas mais altas. Após o último passe de desbaste, no qual o torque é o menor de toda a escala, começa o chamado acabamento, caracterizado por valores decrescentes de torque.

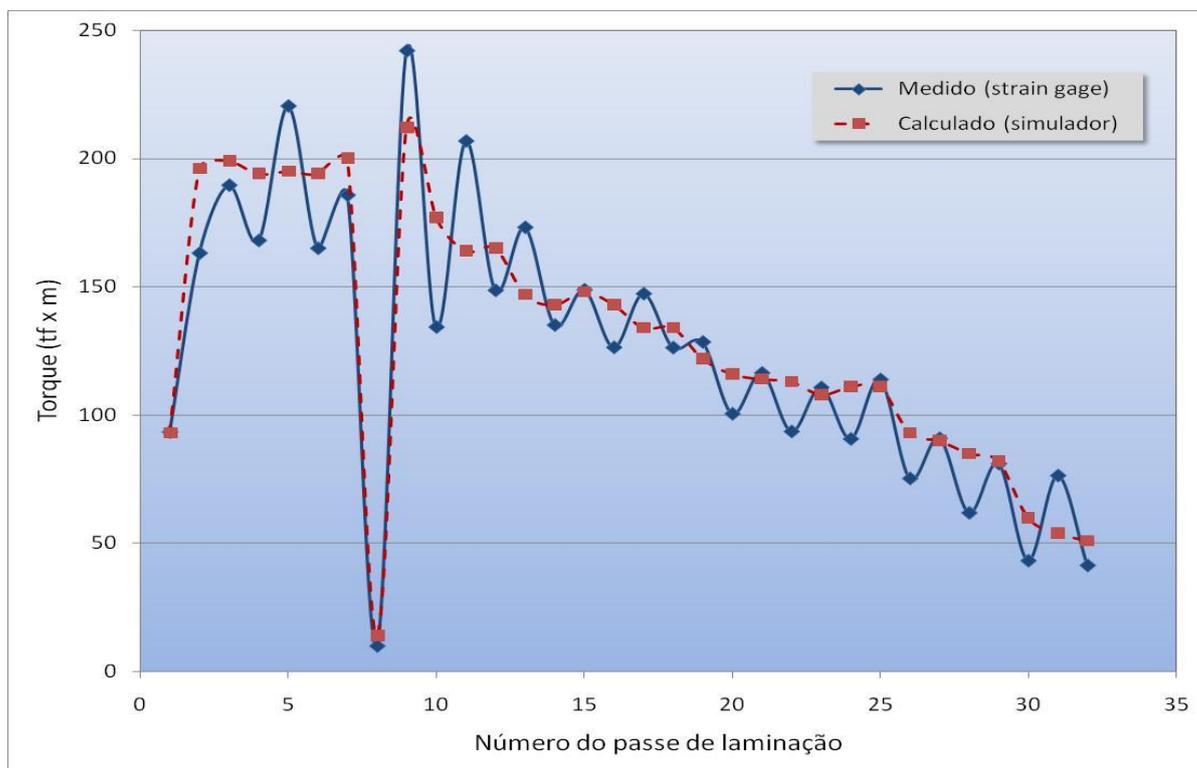


Figura 5-1 Exemplo da evolução dos valores de torque calculados e medidos ao longo dos passes, para uma das placas laminadas neste trabalho.

Embora a tendência da evolução do torque medido e do calculado seja semelhante, ao longo da escala de passes, algumas tendências podem ser observadas quando se analisa a figura 5-1 com mais cuidado. Em primeiro lugar, os valores medidos com ajuda do *strain gage* apresentam uma oscilação, que não aparece nos valores calculados pelo simulador. Esse efeito pode estar ligado à sensibilidade do *strain gage*, capaz de acusar variações muito pequenas de deformação, que são convertidas, pelo sistema de processamento, em variações de torque. Uma forma de diminuir essas oscilações seria introduzir um filtro eletrônico no sistema de aquisição do sinal do *strain gage*. Outra opção é usar os valores originais, medidos diretamente pelo *strain gage*, e aplicar um filtro numérico nos dados já convertidos em valores digitais pela interface do sistema de aquisição.

Um exemplo do resultado da aplicação desse segundo procedimento, para o caso dos dados da figura 5-1, é apresentado na figura 5-2. Nesse exemplo, os dados originais sofreram suavização numérica através do cálculo de uma média móvel ao longo dos passes de desbaste e de acabamento. Verifica-se que a aplicação do método reduziu a oscilação dos valores de torque, sem afetar a tendência geral de evolução ao longo da escala de passes. As demais sequências experimentadas, encontram-se no apêndice I.

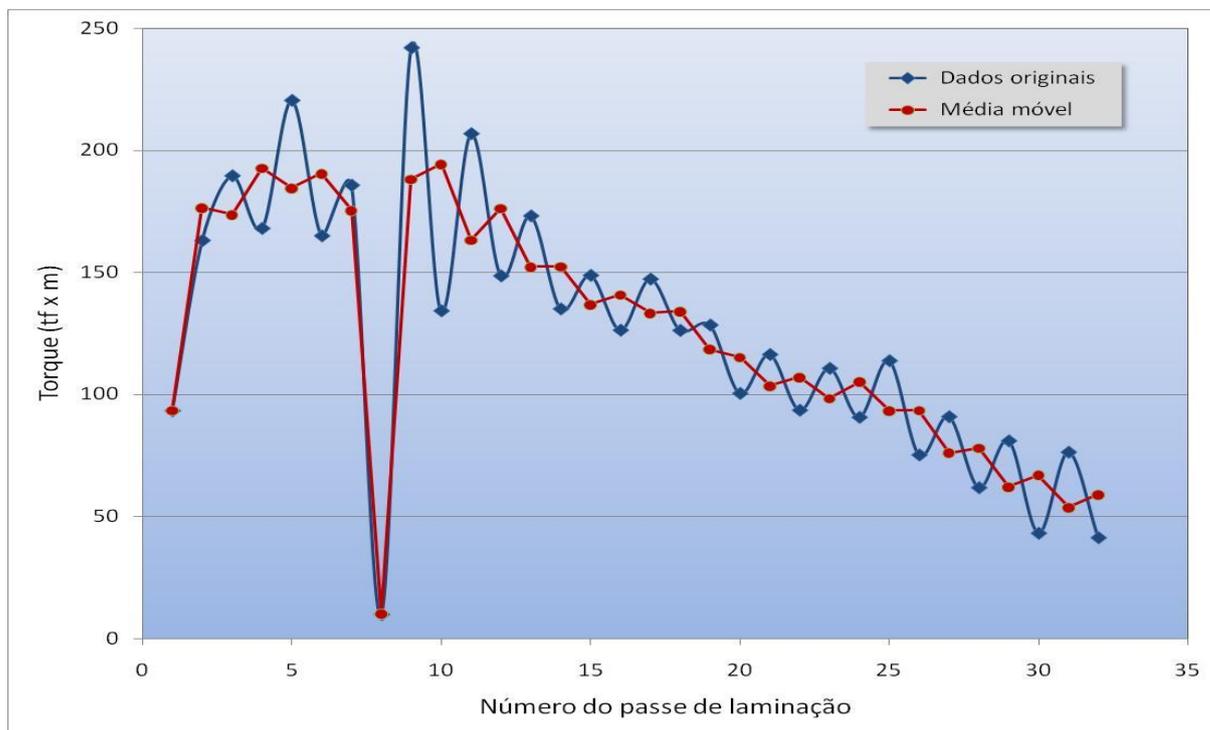


Figura 5-2 Valores originais de torque medidos com auxílio do *strain gage* e corrigidos pela aplicação de média móvel.

O procedimento de suavização descrito acima, usando o cálculo de média móvel dos valores medidos por *strain gage* ao longo da escala de passes, foi aplicado para todas as placas laminadas neste trabalho. Os resultados assim obtidos, comparados aos valores calculados pelo simulador, são apresentados na figura 5-3. Observa-se que os valores medidos e calculados seguem uma tendência linear, como indica o valor de R^2 igual a 0,92 para o ajuste à reta contínua mostrada na figura 5-3. Contudo, essa reta possui inclinação maior do que seria esperado, caso os valores de torque obtidos pelos dois métodos fossem iguais. Na figura 5-3, essa relação esperada é mostrada como uma reta tracejada.

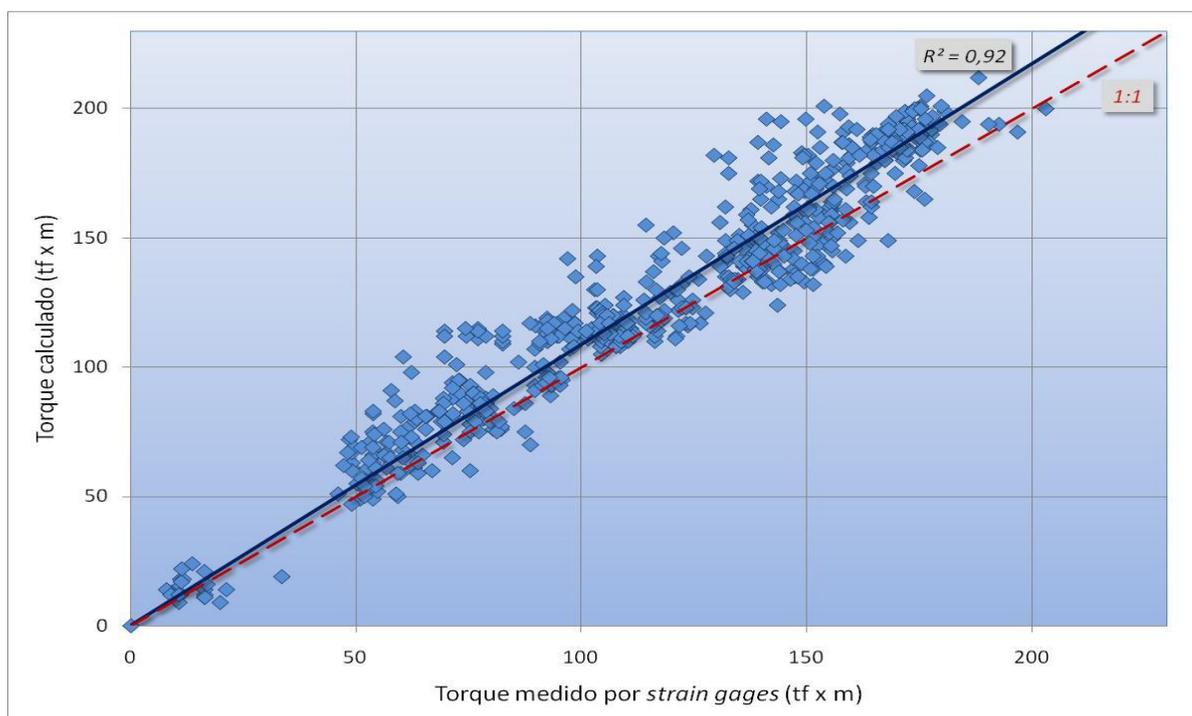


Figura 5-3 Comparação entre os valores de torque calculados pelo simulador e medidos com auxílio do *strain gage*, para todas as placas utilizadas neste trabalho. Os valores medidos pelo *strain gage* foram numericamente suavizados, através da técnica de média móvel.

Alguns fatores que poderiam estar relacionados ao comportamento mostrado na figura 5-3 serão discutidos a seguir. Em primeiro lugar, a equação aplicada para o cálculo do torque a partir do sinal emitido pelo *strain gage* (equação 3-15) utiliza um valor de módulo de rigidez obtido na literatura (80,7 GPa)⁽²⁰⁾. Um aço com esse valor do Módulo à torção teria um Módulo à tração da ordem de 160 GPa, que é um valor menor que aquele geralmente observado em aços para a construção mecânica, como o usado no *spindle* do Laminador de Chapas Grossas da Usiminas⁽¹⁶⁾. O valor real desse Módulo poderia ser levantado através de ensaios de tração em corpos de prova retirados do *spindle*, mas isso teria que ser feito com peças fora de uso, já que o ensaio é destrutivo. De qualquer forma, se o valor real for realmente maior que o que foi usado neste trabalho, os valores de torque medidos pelo *strain gage* seriam mais elevados e, provavelmente, mais próximos daqueles calculados pelo simulador.

Já no cálculo do torque realizado pelo simulador da Laminação de Chapas Grossas^(48,43), são usadas duas equações, uma para o torque de deformação (equação 3-17) e outra para o torque de atrito nos munhões (equação 3-18). Nessas duas equações foram usados os valores reais de força registrados durante a laminação das placas aqui analisadas. Porém, a equação do torque de atrito usa um coeficiente de atrito obtido na literatura^(43,45), que pode ser diferente do valor real. Esse valor, contudo, é muito difícil de ser medido experimentalmente para as condições de laminação real, motivo pelo qual se prefere usar um valor de referência.

Finalmente, deve-se fazer um último comentário sobre a utilização das equações propostas para avaliação de torque em condições reais de laminação. Para que se possa comparar os valores obtidos pelos dois métodos, é necessário que todos os dados operacionais sejam levantados no mesmo instante ou na mesma posição dentro da escala de passes avaliada. Esse fator pode ser crítico, uma vez que alguns valores, principalmente a força de laminação e velocidade, sofrem variações significativas ao longo de cada passe de laminação.

6. CONCLUSÕES

Neste trabalho foram comparados os valores de torque, obtidos por dois métodos distintos, para a laminação de placas de um aço de alta resistência e baixa liga. Os métodos usados para a determinação do torque foram a extensometria (*strain gages*) e cálculos teóricos a partir dos valores de força de laminação. Essa comparação permitiu as seguintes conclusões:

- É possível medir o torque de forma indireta, através de *strain gages* instalados na superfície dos eixos de transmissão (*spindles*) entre os motores e os cilindros de trabalho do Laminador de Chapas Grossas.
- Os valores medidos por *strain gages* e aqueles calculados pelo modelo usado no Laminador da Usiminas seguem a mesma tendência ao longo das escalas de passes analisadas. A relação entre esses valores pode ser descrita de forma satisfatória por uma reta, com um bom coeficiente de correlação.
- Oscilações nos valores obtidos através do *strain gage*, inerentes à sua alta sensibilidade, podem ser corrigidas através de métodos numéricos de suavização de dados, sem alterações na tendência geral ao longo dos passes de laminação.
- Os valores calculados pelas equações usadas neste trabalho tenderam a ficar acima dos valores medidos. Contudo, o ajuste de constantes nas equações usadas, tanto pelo modelo do Laminador quanto para a conversão do sinal elétrico do *strain gage* em torque, pode ser suficiente para corrigir as diferenças observadas.

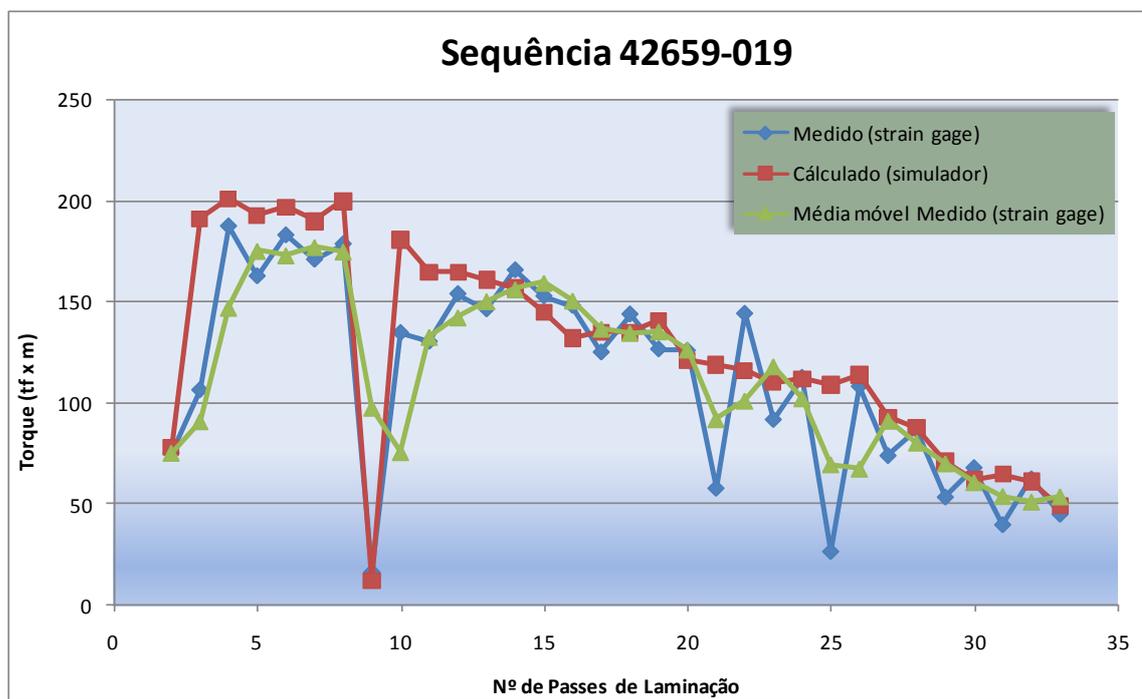
7. SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS:

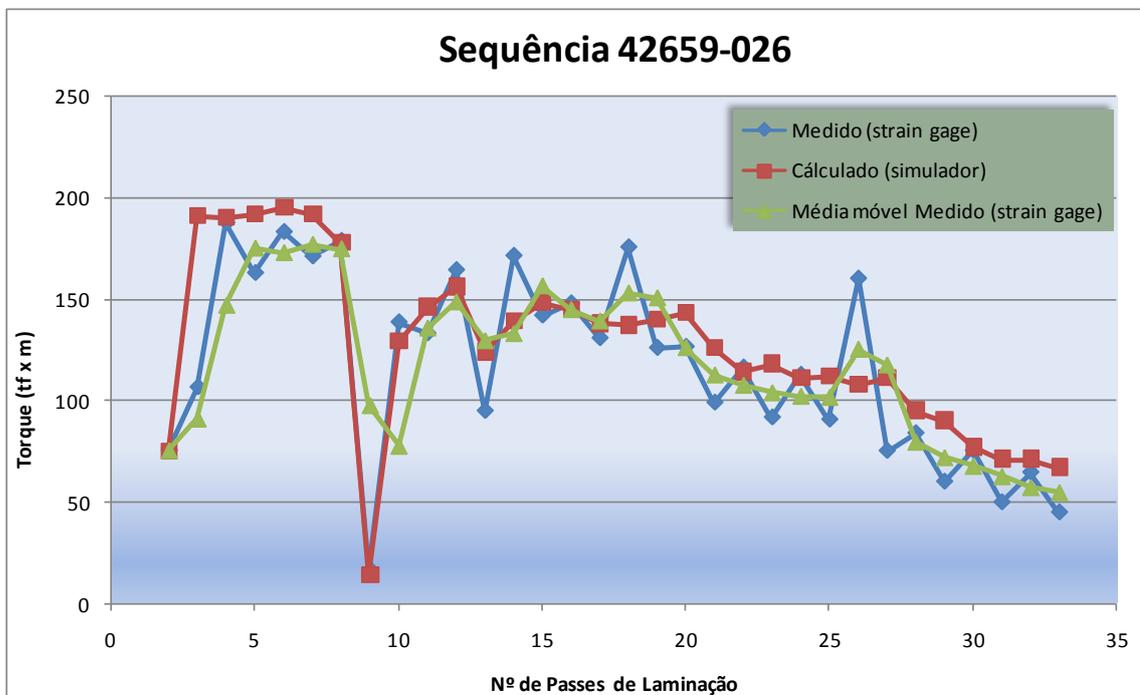
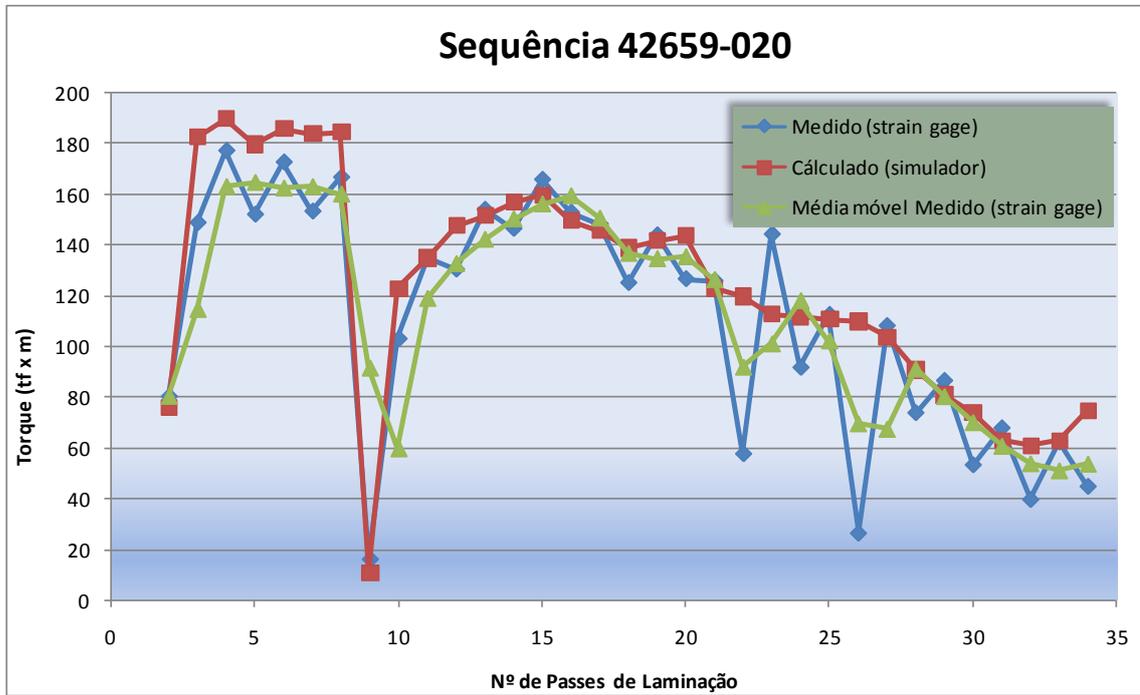
Determinar os melhores parâmetros de torque para a laminação de aços de alta resistência sob condições específicas, em laminação controlada, no laminador de Chapas Grossas.

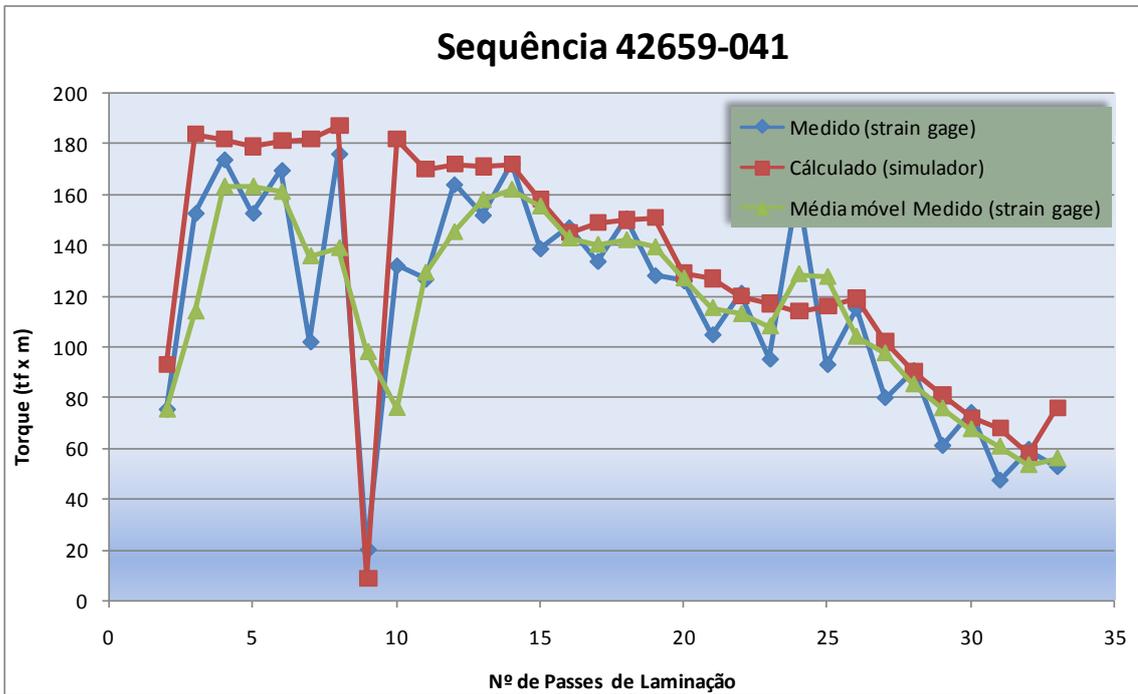
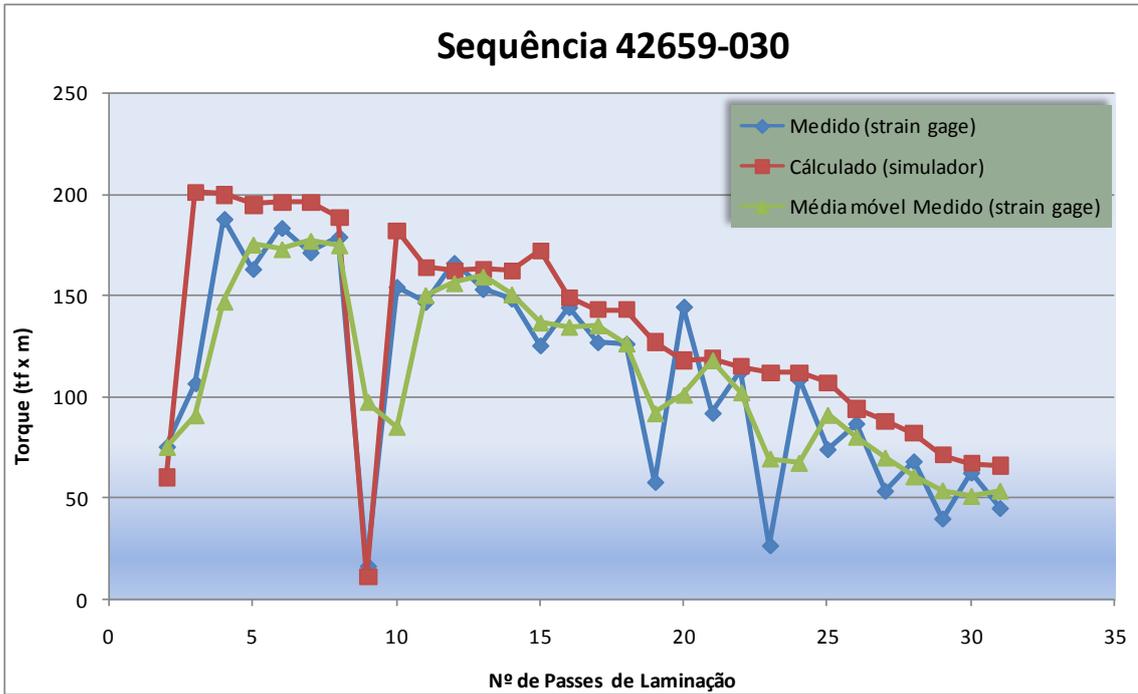
Realizar futuros ajustes do cálculo de torque do laminador, considerando que os valores de torque obtidos através do *strain gage* são confiáveis e podem servir como referência para mecanismos de proteção do sistema do laminador e ou para o controle de situações de laminação que exigem cargas elevadas. Sugere-se também a realização de estudos que contemplem cálculos analíticos da geometria do *spindle*, conforme trabalho já iniciado pela dissertação de mestrado "Efeito de concentração de tensão na vida em fadiga de aço utilizado em spindle de laminador de chapas grossas"⁽²¹⁾.

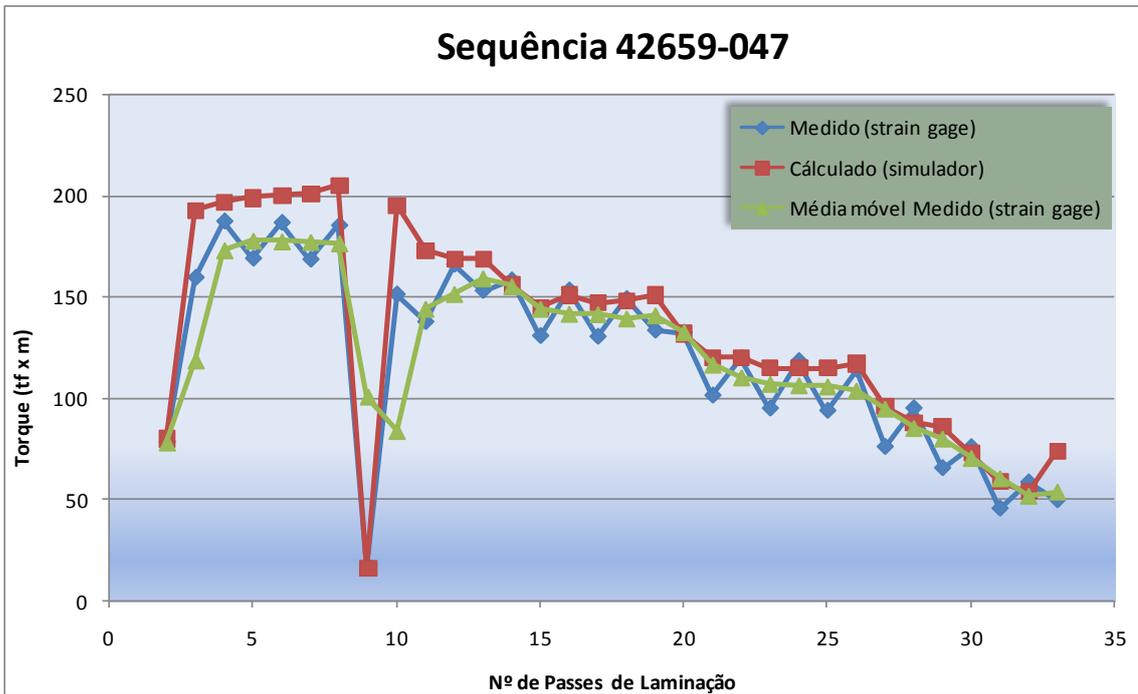
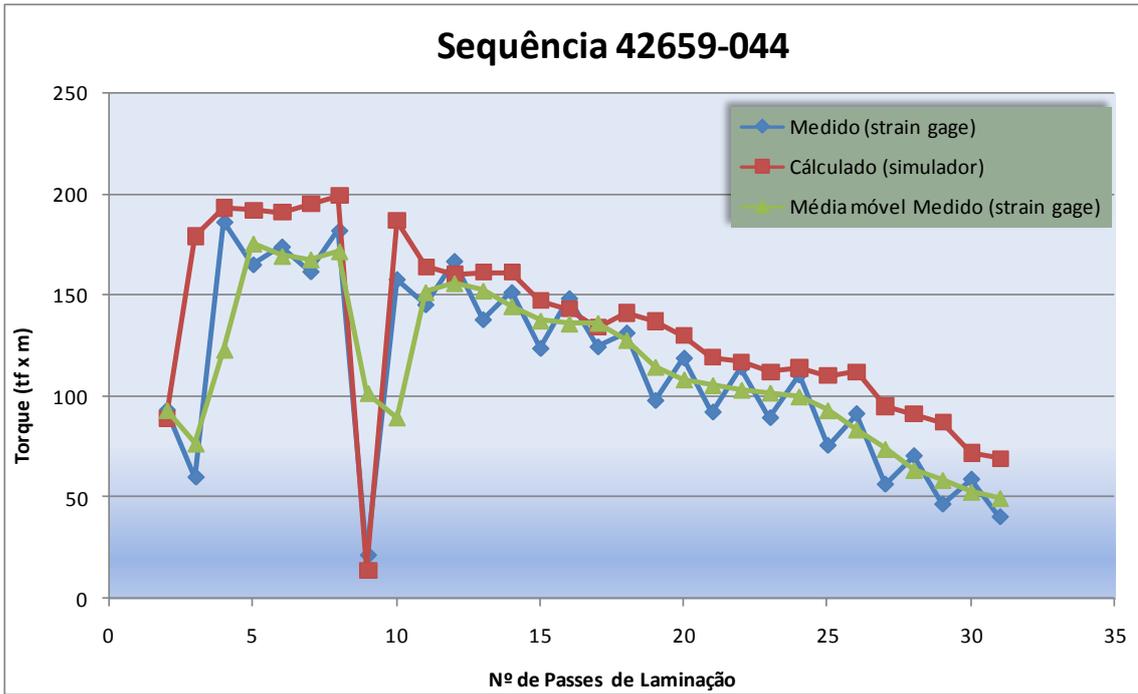
8. APENDICES

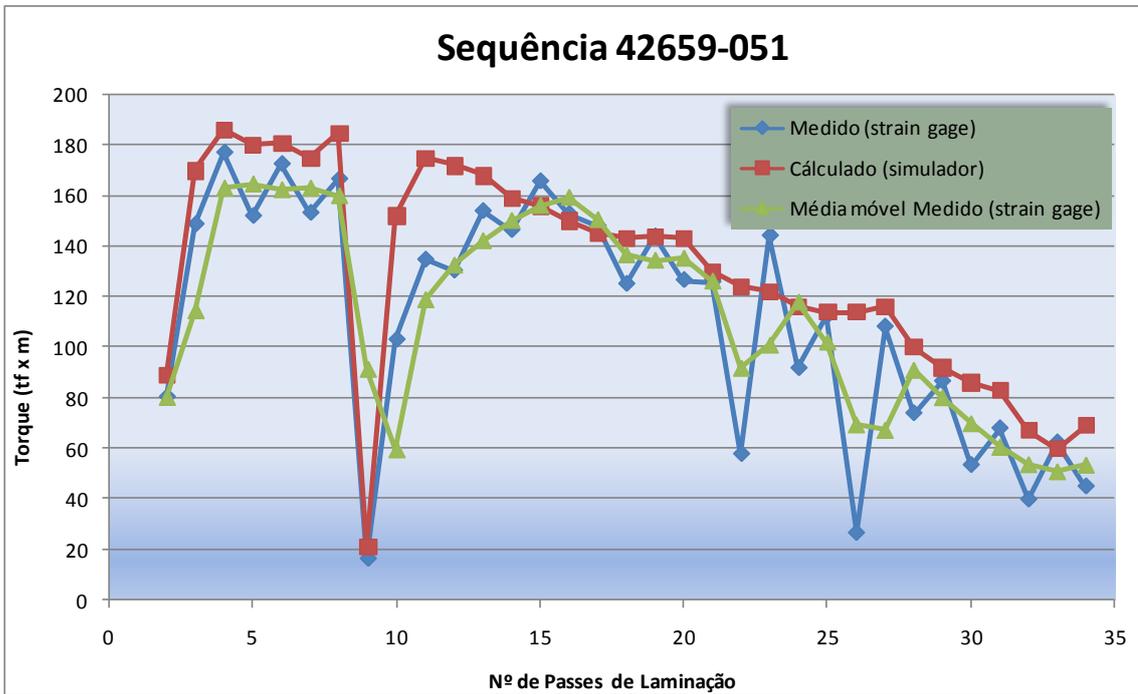
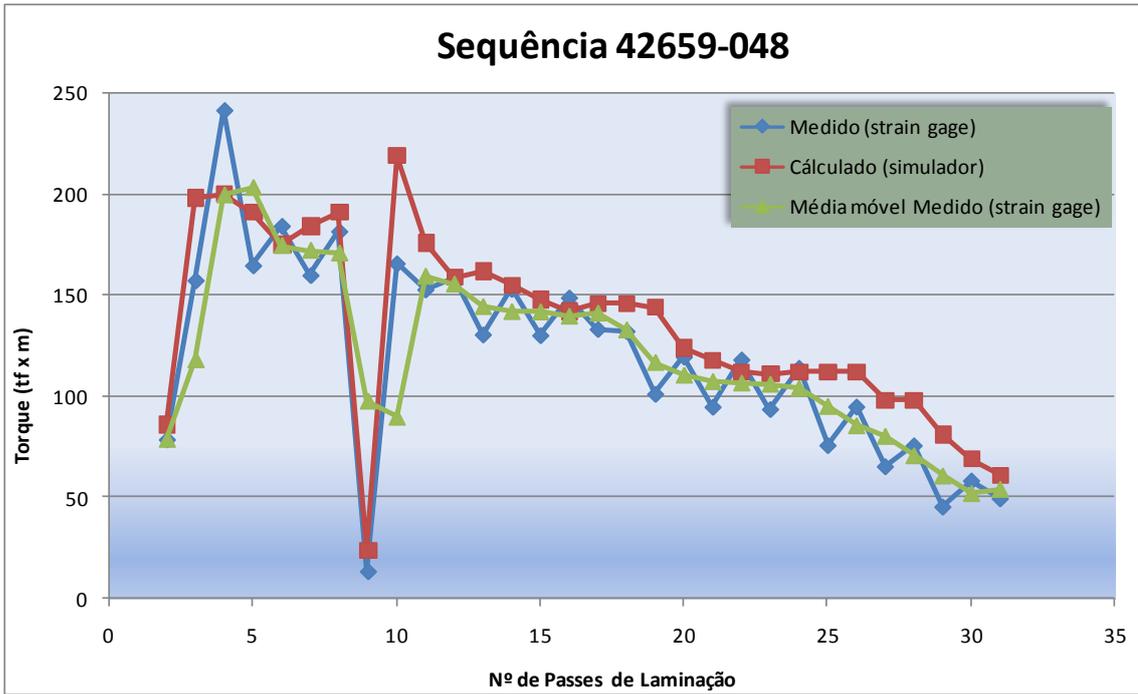
8.1. Apêndice I – Gráficos de valores torque calculado, medido e média móvel do torque medidos de todas as seqüências experimentais

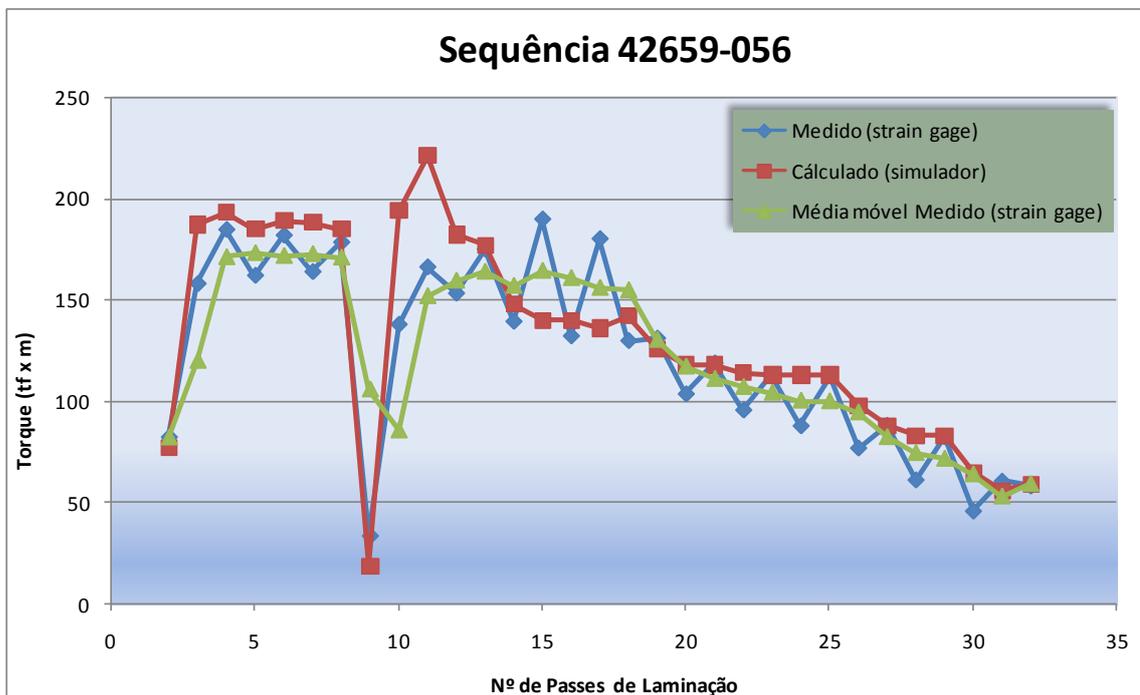
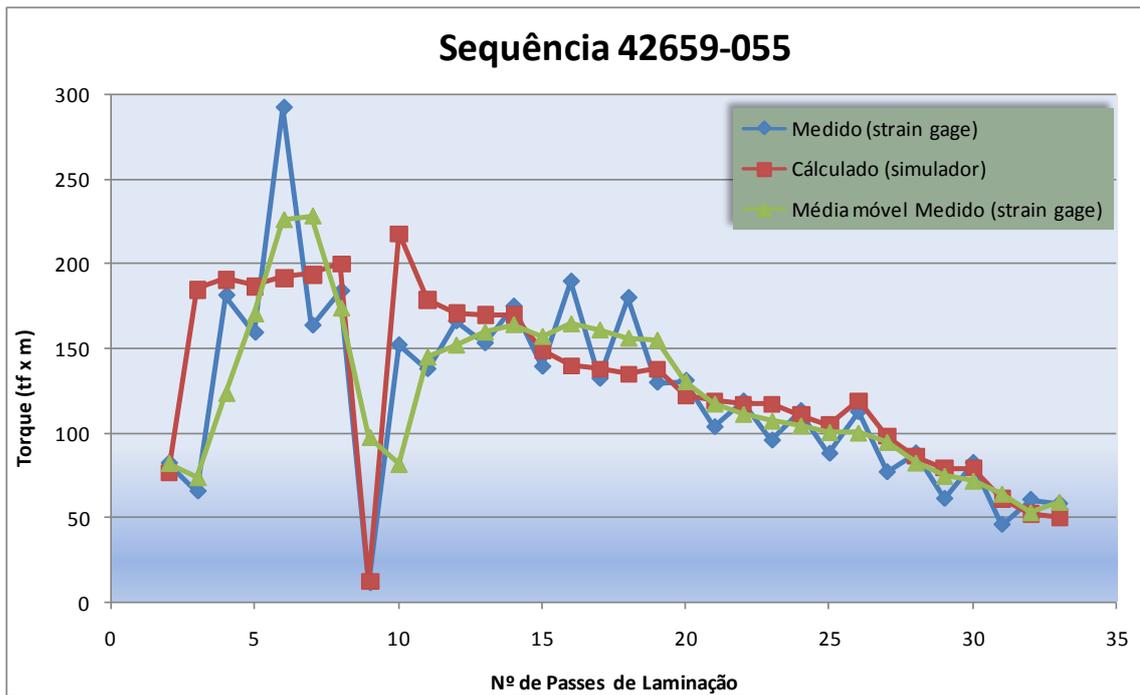


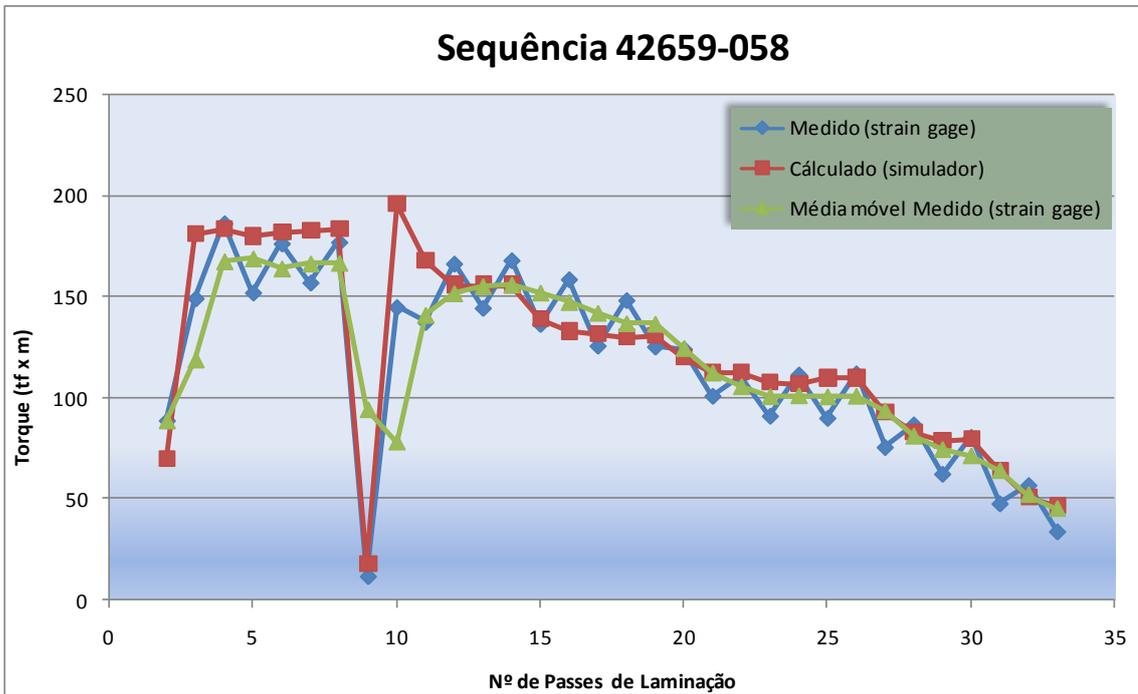
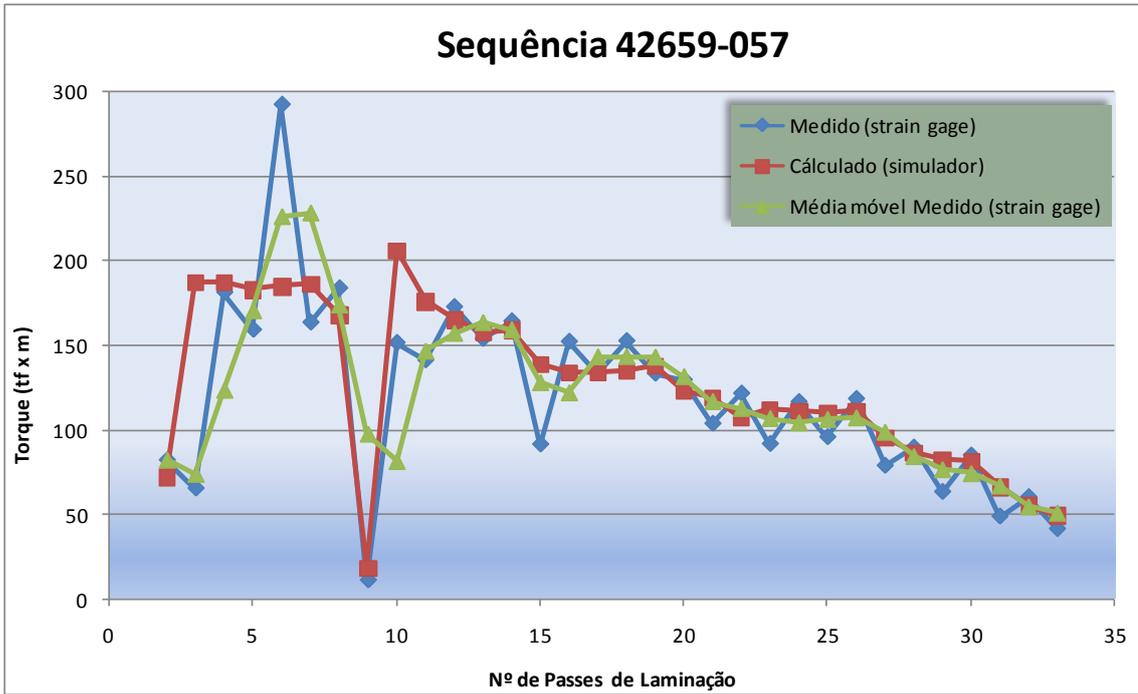


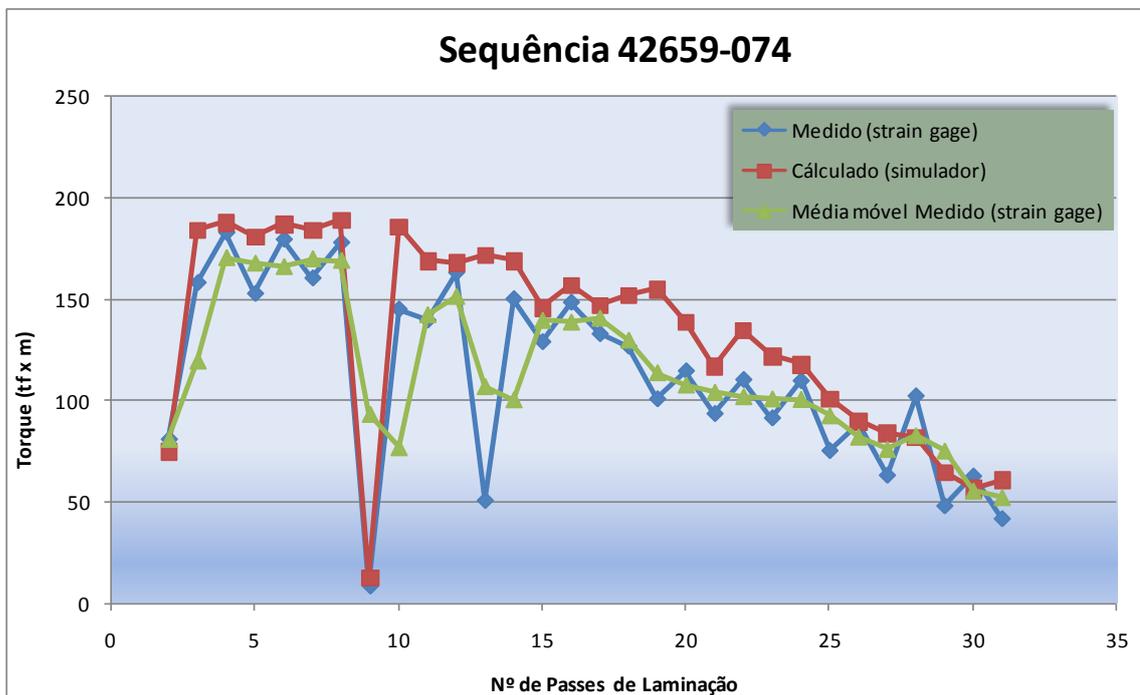
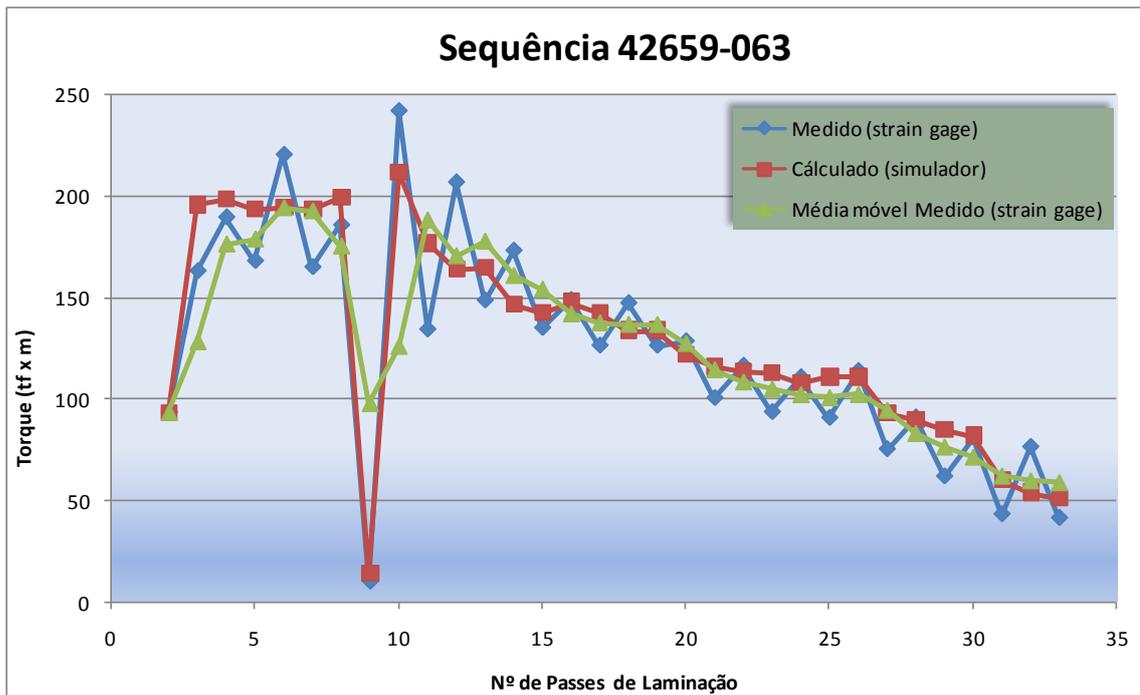


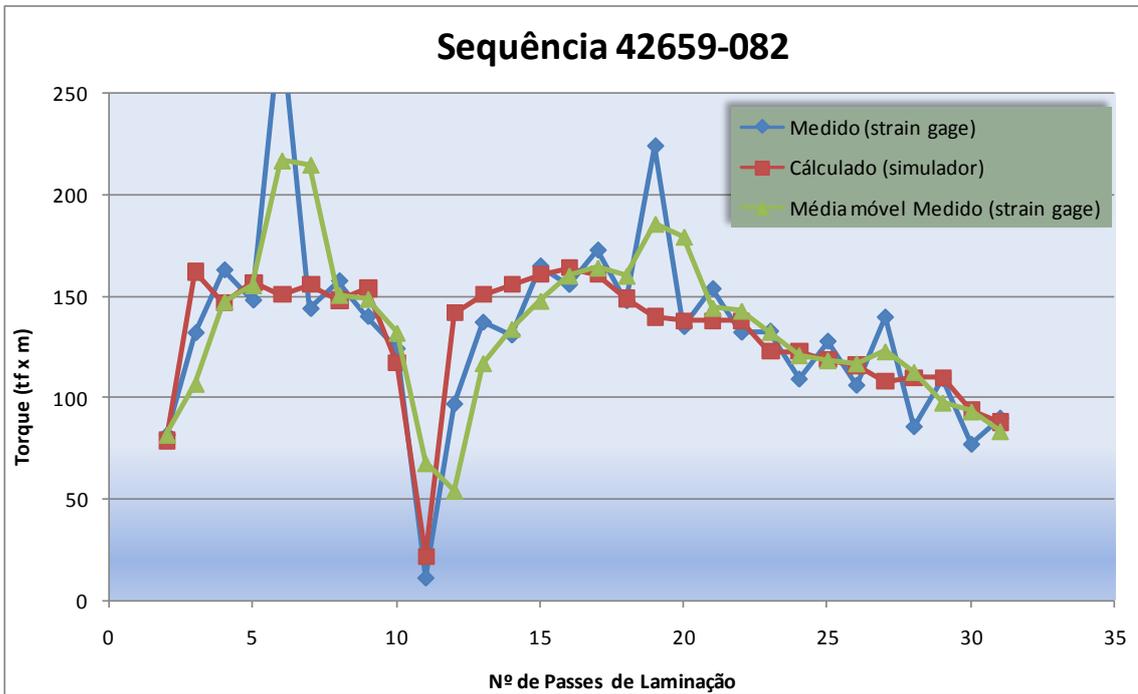
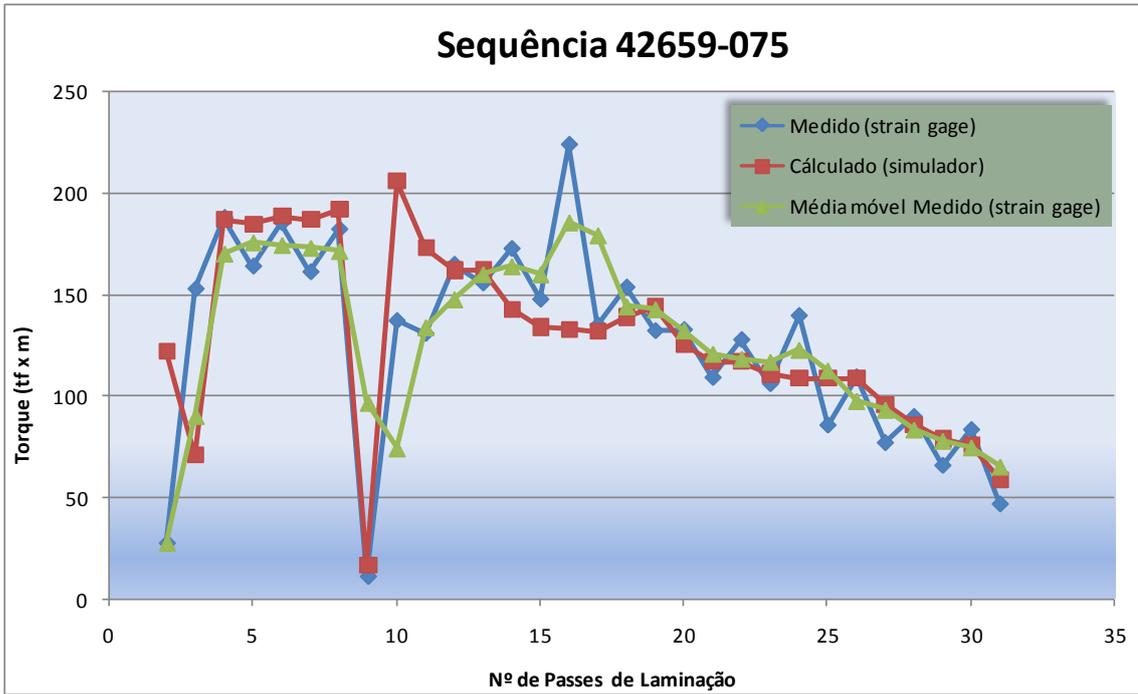


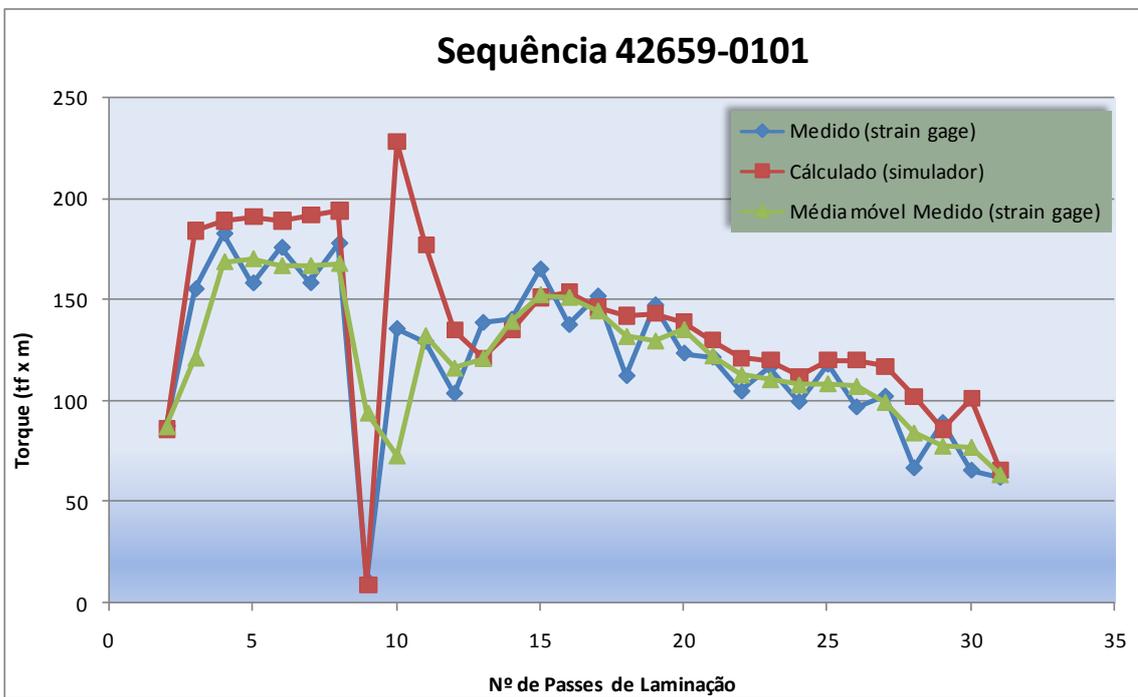
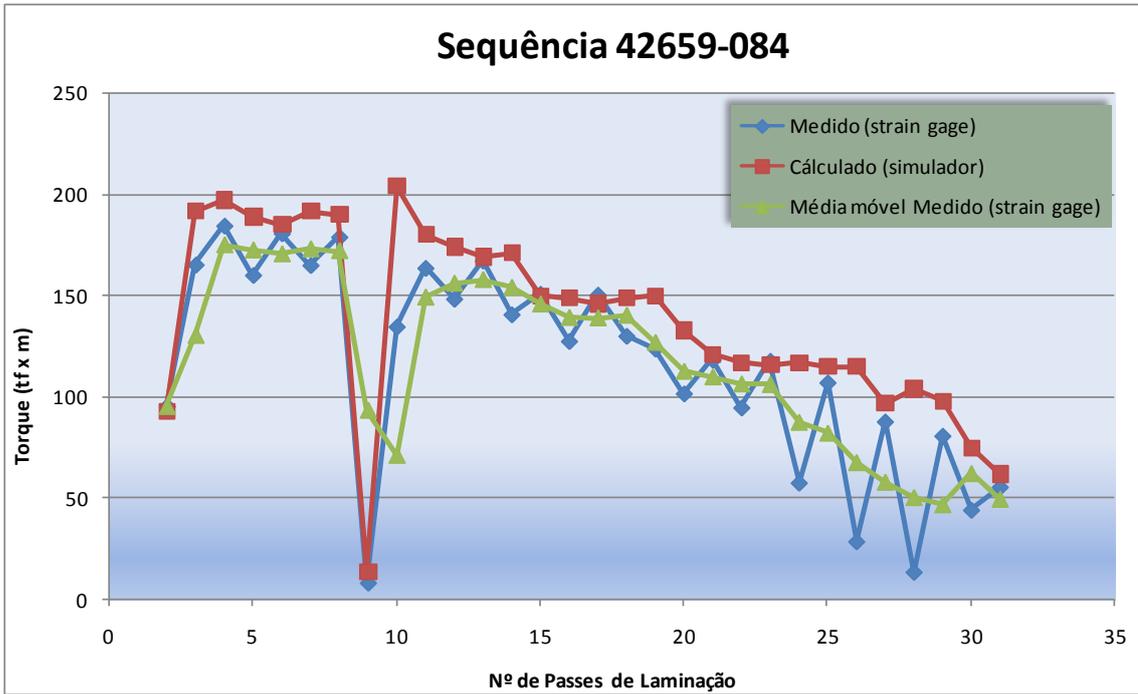


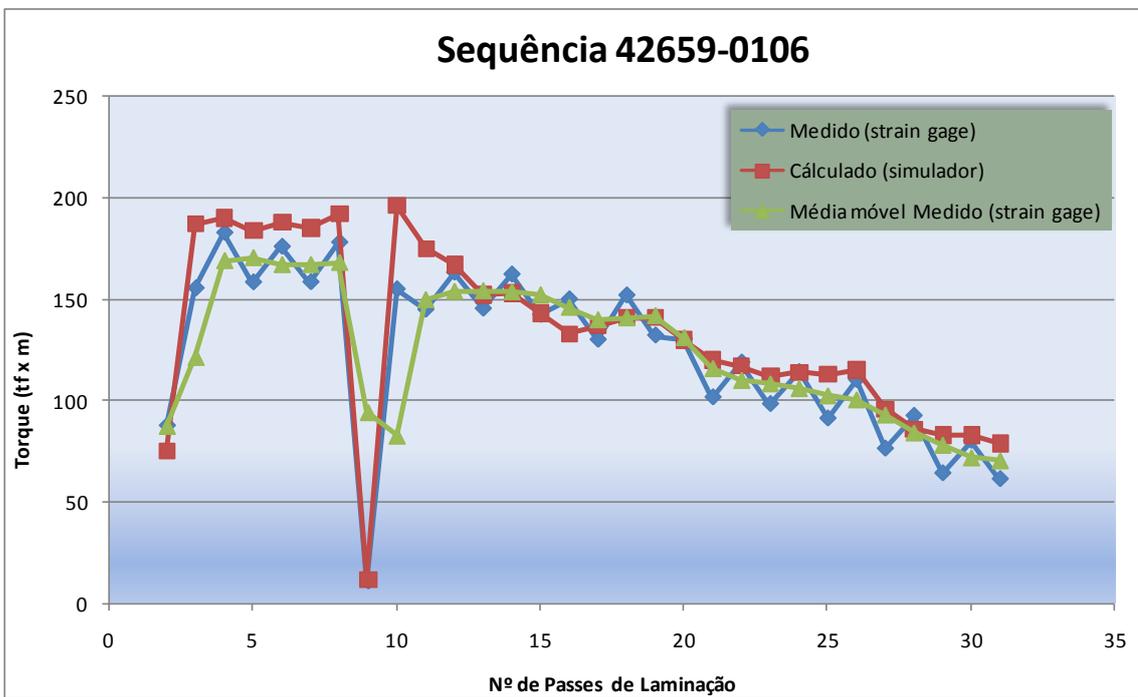
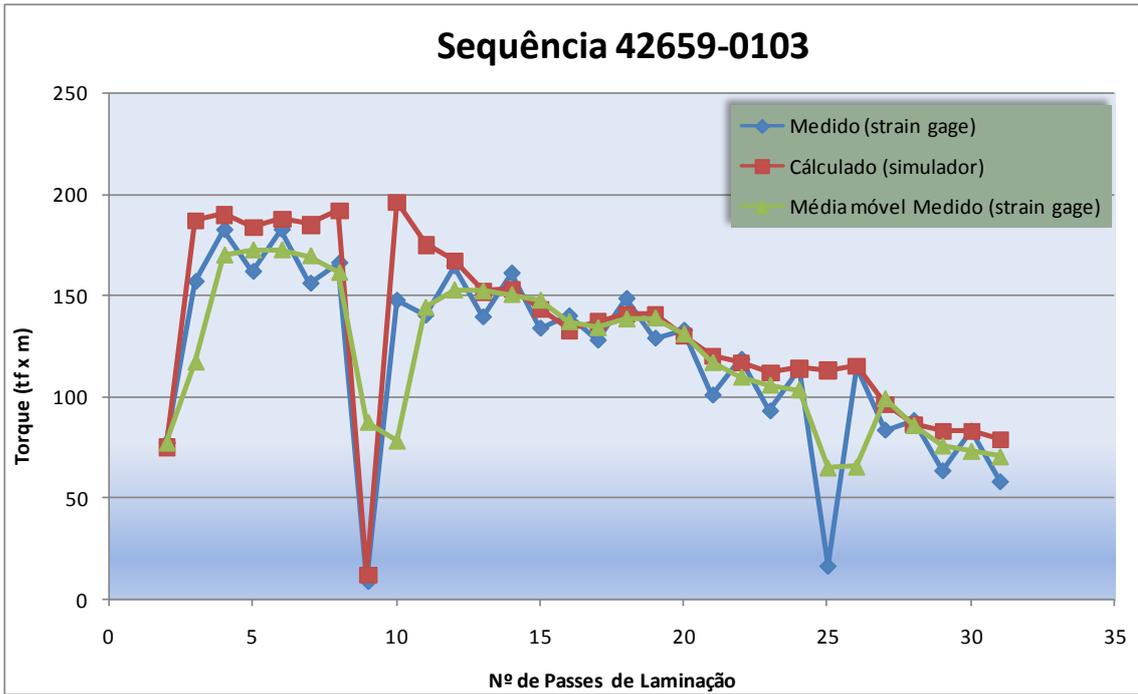












9. REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

1. ARIETA, F.G., et al. Efeito da temperatura final de laminação controlada nas propriedades mecânicas e tenacidade de aços ARBL: alto-Nb e alto-Nb-Ti. CONGRESSO ANUAL DA ABM, 49, 1994, São Paulo 1995. v.8. p.91-103.
2. BARBOSA, R., et al. Fundamentos da Laminação Controlada. Apostila Fundação Christiano Ottoni, 1989.
3. SELLARS, C.M., WHITEMAN, J.A. Recrystallization and grain growth in hot rolling. Metal Science, v.13, n.3/4, p.187-194, Mar./Apr. 1979.
4. LESLIE, W.C., The Physical Metallurgy of Steels. New York, McGraw-Hill Book Co., 1981.
5. SELLARS, C.M., The Physical Metallurgy of Hot Working. In: INTERNATIONAL CONFERENCE ON HOT WORKING AND FORMING PROCESSES. Proceeding Metals Soc., London, p.3-15. 1980.
6. TANAKA, T., TABATA, N., HATOMURA, T., Three Stages of the Controlled-Rolling Process. Microalloying, p.88-99, 1975.
7. TANAKA, T., Science and technology of hot rolling process of steel. INTERNATIONAL CONFERENCE MICROALLOYING. Pittsburgh. Microalloying 95, p.165-181, Warrendale 1995

8. CUDDY, L.J., BAUWIN, J. J, RALEY, J., C et al. Recrystallization of austenite. Metallurgical Transactions, v.11A, n.3, p.381-386, Mar. 1980.
9. CUDDY, L.J., Grain refinement of Nb steels by control of recrystallization during hot rolling. Metallurgical Transactions, v.15A, n.1, p.87-98, Jan. 1984.
10. DEARDO, A.J., New Concepts in the design and processing of high performance steels. HSLA STEELS'95. In: INTERNATIONAL CONFERENCE ON HSLA STEELS, China, p 99-112, 1995
11. BORATTO, F., et al. Efeito da composição química nas temperaturas críticas para laminação controlada de aços microligados. CONGRESSO ANUAL DA ABM, 43, 1988, v.4. p.183-196, Belo Horizonte 1988.
12. MACCAGNO, T.M., et al. Determination of recrystallization stop temperature from rolling mill logs and comparison with laboratory simulation results. ISIJ INTERNATIONAL, Vol. 34, 1994, No 11, p. 917-922.
13. TANAKA, T., Controlled rolling of steel plate and strip. International Metal Reviews,26(4):185-212, Apr.1981
14. DEARDO, A.J., The physical metallurgy of thermomechanical processing of microalloyed steels. In: INTERNATIONAL CONFERENCE THERMOMECHANICAL, p 13-29, 1997.

15. CETLIN, P. R., HELMAN, H. Fundamentos da conformação. Mecânica dos metais. 2 ed. Belo Horizonte-MG. Editora Artliber, 2005.
16. GIACOMIN, C. N., SANTOS, A. A., SOUZA, A. L. – Uso de Simuladores Computacionais como Ferramenta de Análise de Processo na Laminação a Quente da Usiminas - IX Seminário de Automação de Processos; Vitória, ES, 01 a 03 de outubro de 2008.
17. SANTOS, A. A., SCHIAVO, C. P., GIACOMIN, C. N. - Aplicativo de Simulação do Processo de Reaquecimento de Placas em Fornos de Viga Móvel - 44º SEMINÁRIO DE LAMINAÇÃO, PROCESSOS E PRODUTOS LAMINADOS E REVESTIDOS DA ABM, 10., 2007, Campos de Jordão. São Paulo: ABM, 2005. 1 CD.
18. SIMS, R.B. – Calculation of Roll Force and Torque in Hot Rolling Mills – Pproc. Instn. Mech. Engrs., 1954, 168, 191-219.
19. SAITO, Y – Analysis of “Peening Effect” on Mean Roll Pressure Torque – Journal of the Japan Society for Tech. and Plast. Vol. 11 nº 117, 1970.
20. DINIZ, G. G, Goncalves, M. M. F - Modelo para Controle de Torque na Árvore de Transmissão do Laminador de Chapas Grossas - Contribuição Técnica ao VI Seminário de Automação de Processos da ABM; Curitiba, PR, outubro de 2005.
21. PERES, L. O. R. - Efeito de concentração de tensão na vida em fadiga de aço utilizado em spindle de laminador de chapas grossas - Contribuição Técnica ao VI Seminário de Automação de Processos da ABM; Curitiba, PR, Maio de 2006.