



UNIVERSIDADE FEDERAL DE PERNAMBUCO
CURSO DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA MECÂNICA

**ANÁLISE NUMÉRICA DO PROCESSO DE
TRANSFERÊNCIA DE CALOR EM CILINDROS DE
LAMINAÇÃO: UM ESTUDO PARAMÉTRICO**

JOSÉ CLAUDINO DE LIRA JÚNIOR

Orientador: Jorge Recarte Henriquez Guerrero
Co-orientador: José Carlos Charamba Dutra

TESE SUBMETIDA À UNIVERSIDADE FEDERAL DE PERNAMBUCO PARA
OBTENÇÃO DO GRAU DE:

Doutor em Engenharia Mecânica na Área de Energia.

RECIFE, JULHO DE 2012.

Catálogo na fonte
Bibliotecária Margareth Malta, CRB-4 / 1198

L768a Lira Júnior, José Claudino de.
Análise numérica do processo de transferência de calor em cilindros de laminação: um estudo paramétrico / José Claudino de Lira Júnior. - Recife: O Autor, 2012.
xvii, 180 folhas, il., gráfs., tabs.

Orientador: Prof. Dr. Jorge Recarte Henríquez Guerrero.
Co-Orientador: Prof. Dr. José Carlos Charamba Dutra.
Tese (Doutorado) – Universidade Federal de Pernambuco. CTG.
Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica, 2012.
Inclui Referências Bibliográficas e anexos.

1. Engenharia Mecânica. 2. Laminação de rolos. 3. Simulação numérica. 4. Transferência de calor. I. Guerrero, Jorge Recarte Henriquez. (Orientador). II. Dutra, José Carlos Charamba. (Co-Orientador). III. Título.

UFPE

621 CDD (22. ed.)

BCTG/2012-272

**ANÁLISE NUMÉRICA DO PROCESSO DE TRANSFERÊNCIA DE CALOR
EM CILINDROS DE LAMINAÇÃO: UM ESTUDO PARAMÉTRICO**

JOSÉ CLAUDINO DE LIRA JÚNIOR

**ÁREA DE CONCENTRAÇÃO: ENERGIA
APROVADA EM SUA FORMA FINAL PELO CURSO DE PÓS-GRADUAÇÃO
EM ENGENHARIA MECÂNICA/CTG/UFPE.**

Prof. Dr. Jorge R. Henriquez Guerrero (Coordenador do Curso)

Aprovado pela banca examinadora em 20 de julho de 2011

Prof. Dr. Jorge R. Henriquez Guerrero (Orientador-UFPE)

Prof. Dr. José Carlos Charamba Dutra (Co-orientador-UFPE)

Prof. Dr. Severino Leopoldino Urtiga Filho (Examinador Interno-UFPE)

Prof. Dra. Rita de Cassia Fernandes de Lima (Examinador Interno-UFPE)

Prof. Dr. Fernando Roberto de Andrade Lima (Examinador Externo-CNEN)

Prof. Dr. João Batista Carlos Campo (Examinador Externo - UNESP)

DEDICATÓRIA

A Francisca Lira

AGRADECIMENTOS

A minha esposa Francisca Lira, a meus filhos Jéssica Lira e Mateus Lira pelo incentivo, dedicação e paciência. A minha família em especial a meus irmãos Antônio Lira, Cláudia Lira, e Goretti Lira, pelo carinho e incentivo. Ao meu amigo de sempre Mário Lira, pelo apoio e parceria na nossa luta diária. Aos meus orientadores Jorge Henriquez e José Carlos Charamba pelos ensinamentos, dedicação e principalmente pela amizade. Aos professores do GET Ana Rosa, Flávio e em especial para Rita Lima por ter me encorajado no momento a ingressar como aluno deste programa. Aos professores e funcionários do DEMEC/UFPE Severino Urtiga, Carlson Verçosa, Laurênio Accioly, Maurílio Santos e a Luana Melo pela orientação nas questões administrativas. Ao Professor e amigo Fernando Lima do CNEN pelo incentivo, amizade e orientação. Aos amigos de estudo Alvaro Ochoa, Jacek, José Junio, Marcus Araujo e Ronaldo Campos. À todos da FBV em especial aos professores Ary Júnior, Lucian Bejan, Jean Carlo e Clélio Guimarães e Luiz Patrício. A todos da Vórtice Engenharia e em especial a Camila Ferreira, Eduardo Dubeux, Clodoaldo Almeida e a Mayse Cintia pela valiosa ajuda na elaboração dos desenhos. À Gerdau Açonorte nas pessoas de Francico Coelho, Sergio Ramos, Marcos Abrahão, Anisio Braga e em especial a Ivan Cesar que apoiou a realização deste trabalho. Ao companheiro Heinz Damm da Spitze pelas preciosas informações fornecidas no início da pesquisa. A KSB bombas na pessoa dos Senhores Eric e Ivens pelo apoio no início do projeto e Vórtice Engenharia pelo apoio financeiro.

RESUMO

No processo de laminação de aço, os cilindros que conformam o material sofrem desgastes constantes, devido ao aquecimento contínuo provocado pelas barras em processamento. Esse desgaste interfere na vida útil do cilindro. Para manter o cilindro em operação são feitos câmbios para reposicionar o ponto de passagem da barra, porém, esta operação leva à parada total do laminador causando perdas financeiras para a produção. Este trabalho tem como objetivo apresentar um modelo computacional para simular o comportamento térmico dos cilindros de laminação. O modelo foi elaborado utilizando o método dos volumes finitos para um sistema bidimensional, transiente e móvel. O modelo calcula a distribuição de temperatura superficial do cilindro em diversas condições de serviço. Os resultados apresentados auxiliaram na validação do modelo e realização de estudos paramétricos a fim de investigar a influência das variáveis na temperatura circunferencial do cilindro.

Palavras-chave: *Laminação de rolos, Simulação Numérica, Transferência de Calor.*

ABSTRACT

In the process of rolling steel cylinders make up the material suffer constant wastage, due to heating caused by the bars still in process, this wastage interferes in the useful life of the cylinder. To keep the cylinder in exchange operation is made to reposition the crossing point of the bar, but, this operation leads to a complete stop of the mill causing financial loss to production. This study aims to present a computational model to simulate the thermal performance of rolling mill rolls. The model was developed using the finite volume method for a two-dimensional system, transient and mobile. The model estimates the distribution of surface temperature of the cylinder in various conditions of service. The results presented aided validation of the model and parametric studies to investigate the influence of variables in the circumferential temperature of the cylinder.

Keywords: *Roller mill, Numeric Simulation, Heat Transfer*

SUMÁRIO

DEDICATÓRIA	iii
AGRADECIMENTOS	iv
RESUMO	v
ABSTRACT	vi
SUMÁRIO	vii
SIMBOLOS	x
FIGURAS	xi
TABELAS	Xvi
1. CAPITULO 1 – INTRODUÇÃO	1
<i>1.1 Estudo de cilindros de laminação</i>	<i>1</i>
<i>1.2 Lingotamento contínuo</i>	<i>3</i>
<i>1.3 Alimentação do forno de aquecimento</i>	<i>3</i>
<i>1.4 Forno de reaquecimento</i>	<i>4</i>
<i>1.5 Processos de laminação de aço</i>	<i>5</i>
<i>1.6 Cilindros de laminação</i>	<i>9</i>
<i>1.7 Simulação do problema físico</i>	<i>11</i>
<i>1.8 Descrição do problema físico</i>	<i>12</i>
<i>1.9 Estrutura da tese</i>	<i>13</i>
2. CAPITULO 2 - REVISÃO BIBLIOGRÁFICA	14
3. CAPITULO 3 - MODELO NUMÉRICO	54
<i>3.1 Introdução</i>	<i>54</i>
<i>3.2 Descrição do problema físico</i>	<i>54</i>
<i>3.3 Modelagem matemática do problema físico</i>	<i>55</i>

3.4 Coeficientes convectivos	57
<i>a. Convecção natural em cilindros</i>	58
<i>b. Convecção forçada em cilindros aquecidos</i>	59
3.5 Contato entre o cilindro e a barra em processamento	60
3.6 Modelagem numérica	63
3.6.1 Termo I	63
3.6.2 Termo II	64
3.6.3 Termo III	64
3.7 Interpolação no tempo	65
3.7.1 Formulação Explícita ($\beta=0$)	66
3.7.2 Formulação Implícita ($\beta=1$)	66
3.7.3 Crank-Nicolson	67
3.8 Tratamento das condições de contorno	69
3.8.1 Volumes centrais	69
3.8.2 Superfície do cilindro	71
3.9 Resumo da montagem do sistema equações	75
4. CALIBRAÇÃO E AJUSTE DO MODELO	77
4.1 Introdução	77
4.2 Desenvolvimento do modelo	77
4.3 Variáveis do sistema	78
4.4 Calibração da malha física	80
4.5 Teste para calibração da simetria	86
4.6 Solução do caso base padrão	89
4.7 Dados utilizados e considerações adotadas para simulação	90
4.8 Resultado das simulações dos valores de h	90
4.9 Comparação dos coeficientes de resfriamento	91
4.10 Curva Padrão	93

<i>4.11 Validação</i>	<i>94</i>
<i>4.12 Conclusões</i>	<i>98</i>
5. ESTUDOS DE CASO	99
<i>5.1 Introdução</i>	<i>99</i>
<i>5.2 Estudos realizados</i>	<i>100</i>
<i>5.3 Variação radial da temperatura na superfície do cilindro</i>	<i>100</i>
<i>5.4 Estudo I - Temperatura da água</i>	<i>102</i>
<i>5.5 Estudo II - Vazão de Água</i>	<i>106</i>
<i>5.6 Estudo III - Cobertura de refrigeração</i>	<i>109</i>
<i>5.7 Estudo IV - Intervalo de tempo entre barras</i>	<i>114</i>
<i>5.8 Estudo V - Temperatura da barra</i>	<i>119</i>
<i>5.9 Estudo VI - Variação do diâmetro do cilindro de laminação</i>	<i>124</i>
<i>5.10 Estudo VII Bloqueio de refrigeração no intervalo de Barras</i>	<i>128</i>
<i>5.11 Conclusões</i>	<i>131</i>
6. CONCLUSÕES E TRABALHOS FUTUROS	132
<i>6.1 Conclusões</i>	<i>132</i>
<i>6.2 Trabalhos futuros e sugestões de melhoria no processo</i>	<i>133</i>
7. REFERÊNCIAS	134
8. ANEXOS	138

SÍMBOLOS

Simbolos	Denominação	Unidade (SI)
c_p	Calor específico	J/kg°C
G	Aceleração da gravidade	m/s ²
X	Largura do jato	m
u_{barra}	Velocidade da barra	m/s
L_{jet}	Comprimento do jato	m
h_i	Dimensão inicial da barra	m
h_f	Dimensão final da barra	m
h_{jato}	Coefficiente de transferência de calor por convecção por jato	W/m ² °C
h_{com}	Coefficiente de transferência de calor combinado (convecção natural e radiação)	W/m ² °C
K	Condutividade térmica	W/m °C
Q	Taxa de transferência por unidade de tempo	W
q_{barra}	Energia fornecida pela barra	W/m ²
q_{jato}	Energia retirada pelo jato de água	W/m ²
q_{ar}	Energia retirada pelo ar	W/m ²
T	Temperatura	°C
T	Tempo	s
A	Área	m ²
R	Raio externo do cilindro	m
R	Raio do cilindro	m
R_c	Resistência de contato	K/W
β	Calor específico	J/kg°C
ε	Emissividade	
ν	Viscosidade Cinemática	m/s ²
ρ	Massa específica	kg/m ³
g	Aceleração da gravidade	m/s ²

FIGURAS

Figura 1.1	Dados da indústria siderúrgica nos últimos anos	02
Figura 1.2	Laminador de barras (www.gerdau.com.br)	02
Figura 1.3	Lingotamento contínuo (www.gerdau.com.br e Revista ABM)	03
Figura 1.4	Forno tipo walking-beam	04
Figura 1.5	Vista interna do forno tipo pusher	04
Figura 1.6	Empurrador do forno	05
Figura 1.7	Processo de laminação Rizzo (2007)	06
Figura 1.8	Laminador exposto no Museo Nazionale Della Scienza e Della Tecnologia Leonardo da Vinci (Continuous Casting and Rolling- Colata continua in conchiglia chiusa e laminazione diretta)	06
Figura 1.9	Cilindro com canais Rizzo (2007)	07
Figura 1.10	Representação da gaiola trio Rizzo (2007)	07
Figura 1.11	Laminador Vertical e horizontal Rizzo (2007)	08
Figura 1.12	Laminador de barras (www.gerdau.com.br)	08
Figura 1.13	Ciclo térmico dos cilindros Rizzo (2007)	09
Figura 1.14	Banding - Rugosidade na parede cilindro Rizzo (2007)	10
Figura 1.15	Remoção de óxido na camada superficial do cilindro Rizzo (2007)	10
Figura 1.16	Trincas causadas por falta de refrigeração Rizzo (2007)	11
Figura 1.17	Gaiola de laminação (www.Danielicorp.com)	11
Figura 1.18	Condições de contorno na superfície do cilindro	12
Figura 2.1	Varição do fluxo de calor em função do fluxo de água adaptado de MORGAN et al (1965)	15
Figura 2.2	Representação da bancada experimental adaptado de Hatta et al (1989)	16
Figura 2.3	Perfil de temperatura do material considerando o resfriamento na zona úmida e zona seca adaptado de Hatta et al (1989)	17
Figura 2.4	Bancada experimental para estudos de jatos de água Adaptado de CHOI et al. (2001)	18
Figura 2.5	Valor do coeficiente de convecção em função da variação de pressão do spray Adaptado de CHOI et al. (2001)	19
Figura 2.6	Distribuição da temperatura superficial durante a passagem do material Adaptado de STEVENS et al (1971)	20
Figura 2.7	Temperatura do cilindro em função do tempo em vários níveis de profundidade Adaptado de STEVENS et al (1971)	21
Figura 2.8	Distribuidor de água desenvolvido na pesquisa Adaptado de Stevens et al (1971)	22
Figura 2.9	Distribuição de temperatura circunferencial do cilindro considerando várias profundidades adaptado de DONALD et al (1981)	23
Figura 2.10	Varição de temperatura final com base no tempo de ciclo Adaptado de DONALD et al (1981)	24
Figura 2.11	Condições de contorno do cilindro de laminação de chapas Adaptado de PEREZ et al (2004)	24
Figura 2.12	Perfil de temperatura do cilindro de laminação Adaptado de PEREZ et al (2004)	25
Figura 2.13	Comportamento harmônico do aquecimento Adaptado de PEREZ et al (2004)	25
Figura 2.14	Contato do spray com a superfície adaptado de Ishida et al (1989)	26

Figura 2.15	Fluxograma do sistema de resfriamento adaptado de Bintoro et al (2005)	27
Figura 2.16	Relação entre temperatura, fluxo de energia e da vazão de água de refrigeração Adaptado de Bintoro et al (2005)	27
Figura 2.17	Relação entre número de Reynolds, coeficiente de convecção adaptado de Bintoro et al (2005)	28
Figura 2.18	Relação entre número de Reynolds, número Nusselt Adaptado de Bintoro et al (2005)	28
Figura 2.19	Condições de contorno aplicadas na superfície do cilindro no coolflex Adaptado de GINZBURG et al (1997)	29
Figura 2.20	Temperatura da superfície de cilindro e evolução da temperatura média Adaptado de GINZBURG et al (1997)	30
Figura 2.21	Perfil de temperatura circunferencial do cilindro adaptado de DEVADAS et al (1986)	31
Figura 2.22	Perfil de temperatura circunferencial do cilindro em diversos níveis de profundidade Adaptado de DEVADAS et al (1986)	32
Figura 2.23	Diagrama de laminação de barras com caixas de refrigeração Adaptado de MORALES et al (1989)	33
Figura 2.24	Efeitos do fluxo de água no resfriamento das peças Adaptado de MORALES et al (1989)	34
Figura 2.25	Perfil de canal do cilindro de laminação Adaptado de LEE et al (2001)	35
Figura 2.26	Fluxograma da análise integral desenvolvida, Adaptado LIU et al (2002)	37
Figura 2.27	Representação gráfica do conjunto de deformação	38
Figura 2.28	Perfil de resfriamento da peça	38
Figura 2.29	Variação da temperatura em função do coeficiente de convecção e da velocidade de rotação do cilindro	39
Figura 2.30	Perfil de temperatura transversal da barra Adaptado de SUN et al (2002)	40
Figura 2.31	Comportamento do coeficiente de transferência de calor na região circunferencial do cilindro adaptado de WANG et al (1996)	40
Figura 2.32	Perfil de temperatura circunferencial do cilindro adaptado de WANG et al (1996)	41
Figura 2.33	Representação das condições de contorno do cilindro de laminação adaptado de SABOONCHI et al (2004)	42
Figura 2.34	Variação de temperatura em diferentes níveis com a velocidade constante	42
Figura 2.35	Representação gráfica das condições de contorno do processo adaptado de WU(2006)	43
Figura 2.36	Simulação numérica e experimental da variação de temperatura da barra Adaptado de WU (2006)	43
Figura 2.37	Capacidade de resfriamento em função da abertura do jato	44
Figura 2.38	Capacidade de resfriamento em função do afastamento do spray	44
Figura 2.39	Capacidade de resfriamento em função da pressão do spray	45
Figura 2.40	Variação do fluxo de calor em função da vazão Adaptado de RANDENSKY et al (2007)	45
Figura 2.41	Comparativo do resfriamento por sprays ou rasgos	46
Figura 2.42	Geometria e coordenadas do sistema adaptado de CHEN YANG (2010)	46

Figura 2.43	Perfil de temperatura transversal do cilindro	47
Figura 2.44	Perfil de temperatura circunferencial adaptado de LIN et al (1995)	47
Figura 2.45	Coefficiente típico de transferência de calor Adaptado de ATTACK et al (1996)	48
Figura 2.46	Bancada experimental adaptado de FUJIMOTO et al (1997)	49
Figura 2.47	Efeito leidenfrost (www.vidauniversitaria.com.br)	50
Figura 2.48	Forma da curva de ebulição no resfriamento por jatos Adaptado de GARDECK et al (2011)	50
Figura 2.49	Forma de curva de resfriamento com a superfície em movimento Adaptado de GARDECK et al (2011)	51
Figura 2.50	Esquema da bancada experimental adaptada de SU et al (2007)	51
Figura 3.1	Representação gráfica do processo de laminação	54
Figura 3.2	Orientação das coordenadas cilíndricas adaptadas de Maliska 2004	55
Figura 3.3	Condições de contorno aplicadas ao cilindro	57
Figura 3.4	Guia de Laminação em perfil com o cilindro	59
Figura 3.5	Distribuidor de água sobre a guia	60
Figura 3.6	Relações Geométricas na laminação de planos adaptado de Cetlin (2010)	61
Figura 3.7	Condição de contorno entre a barra e o cilindro de laminação	62
Figura 3.8	Formas de interpolação no tempo adaptado MALISKA (2004)	66
Figura 3.9	Representação da interpolação explícita adaptado de Maliska (2005)	66
Figura 3.10	Representação da interpolação implícita adaptado de Maliska (2005)	67
Figura 3.11	Interpolação pelo método de Crank-Nicolson adaptado de Maliska adaptado de MALISKA (2004)	67
Figura 3.12	Solução adotada para interpolação no tempo	68
Figura 3.13	Condições de contorno no centro do cilindro	69
Figura 3.14	Condição de contorno na fronteira	71
Figura 3.15	Associação de resistência na fronteira do cilindro	72
Figura 4.1	Temperatura superficial do cilindro	77
Figura 4.2	Representação gráfica das condições de contorno	77
Figura 4.3	Calibração da malha física com 16 volumes circunferenciais e os volumes radiais variando de 10 a 60 elementos	81
Figura 4.4	Calibração da malha física com 32 volumes circunferenciais e os volumes radiais variando de 10 a 60 elementos	82
Figura 4.5	Calibração da malha física com 32 volumes circunferenciais e os volumes radiais variando de 10 a 60 elementos	83
Figura 4.6	Variação do erro na calibração da malha física com 50 volumes radiais	84
Figura 4.7	Temperatura radial do cilindro em função do número de volumes circunferenciais	85
Figura 4.8	Análise da malha temporal	86
Figura 4.9	Representação gráfica da simetria do modelo	87
Figura 4.10	Teste de simetria considerando condições de contorno distintas tempo de 60s	87
Figura 4.11	Teste de simetria considerando condições de contorno distintas tempo 300s	88
Figura 4.12	Temperatura circunferencial do cilindro variando em função da velocidade	89
Figura 4.13	Distribuição da malha no interior do cilindro	89
Figura 4.14	Comparativo das correlações de resfriamento	91
Figura 4.15	Temperatura superficial com o coeficiente h_6	93

Figura 4.16	Temperatura dos volutes radiais considerando a passagem de várias barras até atingir o regime permanente na operação	93
Figura 4.17	Termografia da superfície do cilindro	94
Figura 4.18	Dados extraídos da termografia para validação	94
Figura 4.19	Representação da posição das temperaturas extraídas da termografia	95
Figura 4.20	Projeção da temperatura simulada na região similar a da termografia para comparativo de dados	95
Figura 4.21	Curva qualitativa da temperatura circumferencial	96
Figura 4.22	Perfil de temperatura radial do cilindro	97
Figura 4.23	Perfil de temperatura circumferencial durante a passagem de várias barras	97
Figura 5.1	Representação gráfica do sistema	101
Figura 5.2	Aspectos superficiais de uma fratura em cilindro de desbaste iniciada por trinca térmica (região obscurecida indicada pelas setas). Figura adaptada do trabalho de Dialetachi 1978	101
Figura 5.3	Dureza superficial do cilindro a partir da superfície. (Rizzo 2007)	102
Figura 5.4	Temperatura circumferencial do cilindro em vários níveis de temperatura da água.	103
Figura 5.5	Temperatura circumferencial Variando em função da profundidade	104
Figura 5.6	Temperatura transversal do cilindro após a conformação de 55 barras limite do regime transiente	104
Figura 5.7	Diferença de temperatura circumferencial do cilindro considerando o comparativo na profundidade radial de 1,9 e 5,8mm	107
Figura 5.8	Perfil circumferencial de temperatura na superficial do cilindro para diferentes vazões de água de refrigeração	108
Figura 5.9	Variação de temperatura no sentido radial do cilindro	108
Figura 5.10	Perfil de temperatura circumferencial considerando a variação de vazão e da profundidade radial do cilindro	110
Figura 5.11	Temperatura circumferencial do cilindro considerando a variação da área de cobertura do cilindro	111
Figura 5.12	Evolução do perfil de temperatura circumferencial durante a passagem de 55 barras	111
Figura 5.13	Temperatura radial do cilindro variando em função da área de cobertura da refrigeração	112
Figura 5.14	Perfil de temperatura circumferencial do cilindro variando em função a área de cobertura de refrigeração e da profundidade radial do cilindro	113
Figura 5.15	Temperatura circumferencial na profundidade radial de 5,8mm e varias áreas de cobertura	114
Figura 5.16	Variação da temperatura circumferencial do cilindro de laminação em função do tempo livre entre barras durante o processamento de 55 barras	115
Figura 5.17	Perfil de temperatura circumferencial do cilindro com intervalos livres entre barras de 0, 5, 10 e 15 segundos	116
Figura 5.18	Variação de temperatura circumferencial do cilindro em função do tempo livre entre barras durante o processo de laminação	117
Figura 5.19	Variação de temperatura circumferencial do cilindro a 5,8mm da superfície	118
Figura 5.20	Temperatura circumferencial do cilindro considerando a variação de profundidade da superfície do cilindro e o intervalo livre entre barras	119

Figura 5.21	Relação entre a temperatura das barras e o consumo de energia no laminador	120
Figura 5.22	Variação de temperatura da barra durante o processo de laminação na passagem das barras no laminador	121
Figura 5.23	Variação de temperatura circunferencial considerando a variação de temperatura da barra	122
Figura 5.24	Temperatura circunferencial do cilindro na profundidade de 5,8mm	123
Figura 5.25	Perfil de temperatura circunferencial na profundidade de 5,8mm e 1,9mm relacionado com a temperatura superficial da barra	124
Figura 5.26	Malha fina de trincas térmicas não orientadas, na superfície do cilindro de aço ligado, temperado de forma diferente (figura a de Dialetachi 1978)	125
Figura 5.27	Temperatura circunferencial considerando a variação do diâmetro do cilindro	126
Figura 5.28	Temperatura radial variando em função do diâmetro do cilindro na região de maior temperatura circunferencial	127
Figura 5.29	Perfil de temperatura circunferencial do cilindro considerando a variação de diâmetro e variação de profundidade do cilindro	128
Figura 5.30	Temperatura circunferencial do cilindro considerando o regime permanente com bloqueio de água no intervalo entre barras	129
Figura 5.31	Temperatura radial do cilindro considerando o regime permanente com bloqueio de água no intervalo entre barras	130

TABELAS

Tabela 2.1	Dados gerais dos laminadores adaptado de DONALD (1981)	23
Tabela 2.2	Tipos de trabalhos com modelos térmicos e sistema de refrigeração adaptado de GINZBURG et al (1997)	29
Tabela 2.3	Correlações para o cálculo dos valores de h adaptado de MORALES et al (1989)	34
Tabela 2.4	Comparativo dos métodos utilizados para um cilindro com raio máximo de 155 mm e uma barra de 60mm Adaptado de LEE et al (2001)	36
Tabela 2.5	Comparativo dos métodos utilizados para um cilindro com raio máximo de 155 mm e uma barra de 66mm Adaptado de LEE et al (2001)	36
Tabela 4.1	Dados de temperatura utilizada na simulação do sistema	78
Tabela 4.2	Dados do cilindro e da barra utilizado para calibração	79
Tabela 4.3	Propriedades dos fluidos envolvidos na simulação	79
Tabela 4.4	Calibração da malha física radial, considerando 16 volumes circunferências e volumes radiais variando de 10 a 60	80
Tabela 4.5	Calibração da malha física radial, considerando 32 volumes circunferências e volumes radiais variando de 10 a 60	81
Tabela 4.6	Calibração da malha física radial, considerando 64 volumes circunferências e volumes radiais variando de 10 a 60	82
Tabela 4.7	Calibração do número de volumes circunferenciais Considerando 50 volumes radiais	84
Tabela 4.8	Variação da temperatura em função da variação de Δt	86
Tabela 4.9	Temperatura do cilindro em várias velocidades	89
Tabela 4.10	Dados das correlações utilizadas para o comparativo de valores	92
Tabela 4.11	Comparativo dos dados para validação do programa	96
Tabela 5.1	Dados utilizados nos estudos de caso	99
Tabela 5.2	Estudos Desenvolvidos para análises	100
Tabela 5.3	Dados da simulação e variação de temperatura em relação ao caso base (30°C)	103
Tabela 5.4	Diferença do perfil de temperatura circunferencial Variando em função da profundidade.	104
Tabela 5.5	Valores das diferenças de temperatura das curvas	105
Tabela 5.6	Dados da diferença de temperatura circunferencial do cilindro considerando o comparativo na profundidade radial de 1,9 e 5,8mm	106
Tabela 5.7	Temperatura superficial para diferentes níveis de vazão de água na refrigeração dos cilindros	107
Tabela 5.8	Dados da simulação considerando perfil de temperatura circunferencial Considerando a variação de vazão e da profundidade radial do cilindro	108
Tabela 5.9	Dados do perfil de temperatura circunferencial do cilindro considerando a variação da área de cobertura de refrigeração do cilindro	110
Tabela 5.10	Dados temperatura radial do cilindro variando em função da área de cobertura da refrigeração	112
Tabela 5.11	Dados da temperatura circunferencial do cilindro variando em função da área de cobertura de refrigeração e da profundidade radial do cilindro	113
Tabela 5.12	Temperatura radial do cilindro variando em função do tempo de espera entre barras	115
Tabela 5.13	Variação de temperatura superficial do cilindro relacionada ao tempo	116

	livre entre barras durante o processo de laminação	
Tabela 5.14	Dados variação de temperatura circunferencial do cilindro a 5,8mm da superfície	117
Tabela 5.15	Temperatura circunferencial do cilindro com variação de profundidade da superfície do cilindro e o intervalo livre entre barras	118
Tabela 5.16	Variação de temperatura circunferencial considerando a variação de temperatura da barra	120
Tabela 5.17	Perfil de temperatura radial do cilindro de laminação	121
Tabela 5.18	Dados da temperatura circunferencial do cilindro na profundidade de 5,8mm	122
Tabela 5.19	Dados da temperatura circunferencial na profundidade de 5,8mm e 1,9mm relacionados com a temperatura superficial da barra	123
Tabela 5.20	Dados da variação de temperatura circunferencial do cilindro considerando a variação do diâmetro do cilindro	125
Tabela 5.21	Temperatura transversal do cilindro	126
Tabela 5.22	Dados de temperatura circunferencial do cilindro considerando a variação de diâmetro e variação de profundidade do cilindro	127
Tabela 5.23	Dados da temperatura circunferencial do cilindro considerando o regime permanente com bloqueio de água no intervalo entre barras	128
Tabela 5.24	Dados da temperatura radial do cilindro considerando o regime permanente com bloqueio de água no intervalo entre barras	129
Tabela 5.25	Dados Variação de temperatura circunferencial na profundidade radial de 1,9 e 5,8	130

1 Capítulo 1 – Introdução

1.1 Estudo de cilindros de laminação

Os produtos laminados bastante utilizados na construção civil, principalmente os aços longos, tem uma participação significativa no desenvolvimento econômico do país. Segundo o IAB (Instituto Aço Brasil) os números da indústria siderúrgica brasileira, representam a importância desse setor para economia nacional.

Hoje para manter-se competitivo, o setor siderúrgico brasileiro enfrenta os desafios do mercado internacional, cujo resultado da produção com Qualidade e baixo custo é o principal indicador de eficiência. Portanto, para produzir em larga escala é necessário ter eficácia no processo, isso leva às constantes busca de melhorias na produção.

O principal caminho para atingir estes objetivos é a melhoria contínua das operações e o conhecimento dos fenômenos envolvidos. Esse é o verdadeiro diferencial competitivo no mercado. O estudo do comportamento térmico dos cilindros de laminação representa um grande avanço para a indústria siderúrgica, pois indica uma evolução no controle do comportamento térmico dos laminadores.

Atualmente na operação, o controle da temperatura dos cilindros é feito normalmente de forma empírica levando a paradas constantes da laminação. Os cilindros funcionam como ferramentas na conformação, que devido ao contato com material aquecido, sofrem desgastes contínuos por conta do grande esforço mecânico.

Como os laminadores em sua maioria possuem o arranjo de produção em forma de trem contínuo, a parada de qualquer equipamento para fazer a substituição ou mudança de posicionamento leva à parada total da laminação, impactando em todo conjunto de gaiolas e nos resultados da produção. Estes procedimentos causam perdas indesejadas nos resultados globais do laminador.

O desgaste dos cilindros, normalmente, é causado por fadiga térmica que pode ser mitigada através do sistema de refrigeração, controlando a temperatura superficial do cilindro durante o processamento das barras. A relação entre controle de temperatura e propriedades dos materiais sempre foi um desafio.

O objetivo inicial era produzir material de alta resistência com boa maleabilidade, e o processo de resfriamento dos materiais surgiu como uma alternativa de baixo custo substituindo em alguns casos a adição de ligas. Como esse tipo de controle é de grande complexidade, pois envolve escoamento por jato, troca térmica e processo convectivo com mudança de fase, as pesquisas iniciais ocorreram de forma experimental e foram evoluindo ao longo dos anos.

No processo de laminação, o desafio da pesquisa científica na área de materiais teve grande avanço. Hoje através do resfriamento, na etapa final de laminação, é possível ajustar o limite de escoamento dos materiais a valores considerados ideais para aços longos como barras e fio máquina que são laminados sem ranhuras para fabricação de arames pregos e grampos.

Com o desenvolvimento no controle das propriedades dos materiais a utilização destes materiais passou a acontecer em larga escala e demandar produtos cada vez mais específicos em suas aplicações. A indústria siderúrgica nacional viveu um período de grande crescimento no século passado. Segundo o IAB, a produção brasileira teve sua maior alavancagem na década de 60 na qual a produção do Brasil em 10 anos passou de 788 mil toneladas para 5,5 milhões de toneladas.

Com a retração do mercado na década de 80 a indústria passou a buscar o mercado internacional, consolidando sua participação, como principal exportador

mundial de aço. Hoje, os números da indústria siderúrgica nacional mostram a importância desse segmento para a economia brasileira conforme indicado no quadro da Figura 1.1.

Figura 1.1 Dados do setor Siderúrgico

DADOS DE MERCADO	
Parque produtor de aço:	28 usinas, sendo que 13 integradas (a partir do minério de ferro) e 15 semi-integradas (a partir do processo de ferro gusa com a sucata), administradas por 10 grupos empresariais.
Capacidade instalada:	44,6 milhões de t/ano de aço bruto
Produção Aço Bruto:	32,9 milhões de t
Produtos siderúrgicos:	31,8 milhões de t
Consumo aparente:	26,1 milhões de t
Número de colaboradores:	142.226
Saldo comercial:	US\$ 337 milhões - 1,7% do saldo comercial do país
15º Exportador mundial de aço (exportações diretas)	
7º Maior exportador líquido de aço (exp - imp):	3,1 milhões de t
Exporta para mais de 100 países	
Exportações indiretas (aço contido em bens):	2,7 milhões de t
Consumo per capita de aço no Brasil:	152 quilos de aço bruto/habitante
Principais setores consumidores de aço:	Construção Civil; Automotivo; Bens de capital, Máquinas e Equipamentos (incluindo Agrícolas); Utilidades Domésticas e Comerciais.

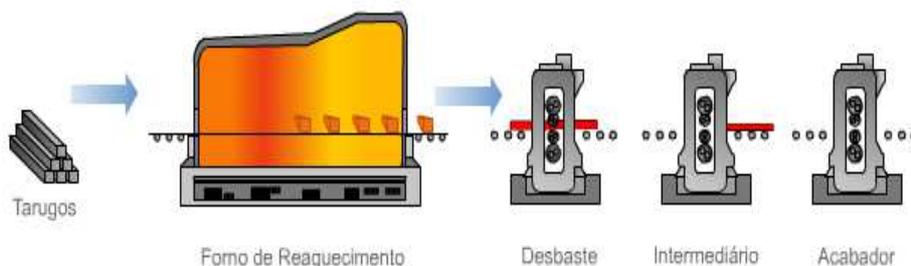
Fonte: IAB (Instituto Aço Brasil)

O avanço na qualidade dos materiais e o impulso na produção passaram a demandar outras necessidades no plano operacional. Desta necessidade, surgiram os estudos para reduzir as paradas dos laminadores e aumentar a vida útil dos cilindros. Sendo assim, os estudos de controle da temperatura superficial dos cilindros ganharam importância para o processo de laminação.

O objetivo deste capítulo é apresentar de forma resumida o processo siderúrgico a partir do lingotamento contínuo até o final da laminação, que vai passando pelo forno de reaquecimento, gaiolas do desbaste, trem médio e acabador. Como mostra a Figura 1.2, e finaliza com a descrição dos cilindros de laminação, e suas principais características.

Destacam-se, nesta abordagem, as características dos cilindros utilizados na conformação dos produtos em processamento. Esta análise vai enfatizar as principais causas de desgaste dos cilindros, os vetores envolvidos na fadiga térmica e na transferência de calor entre a barra e o cilindro, como também, os principais parâmetros envolvidos em uma planta de processamento de aços longos.

Figura 1.2 Laminador de Barras



Fonte: www.gerdau.com.br

As informações extraídas dessas análises vão servir como parâmetro para balizar as informações necessárias à elaboração de um modelo numérico que será capaz de

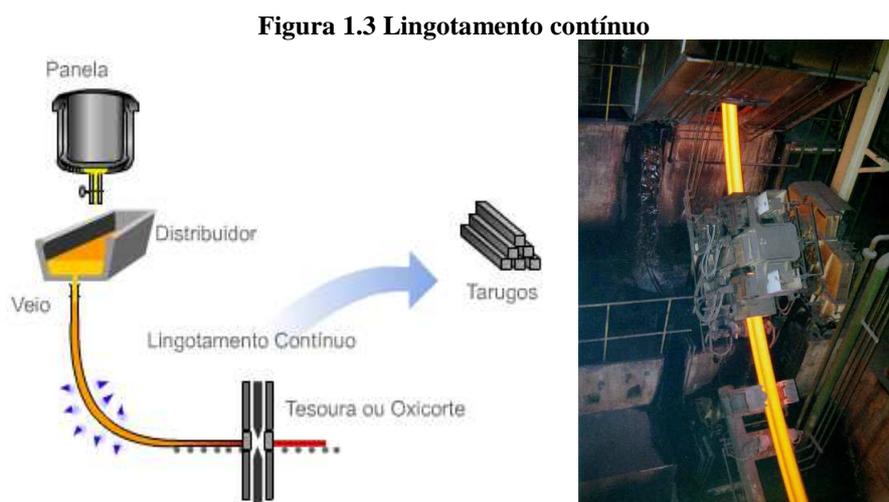
reproduzir o comportamento térmico dos cilindros durante o processo de conformação de material. E de prever de forma detalhada quais as condições de contorno que interferem mais acentuadamente na temperatura superficial dos cilindros.

1.2 Lingotamento contínuo

A primeira etapa do processo siderúrgico após a fusão do aço é a conformação dos tarugos que vão alimentar o laminador. Nessa etapa o material é vazado em um grande distribuidor e deste para a coquilha, que é o equipamento de moldagem contínua. E, esse material em estado pastoso recebe um jato de água para resfriamento e mudança de fase, passando assim ao estado sólido.

O lingotamento contínuo produz tarugos quadrados com dimensões e comprimentos que variam em função da capacidade produtiva do forms de reauecimento e das dimensões dos equipamentos de laminação. Estas especificações estão diretamente relacionadas às características do produto semiacabado que chega a laminação.

A seguir, na Figura 1.3, é apresentado um diagrama esquemático do processo de lingotamento contínuo, em que pode ser verificada a panela de aço líquido alimentando o distribuidor passando pela conformação do material até o corte do tarugo.



Fonte: www.gerdau.com.br e Revista ABM

Após a formação do tarugo, o material é transportado para um pátio, que tem a função de armazenar a produção da aciaria e alimentar a produção do laminador. Nessa área, o material é selecionado em função da especificação do aço a ser produzido no laminador, podendo o tarugo permanecer armazenado ou ser utilizado diretamente no laminador. O pátio tem como principal função controlar a oscilação de produção da aciaria e também garantir o fornecimento de material para o laminador em processo contínuo.

1.3 Alimentação do forno de aquecimento

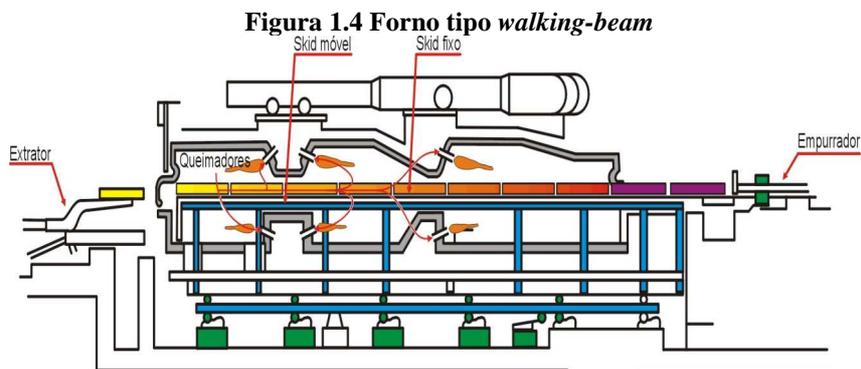
O forno pode ser alimentado através de mesa de rolos ou grelhas. A grelha é um tipo de berço metálico feito de perfis de aço laminado e na sua superfície são montados tubos refrigerados, que possibilitam o carregamento com peças quentes vindas da aciaria sem que ocorra deformação na estrutura metálica.

A vantagem da utilização da grelha é a possibilidade de atuar como um pulmão para absorver variações de ritmo no processo. As grelhas são alimentadas através de lingadas das pontes, um tipo de gancho adaptado para este tipo de transporte, que possibilita o transporte de várias peças por vez, e têm capacidades variáveis em função do projeto e da capacidade do forno.

O tarugo é um produto intermediário do processo siderúrgico. Para laminar o tarugo é necessário reaquecer a temperatura entre 1000°C e 1150°C, adequando às condições plásticas requeridas para conformação do material na produção de barras de aço. No processo de laminação, este incremento de temperatura é feito passando as barras, de forma contínua no forno de reaquecimento de tarugos.

1.4 Forno de reaquecimento

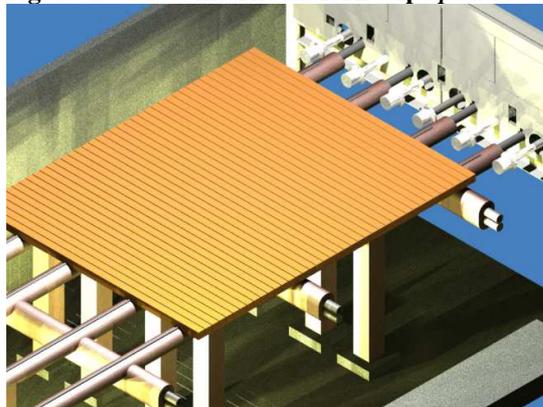
O forno é um equipamento que funciona em regime contínuo, recebendo os tarugos normalmente à temperatura ambiente, alimentados por uma grelha. Existem dois tipos de fornos para processo de laminação o tipo *walking beam* e o tipo *pusher*. No tipo walk-bin as barras caminham dentro do forno em forma de balança, fazendo o deslocamento em passes, dados pela mesa móvel, como mostra a Figura 1.4.



Fonte: Manual de Siderurgia Gerdau

No sistema *pusher*, o material é empurrado por cilindros hidráulicos em que toda carga se desloca no sentido longitudinal do forno, conforme apresentado na Figura 1.5. As barras caminham paralelas no sentido longitudinal do forno, com o deslocamento forçado por um empurrador hidráulico. Esse tipo de deslocamento é de construção mais simples e atende às necessidades para produção de barra.

Figura 1.5 Vista interna do forno tipo *pusher*



Fonte: arquivo do autor

A alimentação do forno ocorre sempre que um tarugo é extraído e cria um espaço para entrada de uma nova peça. Assim toda a carga de aquecimento se desloca dentro do forno. A alimentação ocorre através de uma mesa de rolos lateral que faz a ligação entre a grelha e a porta de entrada. Essa mesa entra no forno até atingir o batente interno e, a partir desse ponto, os cilindros deslocam toda carga pressionando um tarugo contra o outro até a porta de saída conforme apresentado na Figura 1.6.

Figura 1.6 Empurrador do forno



A extração é feita através do empurrador lateral, denominado de *pell bar*, que é uma lança a qual penetra no forno atingindo o tarugo em uma das extremidades, expulsando-o, até sua retirada total sobre a mesa de rolos de saída. A partir desse ponto, os tarugos seguem para as gaiolas de laminação.

O sistema de aquecimento é feito por queimadores radiantes posicionados nas zonas de preaquecimento, aquecimento e encharque. Na zona de preaquecimento, os tarugos recebem energia fornecida pelos gases de combustão e pelos queimadores.

Nesta zona, as peças atingem a temperatura máxima de 700°C. O tempo de permanência nas zonas depende do ritmo de produção do laminador, porém a potência dos queimadores é ajustada para que não ocorra um aquecimento excessivo de material, antes de passar de uma zona para outra.

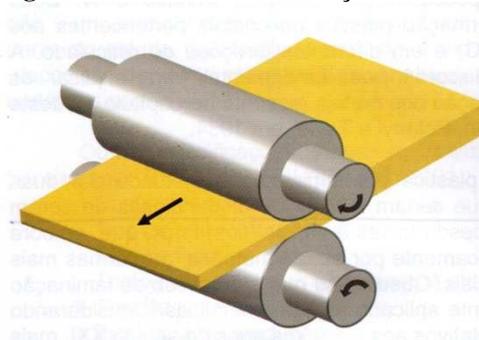
1.5 Processos de laminação de aço

Segundo Rizzo (2007) a conformação mecânica dos metais ocorre por duas razões: a primeira, para obter forma com dimensão precisa na produção em larga escala, e a segunda, se refere às propriedades mecânicas, que podem ser melhoradas através do processo de conformação. Neste caso, o efeito mais importante é o encruamento que é o endurecimento por deformação plástica. Também vale destacar que devido à alta produtividade e o controle dimensional dos produtos, o processo de laminação apresenta uma economia de material muito elevada quando comparados com outros processos, tais como: forjamento, fundição, entre outros, que não apresentam estas características específicas.

O processo de laminação consiste em dar forma ao material metálico fazendo passar o produto semiacabado por entre dois cilindros, com espaçamento, condicionado

ao formato da peça que se pretende fabricar conforme apresentado na Figura 1.7 a seguir:

Figura 1.7 Processo de Laminção



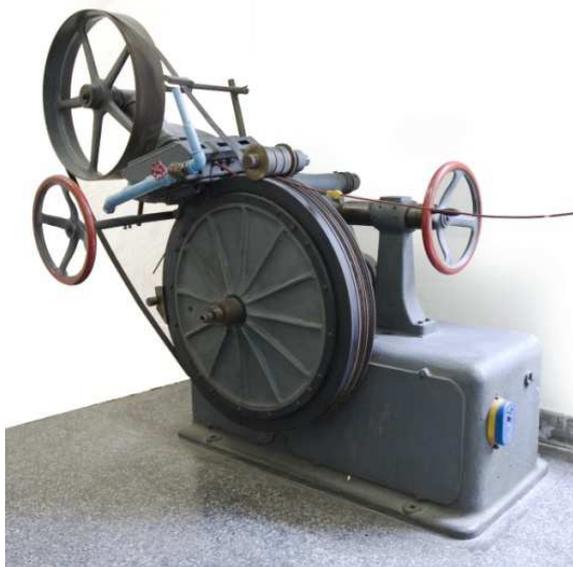
Fonte: Rizzo (2007)

Este método de processamento garante a passagem contínua do material que sofre grande influência dos esforços resultantes da conformação mecânica. Como o custo de implantação dos laminadores é muito elevado, a principal justificativa para implantação de um laminador é a produção em larga escala.

Os primeiros laminadores começaram a ser idealizados na Idade Média a partir dos estudos desenvolvidos por Leonardo da Vinci, que elaborou um esboço do que seria a primeira máquina de conformar metais de forma contínua.

O grande objetivo da época era cunhar moedas a partir de barras metálicas conformada na laminação a frio. Na Figura 1.8 pode ser verificado um pequeno laminador reproduzido a partir do esboço de Leonardo da Vinci. Esta peça representa o início do processo de laminação e está exposta no *Museo Nazionale Della Scienza e Della Tecnologia Leonardo da Vinci*, na Itália.

Figura 1.8 Laminador de Leonardo da Vinci

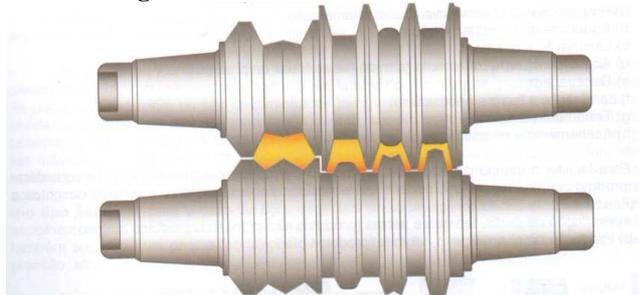


Fonte: Museo Nazionale Della Scienza e Della Tecnologia Leonardo da Vinci
<http://www.museoscienza.org/leonardo/>

No histórico dos laminadores ARAUJO (2005) citou que a primeira referência de laminador a quente surgiu em 1590 em Dartford na Inglaterra e tinha como principal

função dividir barras de ferro. John Payne em 1728 patenteou os cilindros com canais para barras redondas conforme pode ser visto na Figura 1.9.

Figura 1.9 Cilindro de canais

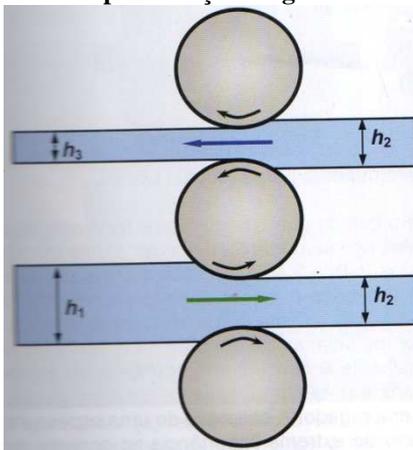


Fonte: Rizzo (2007)

As primeiras cadeiras ou gaiolas de laminação surgiram na Inglaterra em 1817. Em 1826, o inventor Seth Boydem descobriu a moldagem de ferro maleável, obtendo um produto mais resistente, mais trabalhável e também mais barato. Após quatro anos, anunciou a produção da primeira peça de ferro maleável e, na mesma época em 1830, também anunciou a criação do processo de laminação de aço conforme publicado em Natio's Business (1926).

Em 1848 Zorés, na França, desenvolveu as primeiras vigas. Em 1855 Jonh Fritz na Pensilvânia começou a utilização de um laminador com três cilindros denominado laminador trio, que foi utilizado para produção de trilhos e perfis, como pode ser visto na Figura 1.10.

Figura 1.10 Representação da gaiola trio



Fonte: Rizzo (2007)

Em 1883 surgiram os laminadores Belgas para produzir redondos finos. Os laminadores contínuos com gaiolas alternadas, verticais e horizontais conforme apresentado na Figura 1.11, surgiram em 1798.

Em 1862 George Bedson apresentou em Manchester, Inglaterra, o laminador contínuo em conjunto com as dobradeiras. Charles H. Morgan anos depois construiu o laminador com cadeiras horizontais e barras de torção entre elas. A produção de aços longos para construção civil, utilizando leito de resfriamento foi apresentado por V. E. Edwards em 1906.

Atualmente os laminadores apresentam um grande conjunto de variáveis, tanto nos equipamentos que utilizam quanto no material que deseja processar ou no controle utilizado no processo.

De maneira geral, independente das variações impostas, os laminadores são compostos por um número de equipamentos que iniciam no forno de aquecimento até o leito de resfriamento, sempre com o objetivo de moldar o material com características mecânicas adequadas à sua aplicação.

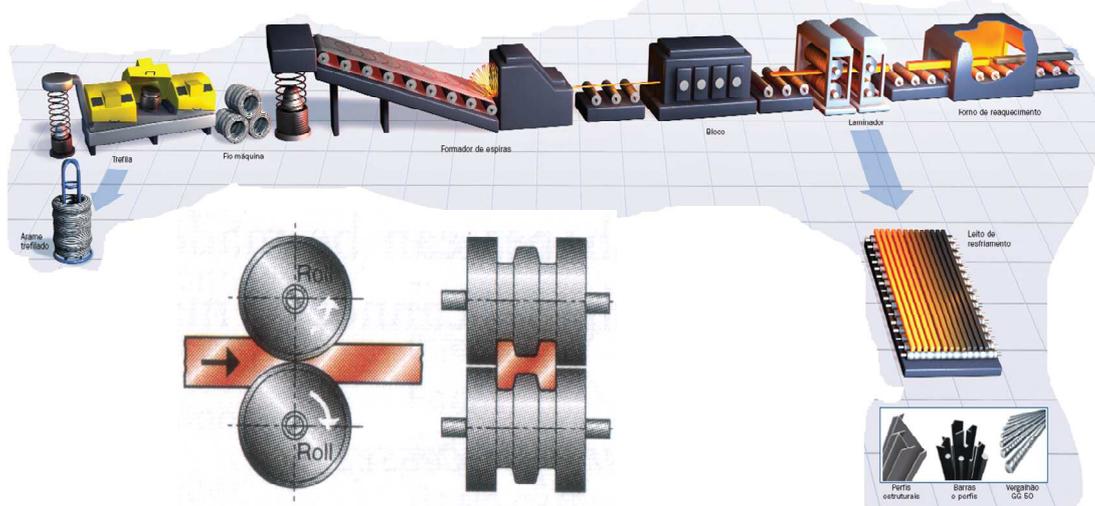
Figura 1.11 Laminador Vertical e horizontal



Fonte: Rizzo (2007)

A partir da saída do forno o tarugo passa a chamar-se barra, e por conta da laminação no desbaste apresenta um aumento no comprimento total, após a redução brusca de bitola. Ao final desta etapa as extremidades são cortadas para eliminar as deformações causadas pelos impactos inerentes desse processo. A partir deste ponto a barra segue para o trem médio, na qual atinge a forma do material a ser produzido, com dimensões aproximadas. Seguidamente as barras passam para o trem de gaiolas acabadoras, em que ocorre o ajuste para forma final do material, com medidas precisas e também acabamento superficial. Em cada passe, a barra sofre uma deformação através de esmagamento nos cilindros, conseqüentemente uma redução gradual na bitola.

Figura 1.12 Laminador de barras



Fonte: www.gerdau.com.br

Ao sair das gaiolas do acabamento, o material, dependendo da sua finalidade, pode seguir dois caminhos conforme apresentado na Figura 1.12. Se o objetivo for a produção de perfis e vergalhões, as barras prontas seguem para o leito de resfriamento e

posterior embarque para expedição. Antes de entrar no leito o material passa por um sistema de resfriamento com água a alta pressão, para fazer um tratamento térmico e garantir os parâmetros de resistência exigidos pelo mercado.

Na segunda opção de produção, o material passa por um bloco de gaiolas, onde ocorre à redução da bitola para fabricação do fio máquina, produto utilizado na construção mecânica. Nesse caso o resfriamento do material ocorre por ventilação e é feito antes do formador de bobinas.

1.6 Cilindros de Laminação

Os laminadores apresentam custos operacionais elevados, porém essa condição é justificada pela elevada capacidade produtiva e precisão no controle dimensional do produto acabado. Da mesma forma que uma máquina ferramenta depende da capacidade de corte, as ferramentas utilizadas no processo de laminação, os cilindros, apresentam elevado custo de implantação e manutenção.

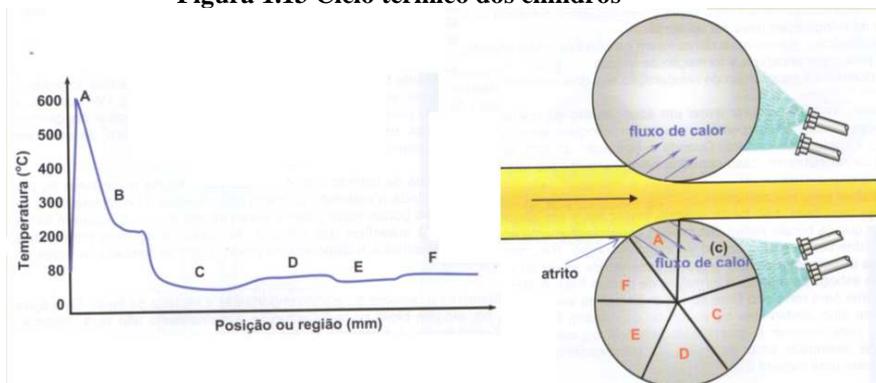
Os cilindros são produzidos com materiais que apresentam alta resistência ao desgaste, à formação de trincas e as fadigas térmica e mecânica. Para atender as exigências do processo os cilindros são produzidos a partir de uma grande variedade de materiais, desde o aço simples com 0,5% de carbono, passando pelos ferros fundidos especiais como ferro nodulares até os carbonetos de tungstênio.

Os custos envolvidos nos cilindros de laminação são significativos, gerando impacto direto no custo final dos produtos laminados. Na composição destes valores são considerados além dos cilindros, os valores referentes à troca das peças e à parada total do laminador.

Os cilindros de laminação tem o tempo de vida bastante limitado devido às severas condições de serviços. O grande desafio da operação é reduzir o desgaste na superfície causado por fadiga térmica, que são mitigadas a partir de um bom controle nos esforços sofridos durante o processo de deformação e também no processo de resfriamento.

A fadiga térmica que o cilindro sofre durante o processo de laminação, ocorre devido à variação de temperatura entre a superfície do cilindro e a camada interna a poucos milímetros da superfície. No perímetro do cilindro também ocorre variação de temperatura, devido à rotação, e à variação das condições de contorno, como deformação do material, seguido de jatos de água necessários para manutenção da temperatura, fechando um ciclo harmônico como visto na Figura 1.13.

Figura 1.13 Ciclo térmico dos cilindros



Fonte: Rizzo (2007)

Esta mudança cíclica na temperatura superficial do cilindro é o grande causador de desgaste prematuro através das trincas térmicas que deve ser controlada com um eficiente sistema de resfriamento. A seguir serão descritas as principais causas de defeitos em cilindros de laminação apresentados por fadiga térmica, com nomenclatura específica adotada por RIZZO (2007).

1. Formação de marca por estiramento denominado de *check marks*, que entre outros fatores também é causado por volume insuficiente da vazão de refrigeração.
2. Manchas amareladas e escurecidas formando por falta de refrigeração denominada *burning of work*.
3. Superfície retificada dos cilindros marcada por arranhões denominado *work scratches* causado por fluido refrigerante sujo.
4. Defeito chamado *banding* onde a superfície do cilindro apresenta-se queimada e área muito rugosa causada principalmente por deficiência na refrigeração, conforme apresentado na Figura 1.14.

Figura 1.14 Banding - Rugosidade na parede do cilindro



Fonte: Rizzo (2007)

5. *Peeling* é a remoção parcial da camada de óxido formada na superfície do cilindro devido à refrigeração inadequada do cilindro ou a temperatura de laminação em uma faixa que possibilita a remoção do óxido conforme apresentado na Figura 1.15.

Figura 1.15 Remoção de óxido na camada superficial do cilindro



Fonte: Rizzo (2007)

6. *Localized firecracks* são pequenas trincas causadas por trincas térmicas e tensões mecânicas. Se as trincas não forem removidas podem causar a ruptura do cilindro.
7. *Band firecracks* são riscos perpendiculares, longitudinais ou inclinados que aparecem na superfície do cilindro e são causados por ciclo elevado de aquecimento e resfriamento brusco causado por parada do laminador.
8. *Ladder firecrakes* são trincas profundas localizadas paralelamente na direção longitudinal do cilindro como mostra a Figura 1.16, causadas por falha no resfriamento, entupimento de bicos, baixa vazão entre outros.

Figura 1.16 Trincas causadas por falta de refrigeração



Fonte: Rizzo (2007)

1.7 Simulação do problema físico

Do ponto de vista físico, simular em um laboratório o processo de laminação conforme apresentado na Figura 1.17 é extremamente complexo, pois é necessário aquecer o metal a uma temperatura próxima de 1000°C e fazer a manipulação entre os cilindros de forma contínua, até atingir a temperatura de processamento. Só assim o cilindro vai armazenar a quantidade de energia necessária para elaboração dos experimentos com variação dos parâmetros para analisar o aquecimento, o resfriamento e a transferência de calor entre o material e o cilindro.

Figura 1.17 Gaiola de Laminação



Fonte: www.danielicorp.com

Para analisar as variáveis envolvidas na gaiola de laminação deve ser considerado diversos parâmetros como a vazão, a temperatura do fluido de refrigeração, o tipo de fluido de refrigeração, o material em processamento, a forma geométrica do material conformado, o regime de operação, entre outros. Desta forma, torna-se inevitável o uso de um modelo matemático para prever as operações envolvidas no processo, em função das condições de serviços que são impostas.

Também ocorrem situações em que alguma operação posta para análise, como ausência de refrigeração por muito tempo, é impraticável em uma planta real, porque pode causar danos ao equipamento como trinca e quebra dos cilindros. Com base nesses

aspectos, pretende-se apresentar um modelo que permita a simulação do processo de aquecimento de um cilindro de forma gradual, obedecendo aos limites operacionais, e prever de forma aproximada o comportamento térmico dos cilindros de laminação utilizando um sistema de refrigeração.

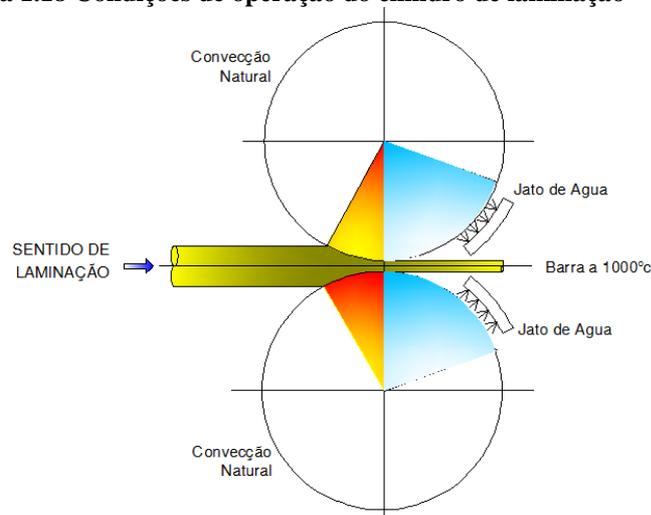
1.8 Descrição do problema físico

O aquecimento dos cilindros de laminação ocorre através do contato entre o cilindro e o metal aquecido no processo de deformação contínua. Essa transferência de energia acontece de diversas formas: como condução de calor, do atrito causado pelo contato da barra com o cilindro, da energia gerada por deformação e da radiação entre a barra e o cilindro. Toda a parcela de energia tem sua contribuição no aquecimento dos cilindros.

Para controlar a temperatura do cilindro e garantir a operação contínua sem aquecimento excessivo da sua superfície, são instalados distribuidores de água com um conjunto de bicos sprays para refrigeração em todo contorno do cilindro. Posicionado de forma equidistante no ponto de saída do material e em grande parte da superfície do cilindro em operação.

Quando não existe um bom tratamento para garantir a qualidade da água de refrigeração, estes bicos entopem com facilidade causando aquecimento indesejado por falta de refrigeração. Nestes casos, é comum a operação utilizar distribuidores com rasgos, elevando o consumo de água, porém garantindo a refrigeração do cilindro.

Figura 1.18 Condições de operação do cilindro de laminação



Fonte: arquivo do autor

Quando se analisa de forma detalhada o processo de aquecimento dos cilindros de laminação, observa-se uma condição cíclica na passagem de cada barra em que ocorre um aquecimento superficial; e no intervalo de passagem entre as barras em processamento ocorre o resfriamento brusco da superfície.

Posteriormente, com a entrada de uma nova barra no laminador a superfície aquece novamente fechando o ciclo de aquecimento e resfriamento contínuo da superfície cilíndrica, em rotação permanente.

Na Figura 1.18 pode ser verificado o cilindro com as condições de operação impostas na superfície. A condição de serviço aqui descrita está relacionada a um

laminador de aços longos, porém existem outros processos que estão voltados à produção de chapas e perfis de grandes dimensões que não fazem parte do escopo deste trabalho. As variáveis aqui relatadas se aplicam a qualquer processo de laminação e podem ser utilizadas para melhoria dos processos ligados as diversas áreas que utilizam laminação de metais sendo conformados por cilindro de laminação.

1.9 Estrutura da tese

Neste capítulo foi apresentada, como justificativa do trabalho, uma descrição geral sobre o processo de laminação, passando as etapas do processo de lingotamento, laminados até área de produtos acabados, também foi elaborada uma descrição sobre os cilindros de laminação e as condições impostas na sua operação.

No capítulo dois, será apresentada a revisão bibliográfica com trabalhos publicados nas áreas de simulações de processos, modelagem matemática, modelagem computacional envolvendo cilindros de laminação e conformação de materiais.

No capítulo três, será apresentado o problema físico, o sistema de aquecimento e resfriamento dos cilindros de laminação, o modelo matemático do referido problema, a solução numérica e o programa desenvolvido para solução do problema físico.

No início do capítulo quatro, será apresentado um histórico do estudo com as etapas realizadas na construção do modelo. Depois, será realizada a calibração do programa através da análise das malhas física e temporal. Seguidamente, será apresentada a calibração do modelo, através do ajuste das variáveis envolvidas no coeficiente de convecção e a realização de diversos estudos para definir o melhor valor para o coeficiente de convecção. Como também, será apresentada uma curva de referência de forma qualitativa, com objetivo de facilitar a compreensão dos dados do sistema e influência na temperatura superficial do cilindro.

No capítulo cinco, serão apresentadas todas as simulações desenvolvidas e uma indicação das possibilidades de utilização do modelo. Considerando diversas condições de serviço para estudo dos cilindros.

O capítulo seis será dedicado às conclusões e sugestões para possíveis trabalhos futuros.

Capítulo 2 – Revisão bibliográfica

A pesquisa científica no setor siderúrgico passou por diversas fases, na primeira vieram os estudos empíricos com materiais, depois as análises numéricas também com materiais, sempre buscando a qualidade dos produtos. Em uma fase posterior a das análises numéricas, os estudos sobre materiais passaram a ser aplicados nos cilindros de laminação. Este tipo de investigação estava focado no processo melhorando assim a capacidade produtiva dos laminadores.

O objetivo deste capítulo é fazer um relato da pesquisa em processos siderúrgicos nos últimos anos, considerando as formas de abordagem, a metodologia utilizada e os principais resultados.

Os estudos analisados tiveram como premissa básica trabalhos relacionados ao controle de temperatura dos cilindros que foram analisados em diversas etapas do processo industrial, tais como: as formas de resfriamento, as propriedades dos fluidos, os produtos em processamento, as correlações utilizadas, as condições de contorno, entre outras variáveis consideradas na produção de laminados que são conformados através de cilindros metálicos.

Nos últimos anos muita pesquisa foi feita sobre laminadores, como os estudos envolvem diversos tipos de processo em uma única planta, as pesquisas relacionadas a esse segmento têm um campo vasto de temas e com diferentes tipos de abordagem. O estudo do comportamento térmico dos cilindros de laminação vai nortear a abordagem em todas as etapas desta pesquisa.

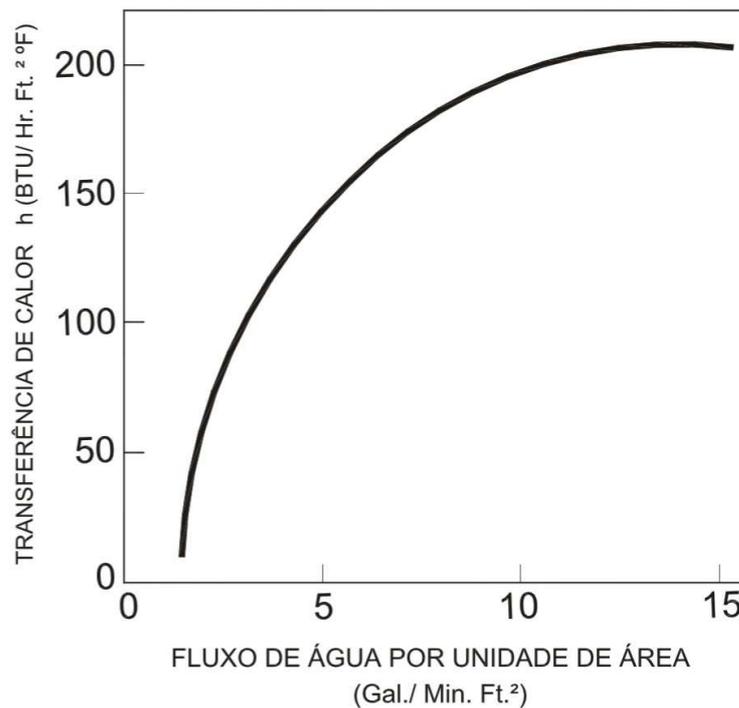
Um dos primeiros estudos aplicados na área de resfriamento em laminadores MORGAN et al. (1965) destacaram que nem sempre a combinação das propriedades do aço de alta resistência e baixa liga pode ser alcançada, pois a maioria dos produtos laminados de alta resistência está sempre associada à baixa ductibilidade. MORGAN et al. (1965) sabiam que o desafio a ser alcançado era produzir materiais com propriedades adequadas à necessidade do mercado. Observando essa demanda, verificou-se que o uso do resfriamento controlado possibilitava ajustes nas propriedades físicas do material através do controle da dimensão do grão, dessa forma, o material passava a ter resistência com a tenacidade requerida.

Diante da necessidade de controlar o resfriamento do material, o resfriamento por sprays passou a ser um tema importante para o estudo de transferência de calor por jatos. A laminação utilizava normalmente múltiplos sprays de água para alcançar a taxa de resfriamento desejada. Esta solução, possivelmente não alcançava a necessidade do processo, pois a geometria limitava o arranjo ideal para o conjunto de sprays. MORGAN et al. (1965) observaram que a retirada de energia variava até uma determinada vazão de água. A partir de um determinado ponto esse efeito não interferia de forma satisfatória no processo de resfriamento.

O coeficiente de transferência de calor quando relacionado à vazão de água, não cresce de forma linear e sim como mostra a Figura 2.1. Isso indica que a partir de uma determinada vazão a quantidade de energia retirada do material aquecido em processamento se mantém constante.

Essa premissa foi bastante importante porque limitou os investimentos em sistema de refrigeração, pois aumentar a vazão, além de um determinado valor não significava maior eficiência no processo, pois a máxima eficiência é obtida quando se combina a quantidade de água com a forma de distribuição da mesma.

Figura 2. 1 Variação do fluxo de calor em função do fluxo de água



Fonte: MORGAN et al. (1965)

Outra análise bastante significativa identificada no estudo desenvolvido por MORGAN et al. (1965) foi a capacidade de resfriamento do spray de água em função do afastamento do ponto de contato do jato com a superfície aquecida do material. Pois a distribuição de água na quantidade certa possibilita a máxima eficiência na retirada de energia na superfície do material.

Também foi identificado que a temperatura superficial da peça interfere de forma significativa no processo de resfriamento quando a temperatura da superfície é muito elevada, ocorrendo à formação de bolhas e dificultando assim o processo de transferência de calor.

A geometria envolvida no resfriamento por sprays pode alterar de forma significativa a capacidade de refrigeração. LEE et al. (2004) relataram em seus estudos que o efeito do afastamento spray sobre uma superfície aquecida interfere no valor do coeficiente de transferência de calor, e esse comportamento é pouco conhecido. Os estudos sempre relacionam o diâmetro do bico com o comprimento de cobertura da superfície aquecida. Entretanto, os efeitos gravitacionais, a velocidade do jato, o ponto de estagnação, a temperatura do fluido, o movimento da superfície e o regime de escoamento também devem ser considerados, já que interferem na capacidade de resfriamento.

No estudo desenvolvido pelos autores Morgan e Lee foram analisadas a relação entre as variáveis que não são consideradas, citadas anteriormente, com os valores do coeficiente de transferência de calor. Para isso foi construída uma bancada experimental para medir a pressão de impacto da água na superfície a ser resfriada. Associado a essa bancada utilizou-se um pacote comercial para simular a transferência de calor por condução na superfície da chapa.

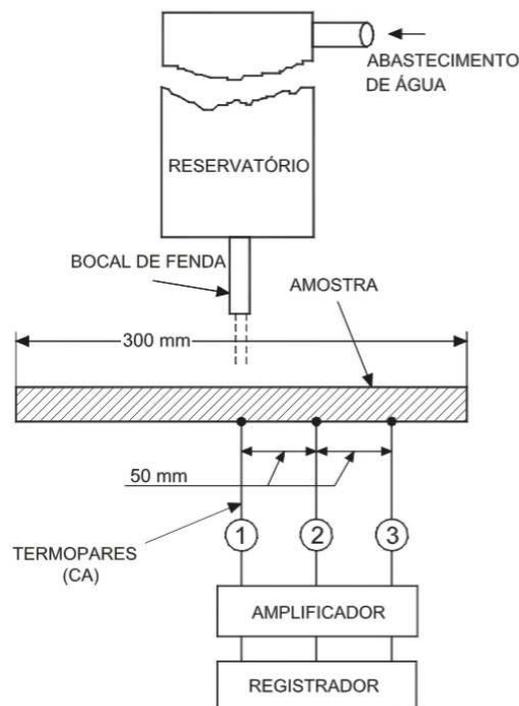
No estudo observou-se que a temperatura da superfície aquecida é mais impactante que o afastamento do jato na superfície do material. Também foi analisada a relação entre o número de Reynolds e ponto de estagnação, utilizando os dados do

resfriamento por spray, identificou-se que a partir de certo valor, ocorre estagnação no número de Nusselt, porém não existe relação com o número de Reynolds. Também se observou que a altura do jato interfere de forma significativa no valor do coeficiente de transferência de calor por convecção.

Estes questionamentos sempre foram alvo de diversos estudos, pois as exigências impostas pelo mercado desafiam os pesquisadores na busca constante das melhorias dos processos e dos produtos laminados. O foco maior das pesquisas sempre foi a melhoria da qualidade dos materiais, porém todo conhecimento relacionado ao comportamento do material, precisa de um controle operacional refinado e melhoria contínua na produção.

O conhecimento científico, os estudos de materiais e o controle no processo são fundamentais para qualidade dos produtos da indústria siderúrgica. Com objetivo de prever o resfriamento das chapas de aço, outros estudos ligados à melhoria do processo foram desenvolvidos. Entre eles o trabalho elaborado por HATTA et al. (1989) que estudaram a formação da película sobre a superfície do material aquecido a partir do ponto de contato com a água e a placa aquecida em movimento. Essa condição de serviço é uma representação simplificada da mesa de saída nos laminadores de chapa conforme mostra a Figura 2.2.

Figura 2.2 Representação da bancada experimental



Fonte: Adaptado de HATTA et al. (1989)

Nas análises desenvolvidas na pesquisa foi observado que o afastamento do jato em relação à superfície de contato com a placa aquecida interfere no processo de resfriamento do material, se observou também que a distância entre os pontos de contato do jato, pode favorecer a formação de bolha. Para minimizar este impacto, ajustou-se o espaçamento entre os pontos de contato para garantir um escoamento laminar, pois o

regime laminar sobre a placa aquecida auxilia na redução da formação de bolhas e elevando a taxa de resfriamento. Essa técnica de resfriamento foi aplicada, em diversas etapas do processo de laminação, principalmente na saída de rolos dos laminadores, para obter-se um elevado índice de transferência de calor por resfriamento.

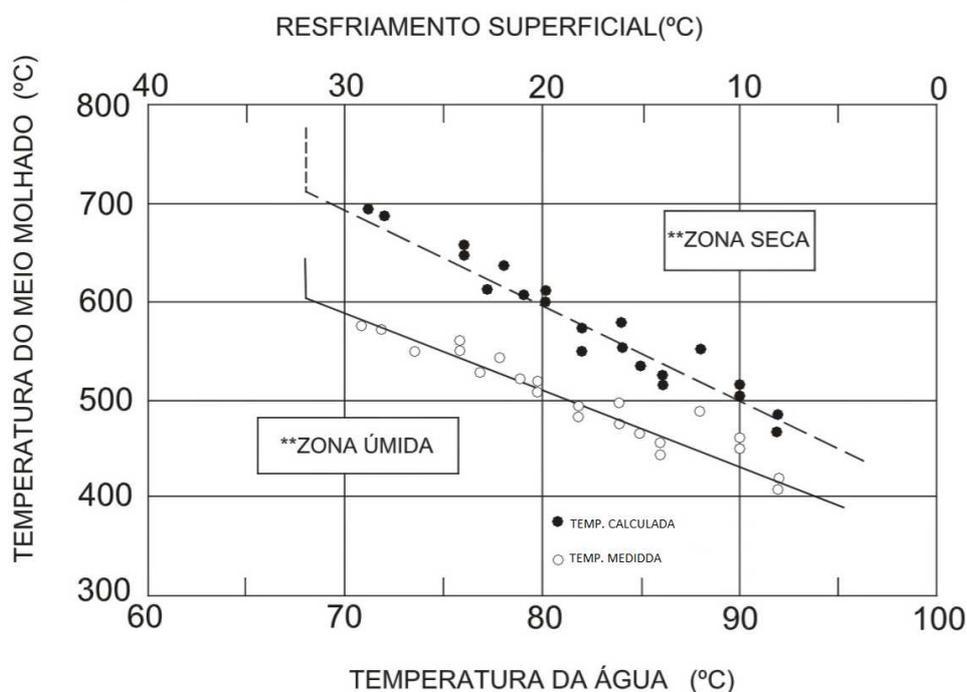
Para garantir um controle mais preciso das análises no trabalho, utilizou-se um modelo numérico para prever o comportamento térmico do material e a influência do fluxo de água. No estudo foi possível prever o comportamento térmico e a distribuição de temperatura das barras em movimento no regime contínuo de resfriamento. A validação do modelo foi realizada comparando os dados com a operação de lingotamento contínuo de barras na saída do material líquido.

O modelo elaborado para solução foi desenvolvido por elementos finitos, considerando a equação geral de transferência de calor e coeficiente de transferência de calor por convecção como condição de contorno. O coeficiente de convecção foi extraído de uma correlação que tem como principais parâmetros a velocidade do jato, a área de contato entre o fluido em escoamento e a chapa aquecida e número de Reynolds.

No estudo, observou-se uma variação significativa da capacidade de resfriamento entre a área úmida, e a área que não apresentou umidade superficial após o contato do fluido com a superfície aquecida. Essa análise pode ser observada na Figura 2.3. Este parâmetro foi destacado porque pode ser um fator influente no resfriamento dos cilindros de laminação que pode ser resfriado antes do contato com a barra em processamento.

Também se observa na Figura 2.3, uma relação inversa, entre a temperatura da superfície de umedecimento e a da água, ou seja, quanto maior a temperatura da água menor pode ser a temperatura superficial. Essa observação ressalta a importância da temperatura da água para o processo de resfriamento em superfícies aquecidas.

Figura 2.3 Temperatura do material considerando o resfriamento na zona úmida e zona seca



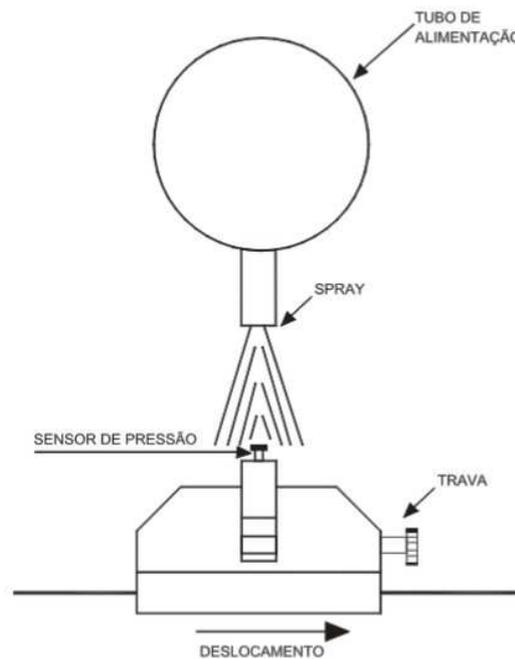
Fonte: Adaptado de HATTA et al. (1989)

Na última etapa do processo laminação existe a mesa de rolos de saída, que tem como função controlar o tempo de resfriamento das peças antes da formação da bobina. Normalmente são instalados sistemas de resfriamento com ar ou spray de água,

dependendo da velocidade de resfriamento ocorre à formação de óxido em forma de escamas na superfície do material denominado de carepa, esse material é removido com sprays de água à alta pressão. Essa limpeza causa o resfriamento superficial de material e deve ser controlado para garantir as propriedades mecânicas do material.

A análise da variação de temperatura é bastante complexa devido à falta de correlações de transferência de calor, adequadas para processos que utilizam jatos de água com alta pressão. No trabalho desenvolvido por CHOI et al. (2001) foi construído um sistema para detecção do impacto do jato de água em relação à altura do contato do spray conforme mostra a Figura 2.4.

Figura 2.4 Bancada experimental para estudos de jatos de água



Fonte: Adaptado de CHOI et al.. (2001)

Associado à bancada experimental foi elaborado um modelo para prever a distribuição de temperatura do material durante o processo de descarregamento. A equação do coeficiente de transferência de calor foi introduzida, para análise do efeito da pressão e a distância do spray. Os valores do coeficiente de convecção foram calculados de forma experimental e o cálculo da distribuição de temperatura da chapa pelo método das diferenças finitas.

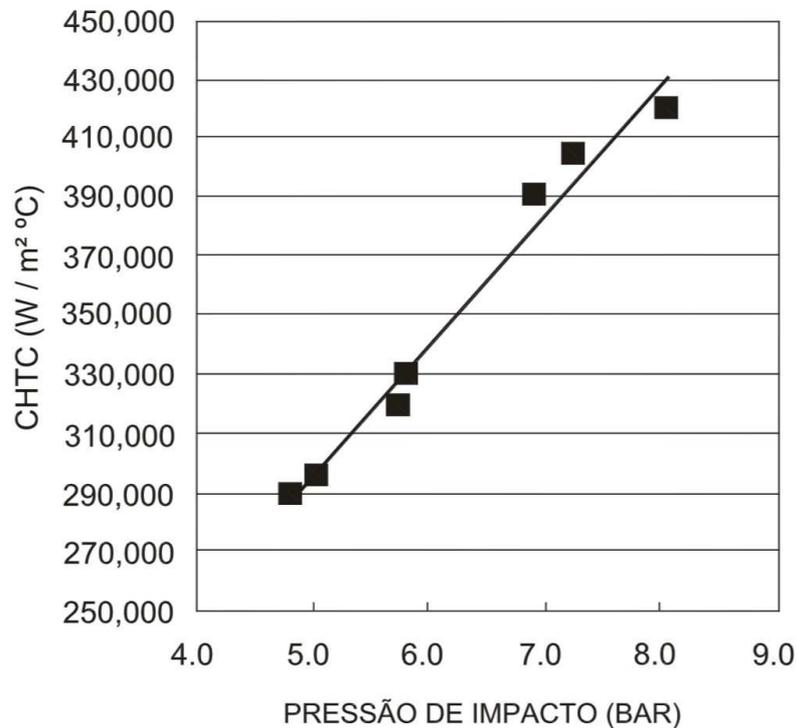
A partir dos estudos desenvolvidos, foi ajustado o coeficiente de transferência de calor para as condições de contorno imposta na superfície da placa aquecida, chegando ao valor da correlação adequada ao sistema com sprays de alta pressão, conforme mostra a Equação 2.1.

$$h = (4,4265IP + 7,33670)10^4 \quad (2.1)$$

$IP = \text{pressão em bar}$

Os valores de h calculados a partir do experimento apresentaram valores de 290 a 420 kW/m² °C, para uma pressão de spray variando de 4 a 8 bar conforme mostra a Figura 2.5.

Figura 2.5 Valor do coeficiente de convecção em função da variação de pressão do spray



Fonte: Adaptado de CHOI et al. (2001)

Conforme mostra a Figura 2.5 o coeficiente de transferência de calor por convecção sobre a superfície do material aquecido, sofre variação significativa em função da pressão de impacto. Portanto, outros fatores como afastamento da superfície de contato, espaçamentos entre bicos de sprays e velocidade de escoamento devem ser considerados, pois interferem diretamente no valor da taxa de transferência por convecção.

STEVENS et al. (1971) elaboraram um trabalho experimental para avaliar o comportamento térmico dos cilindros de laminação, utilizando como base para a pesquisa um cilindro instrumentado que permitiu reproduzir, a partir dos dados coletados as curvas de aquecimento.

A pesquisa foi motivada pela necessidade de prolongar a vida útil dos cilindros, no entanto, o que é perceptível em termos de evolução são os materiais empregados na fabricação dos cilindros, essa evolução levou a um grande avanço no sentido de redução no tempo de parada para câmbio do laminador. Porém os novos materiais utilizados em cilindros como aço rápido e metal duro, necessitam cada vez mais de controle na qualidade da água utilizada no processo de resfriamento. De fato, com essa necessidade, os laminadores que utilizam metal duro, assim como na época da pesquisa de Stevens não apresentam variação no tipo de sprays, na posição dos distribuidores, na pressão de operação dos sprays e na vazão de água.

Devido ao elevado número de parâmetros adotados no processo de laminação, até hoje se evoluiu pouco em relação ao controle das principais variáveis que interferem na vida útil do cilindro. Apesar dos diversos trabalhos desenvolvidos ao longo dos anos sobre padronização de processo, os laminadores continuam operando com controle de forma empírica. Mesmo para diversos laminadores com características similares,

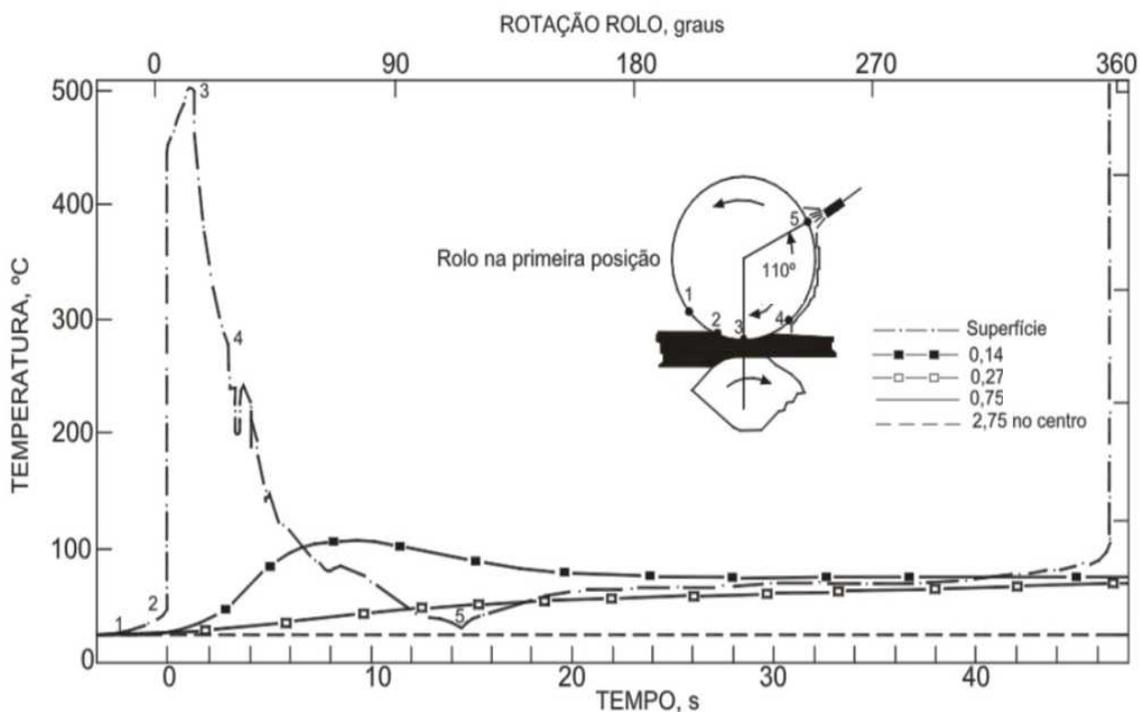
percebe-se que existe pouco controle, ou falta de conhecimento sobre as variáveis que interferem na vida útil dos cilindros.

Também é possível perceber que o conhecimento desenvolvido ainda é pouco utilizado, pois existe uma deficiência em expandir o conhecimento nessa área. Isso ocorre porque a maioria dos processos sofre influência de práticas operacionais utilizadas em cilindros de ferro fundido que não atende as exigências dos cilindros utilizados nos novos laminadores.

Uma característica observada no trabalho de STEVENS et al. (1971) que ainda se mantém até os dias atuais é a falta de informação sobre as variáveis que influenciam no controle de temperatura superficial do cilindro e também a maneira correta de controlar o resfriamento dos cilindros para prolongar a vida útil dos mesmos. Ainda segundo os autores o fluido refrigerante é aplicado na superfície do cilindro por duas razões.

A primeira é minimizar a variação de temperatura entre o fluido refrigerante e a superfície do cilindro, reduzindo assim a possibilidade de ruptura devido à diferença de dilatação do material e a variação de curvatura no perfil longitudinal do cilindro. A segunda razão é o controle de temperatura do cilindro e redução do desgaste na superficial.

Figura 2.6 Distribuição da temperatura superficial durante a passagem do material



Fonte: Adaptado de STEVENS et al. (1971)

O controle de temperatura superficial é muito complexo, pois envolvem diversas variáveis e com poucas informações para avaliar o problema devido ao baixo nível de controle dessa etapa do processo.

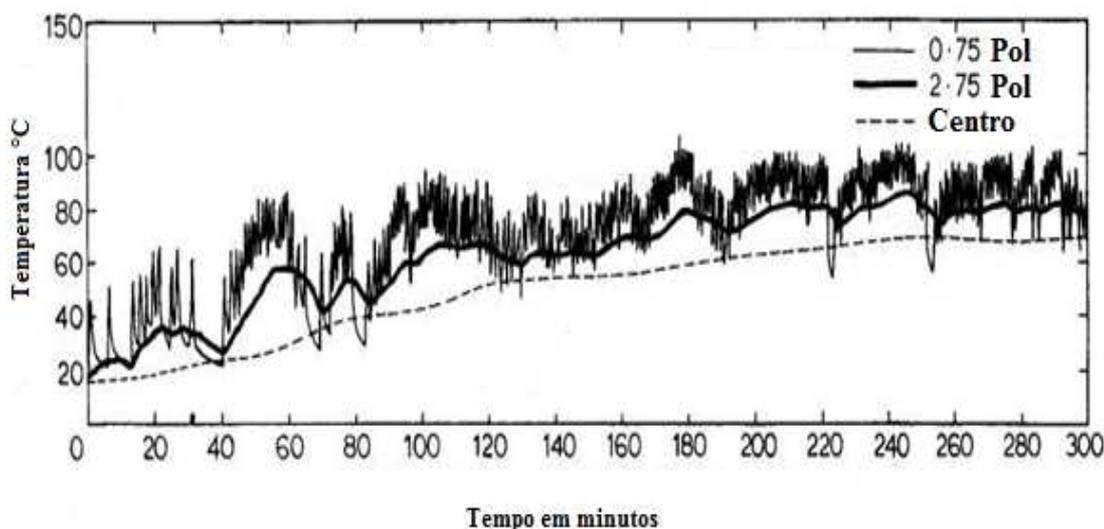
Normalmente os cilindros de laminação se desgastam por conta de três fatores determinantes: a abrasão devido ao contato da barra com o cilindro, a fadiga praticada pelas tensões provocada pela deformação da barra em contato com o cilindro e a fadiga térmica causada pelo aquecimento e resfriamento cíclico os quais o cilindro é submetido.

A Figura 2.6 apresentada a seguir mostra o comportamento térmico dos cilindros durante o processo de deformação do material e com resfriamento posterior a deformação. Partindo da Posição 1 antes do contato do cilindro com o material, depois pelo Ponto 3 onde ocorre o início do resfriamento até o Ponto 5 em que ocorre o final da cobertura de refrigeração e também o contato maior com os sprays de refrigeração até atingir o início do ciclo novamente na Posição 1.

Outra característica importante que deve ser destacada é a grande diferença de temperatura que ocorre entre a camada mais externa do cilindro e os volumes internos. A Figura 2.6 mostra que a 0,14 polegadas da superfície o diferencial de temperatura chega a valores próximos de 400°C em um espaço de aproximadamente 3,5 mm. A variação ocorre de forma cíclica acentuando a fadiga térmica e os desgastes nos cilindros de laminação.

No estudo foi possível também verificar o comportamento cíclico do cilindro em função da distribuição de temperatura superficial, durante a passagem do material no processo de deformação em um período de tempo de 300 minutos, conforme apresentado na Figura 2.7. Na imagem é possível perceber que o cilindro de laminação aumenta a temperatura com o tempo até entrar em regime permanente, porém durante a evolução média da temperatura superficial ocorre a oscilação superficial com maior amplitude no início do processo diminuindo até que a temperatura média interna entre em regime permanente. Nesta análise é possível verificar que a fadiga térmica influencia na dimensão física e temporal.

Figura 2.7 Temperatura do cilindro em função do tempo em vários níveis de profundidade



Fonte: Adaptado de STEVENS et al. (1971)

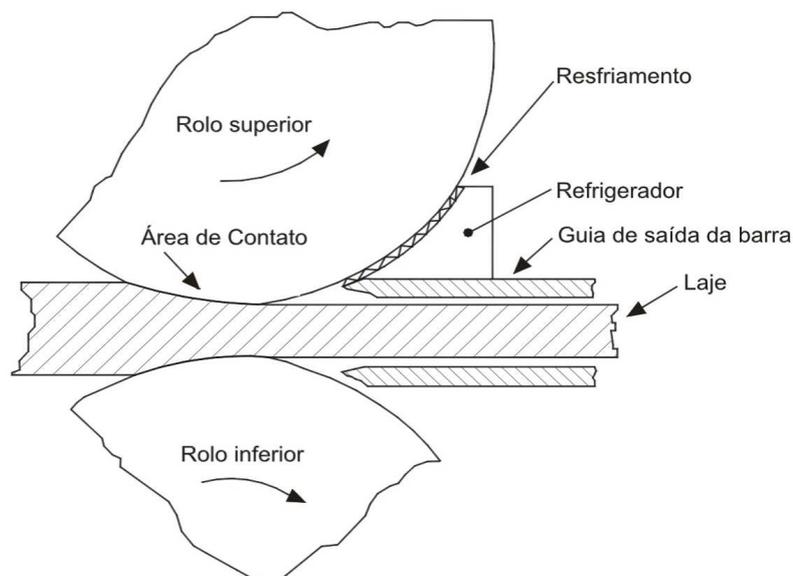
STEVENS et al. (1971) foram os pioneiros no estudo desse controle de temperatura, através da análise experimental feita por um cilindro instrumentado, sendo possível avaliar o comportamento térmico do cilindro em função da deformação do material, em diferentes condições de serviço e em vários níveis de temperatura superficial. Também foi possível testar vários tipos de refrigeração e avaliar a influência do resfriamento na vida útil dos cilindros.

Com base na pesquisa foi desenvolvido um tipo de distribuidor que permitisse a refrigeração do rolo logo após o contato da barra com o cilindro, garantindo assim, um melhor resfriamento antes da propagação da energia da deformação para o interior do

cilindro. Com a implantação do novo sistema de distribuição, foi constatado um acréscimo na vida útil dos cilindros e as substituições dos cilindros tiveram seu tempo ampliando 55% em média, garantindo assim uma maior produtividade e menos paradas do sistema.

A Figura 2.8 mostra o distribuidor desenvolvido por STEVENS et al. (1971), sendo possível verificar que a injeção de água ficou bem próximo da área de contato entre o cilindro e o material em processamento. Estudos revelam que quanto mais breve o contato da refrigeração com a superfície do cilindro após a passagem da barra, menor será a retenção de energia no interior do cilindro, reduzindo o diferencial de temperatura na superfície do cilindro durante a operação do laminador.

Figura 2.8 Distribuidor de água desenvolvido na pesquisa



Fonte: Adaptado de STEVENS et al. (1971)

Dez anos depois, DONALD et al. (1981) desenvolveram um estudo sobre resfriamento de laminadores a quente. O objetivo de controlar a temperatura superficial do cilindro é garantir a manutenção da temperatura superficial dos cilindros próxima da temperatura do ambiente, preservando assim as características físicas dos cilindros e evitando a fadiga térmica na superfície do cilindro.

Os estudos dos laminadores de rolos apresentam de maneira geral uma grande quantidade de variáveis. Tanto nos parâmetros operacionais, como nas variáveis do sistema de refrigeração como diâmetro do spray, vazão e pressão de operação no distribuidor, distância entre sprays, afastamento do ponto de contato, vazão de água entre outros.

No estudo desenvolvido por DONALD et al. (1981) foram realizados levantamentos de campo em diversos laminadores com características similares, e deste extraída a vazão de água total utilizada na planta. Esse comparativo mostrou que apesar dos laminadores apresentarem dados de produção similares, como bitola do material e capacidade produtiva.

A variação de vazão entre os laminadores foram bastante significativas. Em alguns casos operando com bitolas iguais a vazão de refrigeração chegou a dobrar. Essa informação é bastante importante, pois evidencia a pouca padronização no processo de refrigeração. Sabe-se que outros fatores podem afetar na definição da quantidade de água necessária ao resfriamento, mas diante da mesma bitola e capacidade produtiva a vazão de refrigeração deveria apresentar valores similares.

Se esta análise fosse elaborada nos dias atuais apresentaria as mesmas disparidades, pois ao comparar alguns laminadores com características parecidas também foi observado disparidade nos valores da vazão. A seguir a Tabela 2.1 mostra um comparativo entre a vazão global de diversos laminadores.

Tabela 2. 1 Dados gerais dos laminadores

PLANTA	BITOLA	ANO DE INSTALAÇÃO	VAZÃO E PRESSÃO DA REFRIGERAÇÃO	
			LPM	PSI
A	84	1970	3,680	225
B	84	1966	1,871	240
C	84	1967	1,742	250
D	80	1965	3,400	240
E	80	1965	3,180	200
F	80	1966	2,750	200
G	80	1967	2,006	180
H	80	1965	1,156	200

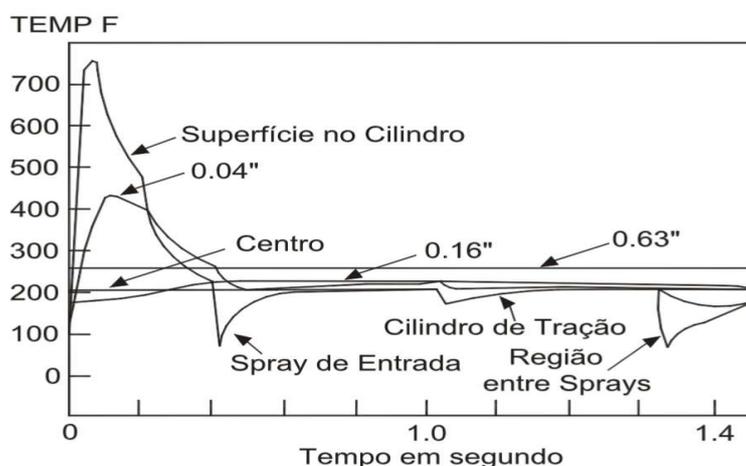
Fonte: Adaptado de DONALD 1981

Como mostra a Tabela 2.1, os laminadores projetados e instalados na mesma época com capacidade produtiva similar apresentam variação significativa no consumo de água. Esta referência indica que os parâmetros utilizados na refrigeração de cilindros são empíricos tanto na fase de operação como na fase de projeto.

Para fazer um levantamento das condições reais de operação e da necessidade de refrigeração para controlar a temperatura superficial do laminador, DONALD et al. (1981) desenvolveram uma bancada experimental com uma câmara para análise de desempenho do resfriamento sobre uma superfície aquecida.

O estudo experimental realizado foi auxiliado por um programa que calculava a quantidade de energia retirada da placa a partir da diferença de temperatura fornecida por termopares, instalados na placa utilizada no experimento. Com os dados coletados foi possível analisar condições operacionais e identificar um arranjo para os sprays que possibilitasse uma maior retirada de energia da superfície do cilindro durante o processo de laminação.

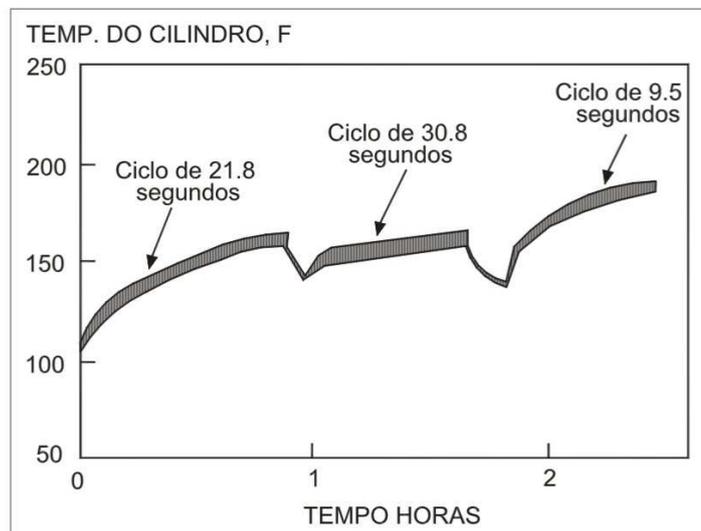
Figura 2.9 Distribuição de temperatura circunferencial do cilindro considerando várias profundidades



Fonte: Adaptado de DONALD et al. (1981)

A Figura 2.9 mostra a variação de temperatura sofrida na superfície do cilindro, na região interna próxima à superfície e no centro do cilindro. É importante destacar que na temperatura interna fica mais elevada que a temperatura superficial na região onde ocorre o resfriamento através do sistema de refrigeração. Essa característica operacional é um dos causadores de fadiga, pois obedece a forma cíclica do processo de laminação.

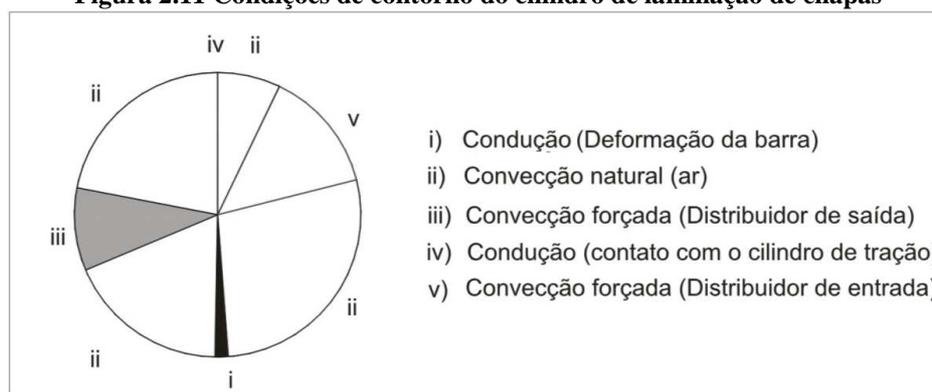
Figura 2.10 Variação da temperatura final do cilindro com base no tempo de ciclo



Fonte: Adaptado de DONALD et al. (1981)

O estudo desenvolvido por DONALD et al. (1981) mostra a influência do aquecimento do cilindro em função do tempo de passagem da barra e o tempo livre entre barras, como mostra a Figura 2.10. Observa-se que quanto menor o ciclo de passagem da barra, mais acentuada é a curva de aquecimento do cilindro. Esta diferença pode ser causada pela redução do tempo livre entre barras, que reduz o tempo de refrigeração no intervalo entre de barras.

Figura 2.11 Condições de contorno do cilindro de laminação de chapas

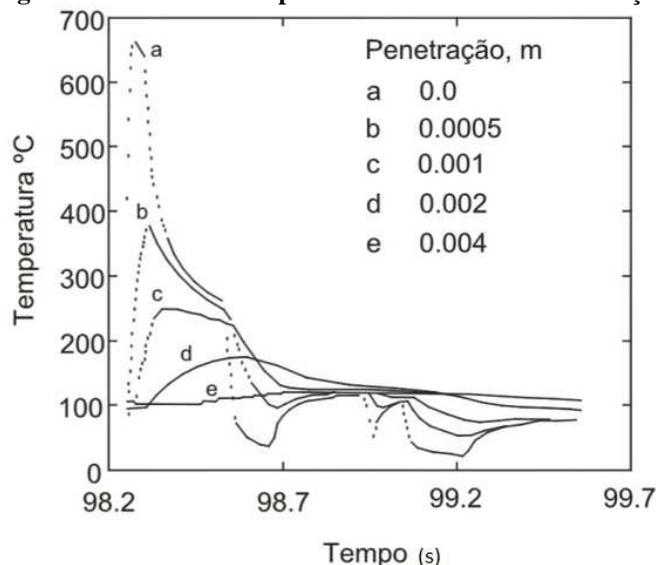


Fonte: Adaptado de PEREZ et al. (2004)

Na produção industrial a informação precisa sobre os parâmetros de processo é necessária para manipular os requisitos de qualidade e controle dos produtos, diante dessa necessidade PEREZ et al. (2004) desenvolveram um modelo para simular a distribuição de temperatura em um cilindro de laminação sobre diversas condições de

contorno. No modelo desenvolvido as condições de contorno variam em cada região da superfície do cilindro como mostra a Figura 2.11.

Figura 2.12 Perfil de temperatura do cilindro de laminação

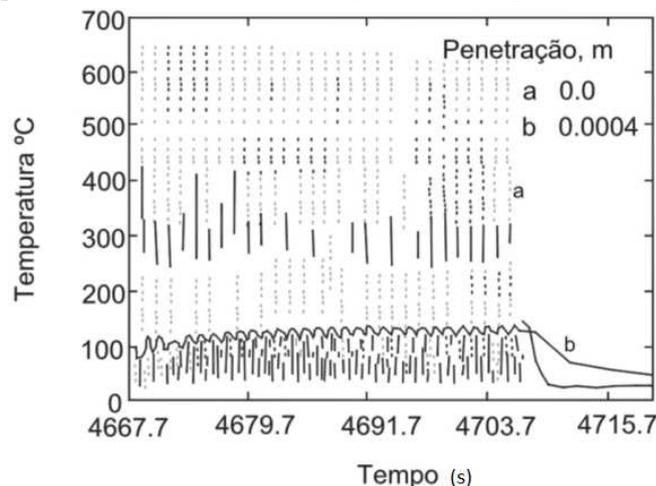


Fonte: Adaptado de PEREZ et al. (2004)

Na avaliação dos resultados apresentados pela simulação foi observado que o comportamento térmico da superfície retrata a interferência das condições de contorno impostas ao cilindro, com a parcela de aquecimento e resfriamento convectivo e também o perfil de temperatura circunferencial em várias profundidades a partir da superfície do cilindro (Figura 2.12). Também pode ser verificado um elevado gradiente de temperatura na direção radial na superfície do cilindro em que ocorre o contato com a barra, e uma queda brusca de temperatura da ordem 650°C nos primeiros 4 mm de profundidade.

Outra condição significativa é a forma harmônica apresentada pela variação de temperatura circunferencial do cilindro, em resposta as condições de contorno do sistema. Após o início da operação, a temperatura circunferencial sofre uma pequena elevação até entrar em regime permanente, porém a oscilação de temperatura que acontece de forma cíclica é uma condição intrínseca do sistema e permanece durante todo processo de operação do laminador. A Figura 2.13 mostra a forma cíclica e o crescimento da temperatura até entrar na condição de regime permanente.

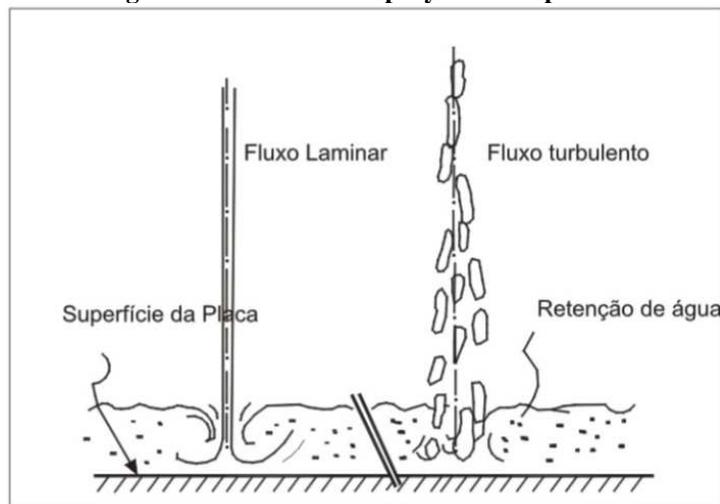
Figura 2.13 Comportamento harmônico da temperatura de aquecimento em função do tempo



Fonte: Adaptado de PEREZ et al. (2004)

ISHIDA et al. (1989) desenvolveram um estudo para analisar o comportamento da geometria do spray no resfriamento das superfícies aquecidas em processos siderúrgicos. Diversos estudos foram analisados com essa característica, principalmente com placas aquecidas em movimento, que é a condição típica aplicada aos laminadores de chapa. Segundo os estudos apresentados a capacidade máxima de resfriamento ocorre quando o distribuidor está 50 mm da superfície aquecida e também quando ocorre ampliação do contato com resfriamento e aumento da vazão.

Figura 2.14 Contato do spray com a superfície



Fonte: Adaptado de ISHIDA et al. (1989)

Como nem sempre elevar a vazão garante um melhor desempenho no sistema de resfriamento, o conhecimento detalhado do processo pode auxiliar na decisão para melhorias das condições operacionais do sistema. De forma geral se observa que quanto maior o diâmetro do spray maior a capacidade de resfriamento e quanto maior o afastamento menor a capacidade de resfriamento devido aos respingos gerados no contato da água com a chapa. A retenção de fluxo está associada à velocidade de escoamento e ao afastamento entre os pontos de sprays, conforme indicado na Figura 2.14.

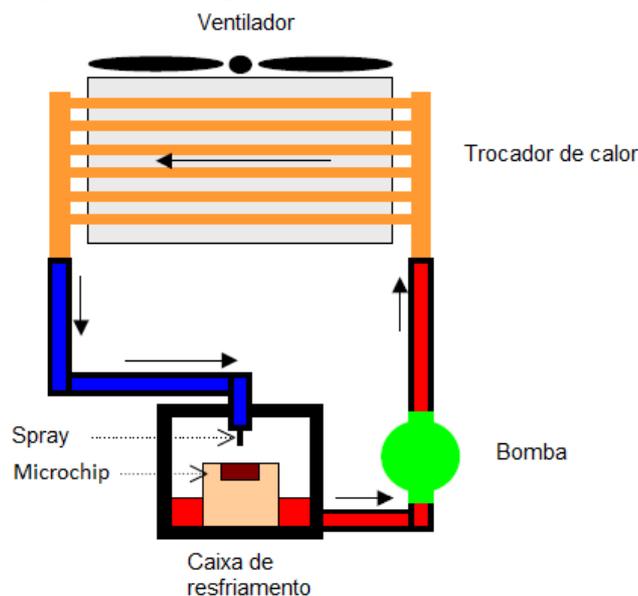
A pesquisa de resfriamento por jato cresceu e ampliou seu campo de aplicação, motivando diferentes tipos de estudos, não só na indústria metal-mecânica, mas também

no resfriamento de componentes eletrônicos. Como apresentado por BINTORO et al. (2005) que desenvolveram uma bancada experimental para avaliar a capacidade de resfriamento de chips eletrônicos através dos sprays de água. Sendo utilizado para experimento um circuito fechado de água com recirculação e resfriamento através de um trocador de calor como pode ser verificado no diagrama esquemático apresentado na Figura 2.15.

O perímetro molhado de refrigeração em que vai atuar o spray de água tem um diâmetro de 2 mm e o diâmetro dos sprays de 0,5 a 0,8 mm. Apesar da escala bastante reduzida, as análises abordadas, se aplicam de forma satisfatória em outros seguimentos com mesma configuração, inclusive no processo de laminação de aço, pois utiliza os mesmos princípios de funcionamento, com circuito fechado e resfriamento com troca térmica.

O estudo busca a maior eficiência na capacidade de resfriamento através da análise das condições de serviço e das correlações para o resfriamento dos materiais. Para elaboração do estudo os dados foram ajustados, variando-se as propriedades para alcançar maior taxa de transferência de calor. Esta forma de análise representava uma evolução no estudo de jatos, pois utilizava a análise experimental como referência para definição de uma correlação que apresentasse a maior capacidade de resfriamento, no processo de resfriamento por jatos de água.

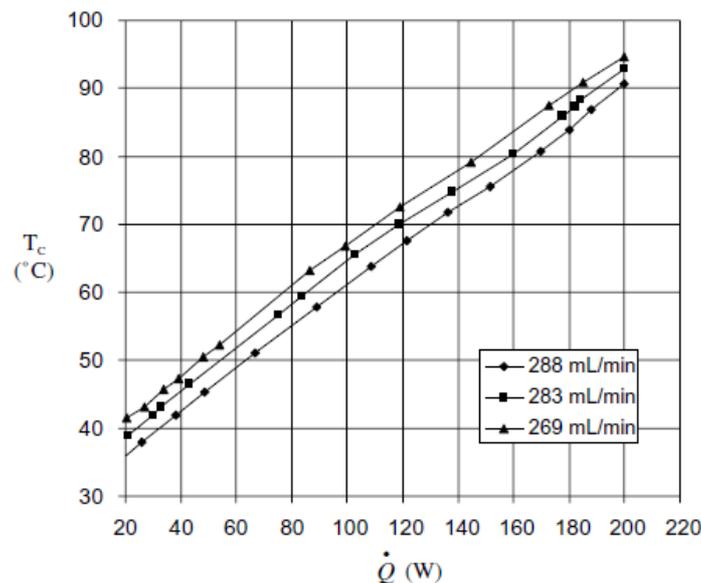
Figura 2.15 Fluxograma do sistema de resfriamento



Fonte: Adaptado de BINTORO et al. (2005)

A variação encontrada no estudo entre os valores calculados e os dados experimentais, segundo os autores, pode ter sido ocasionada pela seleção inadequada do número de Prandtl, que é sensível à temperatura e muito influente no valor do número de Nusselt. Tal fato interfere no coeficiente de transferência de calor por convecção.

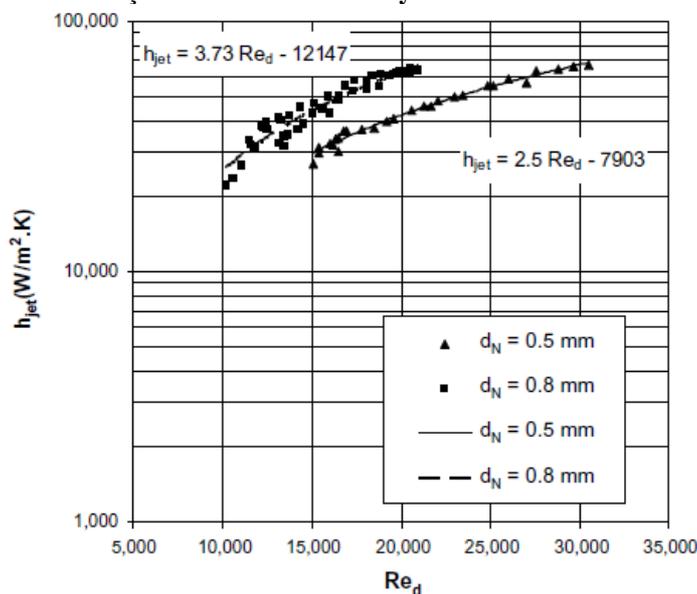
Figura 2.16 Relação entre temperatura, fluxo de energia e vazão de água de refrigeração



Fonte: Adaptado de BINTORO et al. (2005)

Várias análises foram elaboradas para medir a capacidade de resfriamento superficial do chip, com base na variação de vazão e da quantidade de energia fornecida ao processo, como mostra a Figura 2.16. Na Figura é possível observar a relação entre energia fornecida ao sistema, temperatura da superfície aquecida e variação de vazão utilizada no sistema de refrigeração.

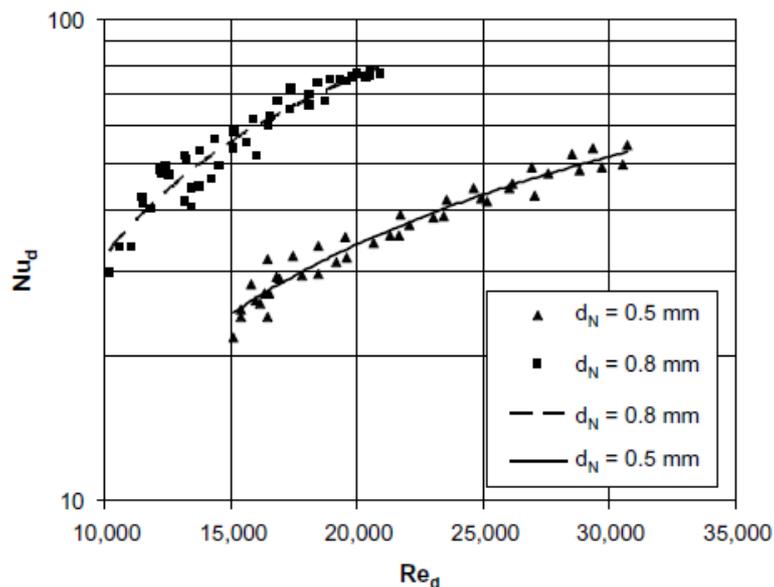
Figura 2.17 Relação entre número de Reynolds e coeficiente de convecção



Fonte: adaptado de BINTORO et al. (2005)

Como as análises tiveram como referência o comportamento do coeficiente de transferência de calor por convecção, foi verificada sua relação com número de Reynolds (Figura 2.17). Também foi analisada a relação entre os valores de Reynolds e Nusselt (Figura 2.18). Em ambos os casos foram analisadas correlações empíricas e a variação do diâmetro do jato.

Figura 2.18 Relação entre número de Reynolds, número Nusselt



Fonte: Adaptado de BINTORO et al. (2005)

GINZBURG et al. (1997) desenvolveram um estudo através da elaboração de um modelo denominado Coolflex para analisar o trabalho térmico dos cilindros de laminação a quente. Como citado em outros trabalhos o estudo de GINZBURG et al. (1997) destacou a importância da simulação numérica para análise do perfil de temperatura dos laminadores a quente, comparou programas baseados na solução por elementos finitos, diferenças finitas, solução analítica, entre outros.

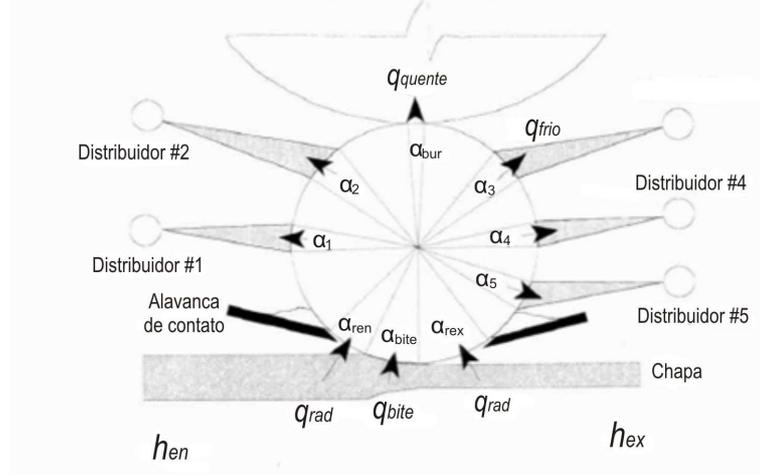
Tabela 2. 2 Tipos de trabalhos com modelos térmicos e sistema de refrigeração

Autor	Ano	Tipo de Análise	Método de solução	Parâmetros resfriamento do cilindro
Wilmotte e Mignon	1973	Transiente	Diferenças finitas	Pressão da água, taxa de fluxo, ângulo do spray
Pallone	1983	Transiente	Integral de Laplace	Ângulo do spray
Devadas and Samarasekera	1986	Transiente	Diferenças finitas	Taxa de fluxo, ângulo da superfície molhada, localização do distribuidor, tipo do lubrificante
Van Steden and Tellman	1987	Transiente	Diferenças finitas	Ângulo do spray, temperatura da superfície
Hwang, et al	1993	Estado Estacionário	Elemento Finito	Tipo de lubrificante, Localização do distribuidor
Ye e Samarasekera	1994	Transiente	Diferenças finitas	Taxa de fluxo, ângulo da superfície molhada, localização do distribuidor
Ohe, et al	1994	Transiente	Separação de variáveis	Zona de distribuidores, padrão de spray concavo, padrão de spray uniforme
Atack, et al	1996	Transiente	Diferenças finitas	Jato plano/bicos cônicos, ângulo do spray, Distância dos bicos e afastamento, taxa de fluxo
Wang and Tseng	1996	Estado Estacionário	Diferenças finitas	Convecção (Fase simples e formação de bolhas)

Fonte; Adaptado de GINZBURG et al. (1997)

No mesmo trabalho foi elaborado um levantamento considerando vários estudos apresentados na literatura da época, destacando diversas metodologias com os tipos de estudos, de análises, o método de solução e os principais parâmetros de controle, conforme apresentado na tabela 2.2.

Figura 2. 19 Condições de contorno aplicadas na superfície do cilindro no coolflex



Fonte: Adaptado de GINZBURG et al. (1997)

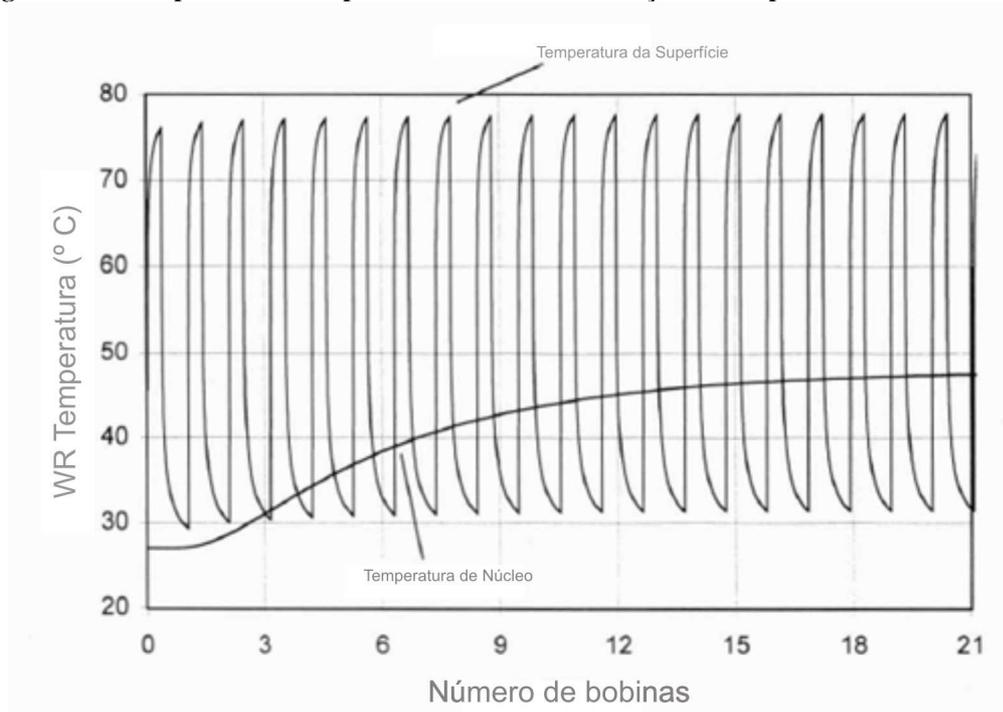
Seguidamente foi apresentado o modelo de Coolflex destacando os principais objetivos e suas propriedades. O modelo foi elaborado para atender a configuração adotada em outros trabalhos científicos, no qual se considera a geometria do cilindro e as condições de contorno impostas na superfície de trabalho como convecção, radiação e transferência de calor através do contato com o cilindro, entre outros.

Na Figura 2.19 é possível verificar as condições de contorno impostas na superfície do cilindro, em que podem ser verificadas as parcelas referentes à energia de deformação e resfriamento do rolo. Além do modelo adotado para o aquecimento, contato do cilindro com material em processamento e radiação, também foi considerado o processo de resfriamento através de jatos usando o coeficiente de transferência de calor da equação 2.2 apresentada a seguir:

$$h_{cool} = h_{is} \frac{\alpha_{is}}{2\pi} + \sum_{i=1}^n \left(h_i \frac{\alpha_i}{2\pi} \right) \quad (2.2)$$

Onde: h_i é o coeficiente de convecção associado ao bico de sprays, h_{is} é o coeficiente de convecção associado à área interna entre os sprays e α o ângulo de cobertura de cada setor de h . O modelo foi utilizado para simular diversas condições de resfriamento dos sprays, possibilitando a análise do perfil de temperatura do cilindro (WR) de laminação variando de forma cíclica em função da passagem das barras conforme mostra a Figura 2.20.

Figura 2. 20 Temperatura da superfície de cilindro e evolução da temperatura média



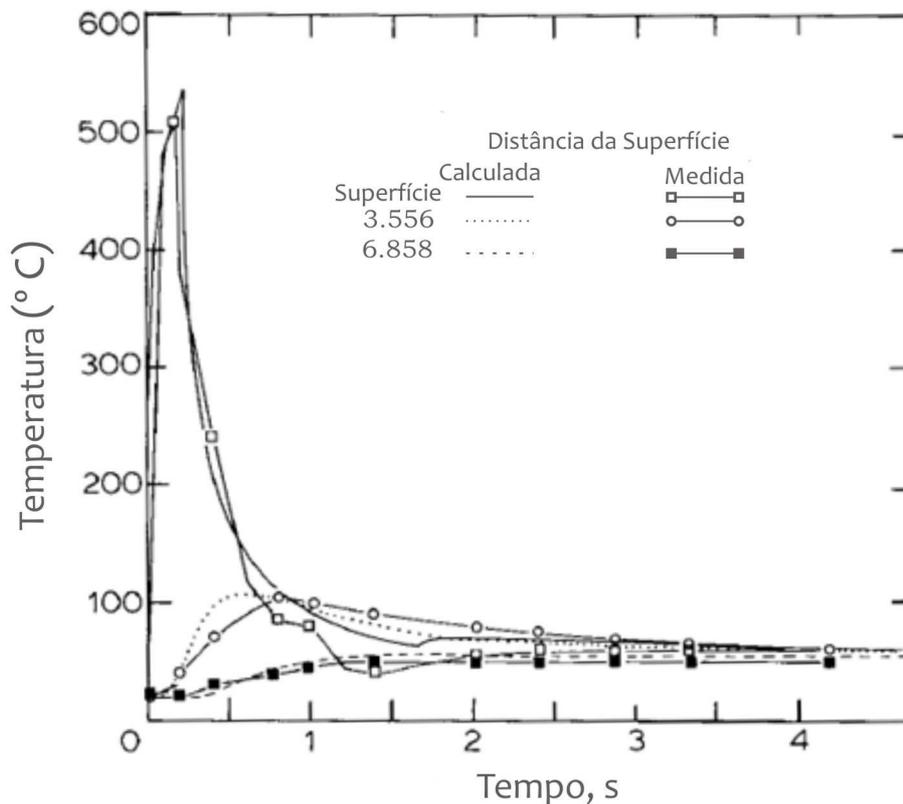
Fonte: Adaptado de GINZBURG et al. (1997)

Na Figura 2.20 é possível verificar a variação de temperatura circunferencial interna e superficial do cilindro e variação cíclica em função da quantidade de bobinas produzidas.

DEVADAS et al. (1986) desenvolveram um estudo para simulação do comportamento térmico do cilindro de laminação em um laminador de chapas, que trabalha sobre diversas condições de contorno, pois tem a função de deformar o material e manter a chapa alinhada para evitar variação de espessura. Para elaboração do estudo foi desenvolvido um modelo matemático, capaz de simular o comportamento térmico dos cilindros de laminação com diversas condições de contorno.

A validação do modelo foi desenvolvida tomando com referência os dados de um laminador real. Os resultados das simulações apresentaram boa aproximação com trabalhos com mesma configuração das curvas do perfil de temperatura circunferencial, considerando o aquecimento na zona de deformação, a queda brusca de temperatura após o contato com a refrigeração superficial e a variação de temperatura em diversas profundidades. Todas as informações citadas estão mostradas na Figura 2.21 a seguir:

Figura 2.21 Perfil de temperatura circunferencial do cilindro



Fonte: DEVADAS et al. (1986)

O modelo matemático foi elaborado a partir da equação da condução de calor e foi considerada a Equação 2.3, extraída da literatura existente, como correlação para o coeficiente de transferência de calor por convecção.

$$h = 0,063 \left(\frac{k_w}{r} \right) \text{Re}^{0,8} \text{Pr}^{0,33} \quad (2.3)$$

Onde: r é o raio de cobertura na região para resfriamento forçado e RW . A velocidade de água na zona de resfriamento é calculada conforme indicado na Equação 2.4 apresentada a seguir:

$$v_w = \left[\left(\frac{4Q_w}{\pi d_w^2} \right)^2 + 2gH \right]^{1/2} \quad (2.4)$$

Onde:

Q_w = Vazão de água de resfriamento

H = Pressão do jato no resfriamento

d_w = Diâmetro da região molhada

A correlação da equação 2.4 foi utilizada no resfriamento das bobinas na saída do laminador. No estudo também foi utilizada a correlação da equação 2.5 que toma com base a vazão de água de refrigeração e a temperatura superficial do cilindro.

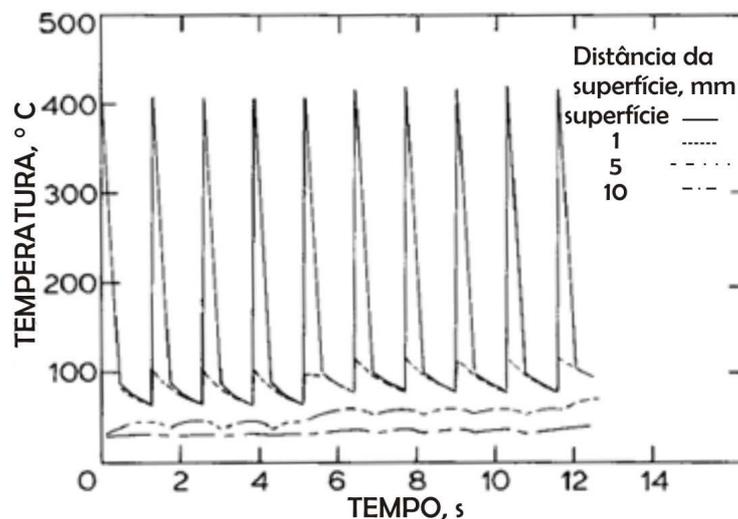
$$h = 708Q_w^{0,75}T_s^{-1,2} + 0,116 \quad (2.5)$$

Onde:

T_s =Temperatura superficial da bobina

Segundo os autores para garantir melhoria no processo de laminação, na conservação de energia e qualidade dos produtos, é fundamental o controle de resfriamento dos materiais. Porém como foi mostrada em outros trabalhos a fadiga térmica é inevitável neste tipo de processo, pois durante a operação o comportamento obedece ao regime harmônico no campo de temperatura.

Figura 2.22 Perfil de temperatura circunferencial do cilindro em diversos níveis de profundidade



Fonte: Adaptado de DEVADAS et al. (1986)

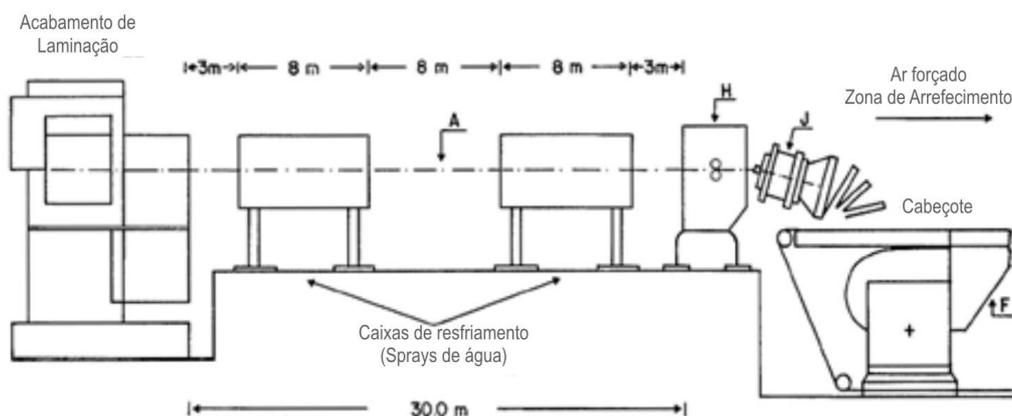
A Figura 2.22 mostra o comportamento da temperatura superficial do cilindro ao longo do tempo e a temperatura final após a passagem de diversas barras. Também em outros trabalhos, é possível observar que o perfil interno de temperatura do cilindro tem um grande desnível em relação à temperatura da superfície. A maioria dos modelos desenvolvidos tem como objetivo calcular a temperatura do material no final do laminador, no entanto um parâmetro importante de controle é a energia de deformação das peças, que é absorvida pelo cilindro de laminação.

No desenvolvimento do modelo foram utilizados dados empíricos para definição das condições de contorno utilizadas como dados de entrada do sistema. Na operação de laminação a qualidade do material é garantida através do resfriamento posterior do material após a saída do laminador. Normalmente esse resfriamento ocorre na mesa de rolos, onde é utilizado spray de água para resfriamento e controle das propriedades do material, feitos através do resfriamento do material em movimento.

Um fato importante de destacar é que os coeficientes de convecção envolvidos no processo de transferência de calor dos materiais sofrem uma forte influência da temperatura superficial do material como mostra a Equação 2.5. Como a variação de temperatura ao longo do laminador é muito grande o valor de h também varia conforme a etapa do processo seja na deformação durante a passagem pelos cilindros ou na mesa de rolos na saída do laminador.

Essa variação de coeficientes leva uma grande quantidade de correlações envolvidas no processo de resfriamento dos laminadores como é possível observar no trabalho desenvolvido por MORALES et al. (1989) que desenvolveram um modelo matemático capaz de simular o comportamento dos produtos laminados sobre ação dos sprays de água. No estudo foi identificado que o resfriamento do material depende de vários parâmetros de operação e os valores são definidos em função do comprimento das peças, da velocidade de laminação, da temperatura final de laminação, da vazão de água para resfriamento, da sequência de sprays nas caixas de refrigeração, entre outros.

Figura 2.23 Diagrama de laminação de barras com as caixas de refrigeração



Fonte: Adaptado de MORALES et al. (1989)

O sistema avaliado é composto por um bloco de laminação, duas caixas de refrigeração, impulsor (H), formador de rolos (J) e mesa rolos de saída (F), conforme mostra a Figura 2.23. Para modelagem matemática foi utilizado à equação geral da transferência de calor para superfície cilíndrica, sujeita a diversas condições de contorno, o coeficiente de transferência para um sistema de refrigeração por sprays foram extraídos de vários trabalhos experimentais.

Diversos parâmetros como tipo de bico, pressão da água, distância do bico para superfície, entre outros, são variáveis determinantes para definição do coeficiente de transferência de calor por convecção. Varias correlações foram utilizadas para avaliar a melhor aproximação com o problema físico e suas condições de contorno. Cada correlação utilizava em sua composição, parâmetros específicos para calcular o valor de h conforme apresentado a seguir na tabela 2.3. Na maioria das correlações utilizavam-se como variáveis a vazão de água (W), a temperatura da água (T_w) e a temperatura da superfície do material (T_s).

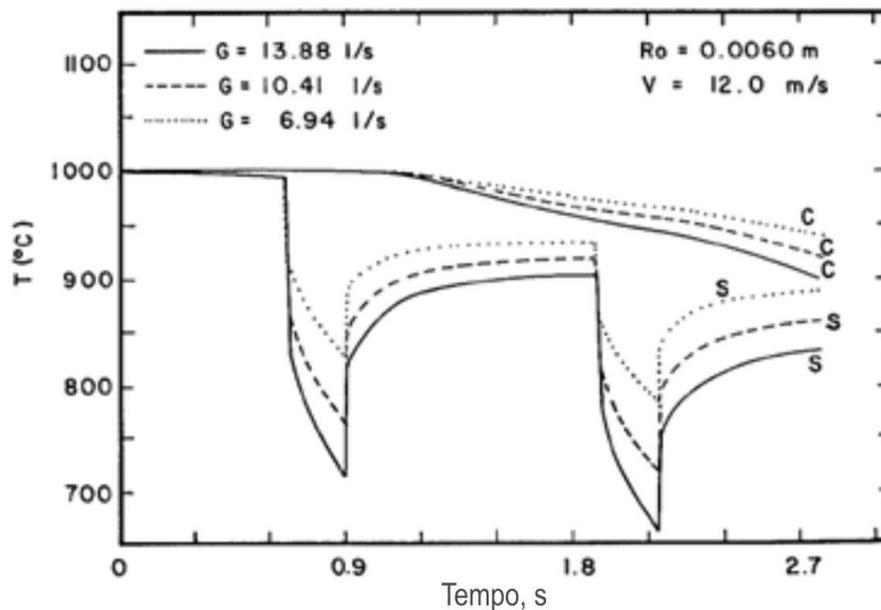
Tabela 2.3 Correlações para o cálculo dos valores de h

(A)	$h_c = 2.6612 \times 10^5 W^{0.618} / T_s^{2.445}$
(B)	$h_c = 708 W^{0.75} T_s^{-1.2} + 0.116$
(C)	$h_c = 0.581 W^{0.451} (1 - 0.0075 T_w)$
(D)	$h_c = 1.57 W^{0.55} (1 - 0.0075 T_w) \left(\frac{1}{\alpha} \right)$
(E)	$h_c = 0.423 W^{0.556}$
(F)	$h_c = 1.57 W^{0.55} (1 - 0.0075 T_w)$
(G)	$h_c = 0.360 W^{0.556}$
(H)	$h_c = 0.0776 W$
(I)	$h_c = 0.1 W$
(J)	$h_c = 1.1611 \times 10^{-3} \text{ antilog } (0.663 \log W - 0.00147 T_s)$
(K)	$h_c = 1.611 \times 10^{-3} \text{ antilog } (2.030 + 0.793 \log W - 0.00154 T_s)$

Fonte: Adaptado de MORALES et al. (1989)

O estudo foi muito significativo para comparação das diversas correlações. Devido a grande variação de parâmetro os valores calculados apresentaram resultados diversos de h , mesmo considerando os dados de entrada constante para todas variáveis.

Figura 2. 24 Efeito do fluxo de água no resfriamento das peças



Fonte: Adaptado de MORALES et al. (1989)

Um método de modelagem por diferenças finitas foi utilizado para solução do problema físico considerando as correlações empíricas para os coeficientes de transferência de calor por radiação e convecção. Foram elaboradas várias simulações do resfriamento com diversos arranjos nas caixas de resfriamento. Entre estes experimentos se destaca a simulação do resfriamento em várias vazões como mostra a Figura 2.24, em que pode ser observada a variação do perfil de resfriamento na superfície externa da barra após a passagem pela caixa de refrigeração.

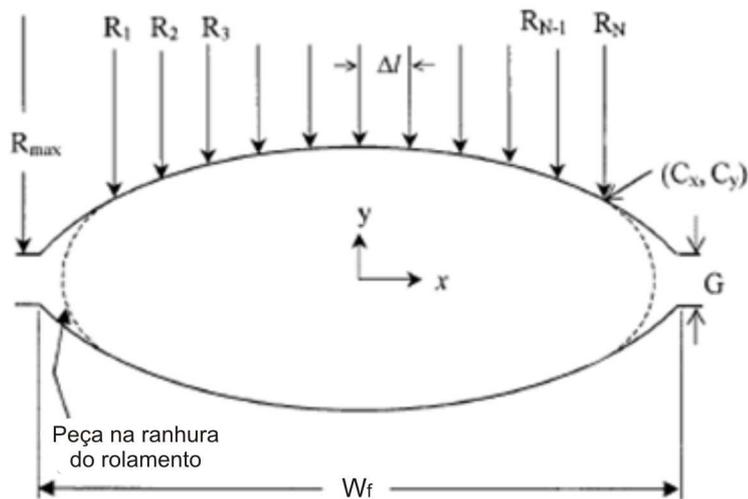
Vários estudos analisando dados de processo para melhoria da qualidade dos produtos foram desenvolvidos com o objetivo de definir as melhores condições de serviço no processo de laminação. Como no trabalho desenvolvido por LEE et al. (2001) que utilizaram um método para calcular o raio médio de um laminador de rolos,

com o objetivo de padronizar o processo de fabricação e garantir melhor qualidade nos produtos da laminação.

Na produção de barras ou na produção de placas, a velocidade de laminação sofre variações em função da variação de bitola nos passes de cada gaiola da laminação. Controlar essa velocidade é extremamente complexo devido à variação de velocidade que ocorre em função da variação de seção das barras. Para reduzir estes contrastes as formas de deformação variam de seção com a passagem de material, garantindo um processo contínuo de deslocamento do material.

Para análise deste estudo foi utilizada uma equação matemática que possibilitou a otimização do raio médio considerando a transição das seções de oval para redondo e quadrado, para garantir o menor tempo de transição desse material. O modelo apresentado no trabalho considerou como parâmetro a velocidade da barra definida como a velocidade angular multiplicada pelo raio máximo, conforme indicado na equação 2.6 e a velocidade da barra através da equação 2.7. A expressão foi ajustada considerando o arranjo apresentado nas equações 2.8 e 2.9, considerando as variáveis apresentadas no corpo do cilindro como mostra a Figura 2.25.

Figura 2.25 Perfil do canal do cilindro de laminação



Fonte adaptado de LEE et al. (2001)

$$V_r = \omega R_{\max} \quad (2.6)$$

$$V_\omega = V_r (1 + \phi) \quad (2.7)$$

$$V_r = \omega \frac{(R_1 + R_2 + \dots + R_N)}{N} \quad (2.8)$$

$$\text{Onde: } \Delta l = c_x \left(\frac{c_y}{\omega_f} \right)^\gamma \quad \gamma = \frac{\omega_f}{G} \quad N = \frac{2c_x}{\Delta l} \quad (2.9)$$

Tabela 2. 4 Comparativo dos métodos utilizados para um cilindro com raio máximo de 155 mm e uma barra de 60mm

Nº de Passes	Modelo Saito	Modelo Wusatowski	Modelo Analítico
1º	141.64	142.96	141.26
2º	136.50	138.76	136.20
3º	144.99	146.18	144.64
4º	141.46	143.46	141.26

Fonte: Adaptado de LEE et al. (2001)

Tabela 2. 5 Comparativo dos métodos utilizados para um cilindro com raio máximo de 155 mm e uma barra de 66mm

Nº de Passes	Modelo Saito	Modelo Wusatowski	Modelo Analítico
1º	142.35	143.98	142.02
2º	136.50	138.98	136.32
3º	144.99	146.22	144.66
4º	141.46	143.47	141.28

Adaptado de LEE et al. (2001)

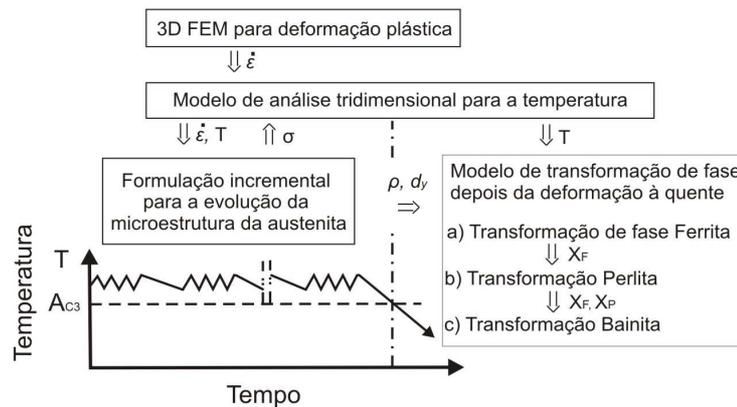
Os estudos elaborados para definição do diâmetro médio do cilindro de laminação apresentaram boa aproximação, quando comparado com modelos analítico, como pode ser verificado nas tabelas 2.4 e 2.5.

Outros autores também utilizaram a modelagem numérica para prever o comportamento do material como o estudo apresentado por LIU et al. (2002) que desenvolveram um método de análise numérica por elementos finitos, para estudar a evolução da microestrutura interna e externa em um processo de conformação por laminação.

O trabalho teve como premissa a melhoria da qualidade do material através do controle da microestrutura durante o processo de conformação de metais. Atendendo um desejo da indústria de produzir aço de alto desempenho, reduzindo assim o tempo gasto para desenvolvimento de novas tecnologias e a elaboração de produtos de aço de alta qualidade. Também foi verificado que a microestrutura tem uma relação próxima com a mudança de temperatura e a deformação plástica do material.

Para melhorar os procedimentos de laminação, modificando a microestrutura dos produtos é necessário bastante tempo com pesquisas e um elevado custo com experimentos. Este desafio estimulou o desenvolvimento de um método para análise das deformações considerando o efeito da temperatura na evolução da microestrutura de produtos como folhas, barras e perfis de diferentes seções.

Figura 2.26 Fluxograma da análise integral do modelo desenvolvido



Fonte: Adaptado de LIU et al. (2002)

Foi identificado nos estudos que a forma geométrica e as propriedades mecânicas têm influência direta na microestrutura da peça, possibilitando o ajuste das características desejadas, com base nos resultados da simulação numérica do grão. Esses aspectos reforçam a necessidade de controlar a formação do grão no processamento para melhorar as propriedades mecânicas dos materiais produzidos em laminadores a quente. O estudo foi elaborado com base na integração numérica para prever a evolução da microestrutura do material em função da deformação plástica e da mudança de temperatura durante o processo, como mostra o fluxograma apresentado na Figura 2.26.

Também com o objetivo de analisar o comportamento do material SERAJZADEH et al. (2002) desenvolveram um modelo matemático para simular a distribuição de temperatura e as mudanças da microestrutura do grão durante o processo de aquecimento com a passagem da barra no cilindro, operando na produção de aço com baixo carbono. O modelo matemático é governado pela equação geral 2.10, onde é possível observar a parcela da variação de energia na barra em processamento. Q representa a taxa de variação de energia volumétrica na barra durante o processo de deformação. A condição de contorno é dividida em duas regiões distintas, no contato da barra com o rolo de laminação e área na qual o tarugo recebe a deformação do rolo, adicionalmente é considerado a energia de atrito entre a barra e o rolo que é determinada a através da equação 2.11.

$$\frac{\partial}{\partial y} \left(k \frac{\partial T}{\partial y} \right) + \frac{\partial}{\partial z} \left(k \frac{\partial T}{\partial z} \right) + Q = \rho c \frac{\partial T}{\partial t} \quad (2.10)$$

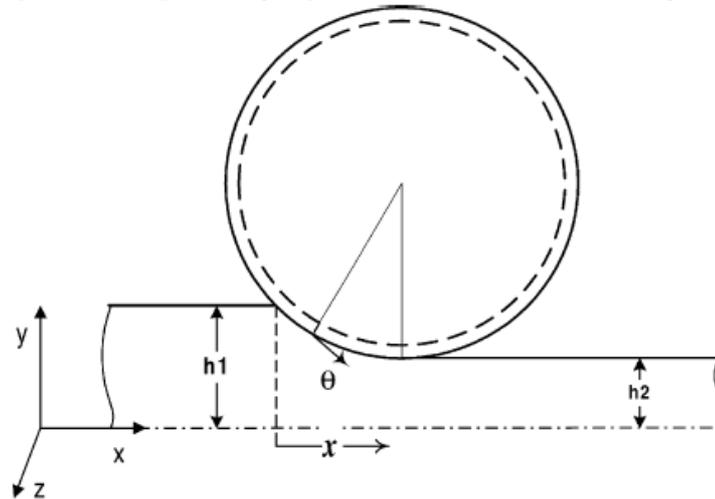
$$q_{\text{atrito}} = \tau A_c |\Delta v| \quad (2.11)$$

onde Δv é a velocidade relativa, A_c a área de contato e τ a tensão de deformação do material em processamento.

A equação que representa as condições de contorno no processo de deformação da barra considera o contato por deformação entre a barra e o cilindro, entre o cilindro de laminação e o ambiente. A transferência de calor entre o cilindro e ambiente ocorre por

convecção e radiação. A Figura 2.27 mostra a região de contato por deformação entre o cilindro de laminação e o tarugo em processamento.

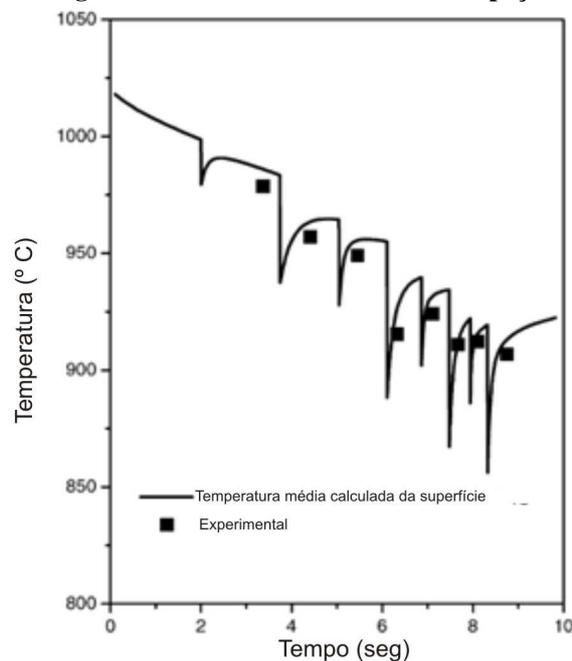
Figura 2.27 Representação gráfica do conjunto de deformação



Fonte: SERAJZADEH et al. (2002)

No estudo também foi tratada a avaliação do comportamento do crescimento do grão durante o processo de laminação. As análises estabelecidas no estudo tiveram como foco principal o comportamento da barra no processamento do material. As análises numéricas foram comparadas com os dados experimentais extraídos do material em processamento.

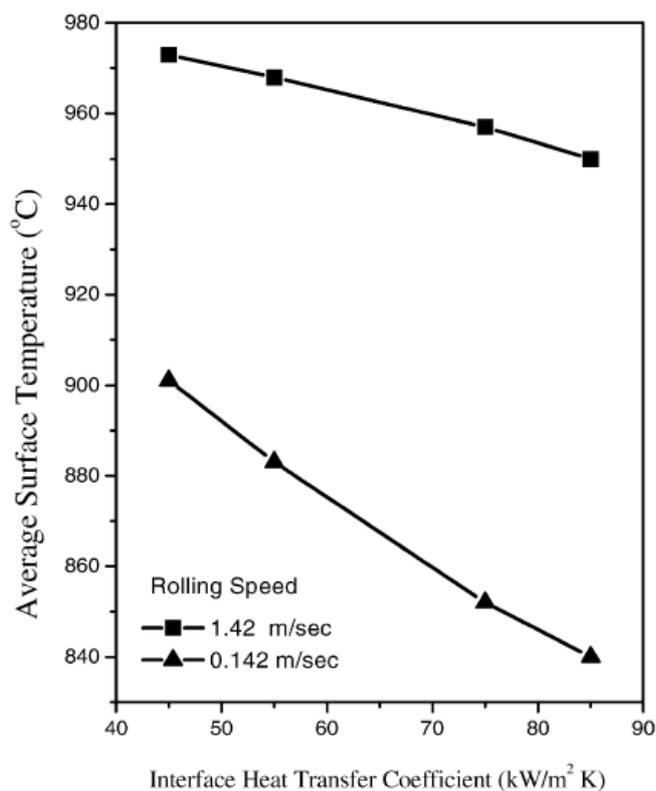
Figura 2. 28 Perfil de resfriamento da peça



Fonte: SERAJZADEH et al. (2002)

Dentre as diversas análises destaca-se a variação de temperatura superficial da barra em função do tempo, como a apresenta a Figura 2.28 e a variação da temperatura em função do valor do coeficiente de convecção (h_{con}) conforme mostra a Figura 2.29.

Figura 2. 29 Variação da temperatura em função do coeficiente de convecção e da velocidade de rotação do cilindro



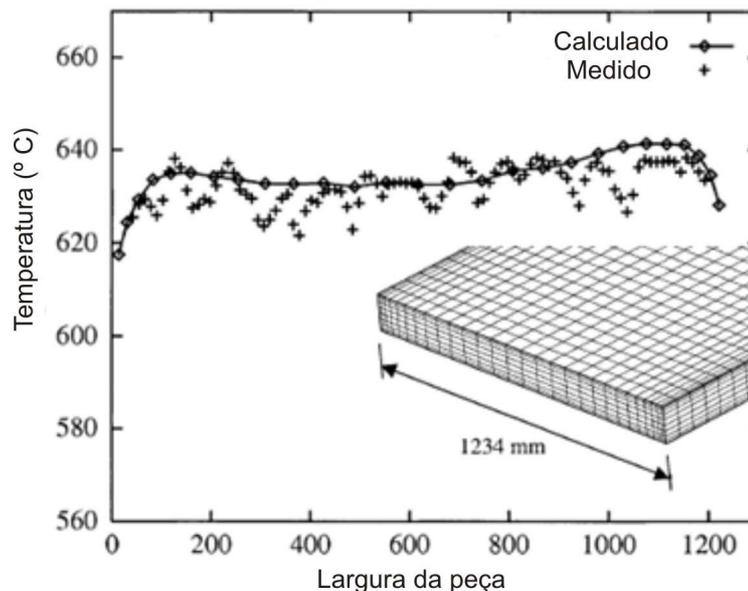
Fonte: SERAJZADEH et al. (2002)

Como é possível verificar na Figura 2.28 o modelo apresentou boa concordância, quando comparado o modelo numérico e a análise experimental da barra em processamento. Na Figura 2.29 pode ser verificada a variação da temperatura em função do valor do coeficiente de convecção associado à velocidade de rotação do cilindro de laminação. É possível verificar que quanto maior a rotação do rolo maior o calor absorvido pela barra, ou seja, o tempo maior de contato aumenta a transferência de calor entre a barra e o cilindro.

SUN et al. (2002) desenvolveram um modelo utilizando o método dos elementos finitos para previsão térmica e metalúrgica de uma barra na mesa de saída de um laminador a quente. A qualidade final do produto e as propriedades metalúrgicas do material em processamento sofrem influência do sistema de resfriamento. Essa premissa serviu como base para pesquisa sobre comportamento térmico e metalúrgico dos produtos. Modelar com precisão o comportamento dos materiais é bastante complexo, pois, é necessária a integração entre os parâmetros térmicos e mecânicos dos materiais em função da formação do grão. O trabalho foi desenvolvido em duas etapas, para prever o comportamento térmico e transformação de fase do material.

O modelo desenvolvido apresentou boa coerência nos resultados e também permitiu avaliar os efeitos no resfriamento das peças, em função do sistema de refrigeração. Os resultados apresentados foram satisfatórios para prever o comportamento do material no processo de resfriamento como mostra o perfil de temperatura transversal da barra na Figura 2.30, estas análises foram favoráveis para o controle final do produto e ajustes qualitativo nas características metalúrgicas dos materiais.

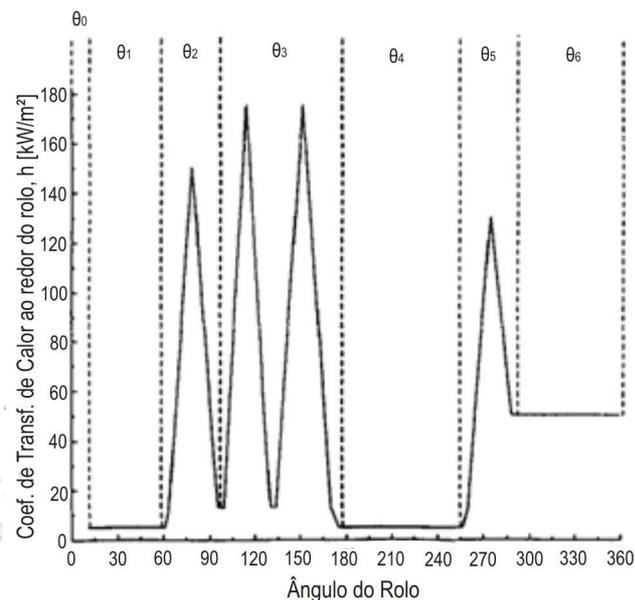
Figura 2. 30 Perfil de temperatura transversal da barra



Fonte: Adaptado de SUN et al. (2002)

WANG et al. (1996) desenvolveram um modelo para simular o comportamento térmico do material sobre efeito da deformação constante em um laminador de rolos. O modelo considerou a equação geral da transferência de calor e adicionou a parcela da velocidade de laminação, que segundo o estudo, interfere de forma significativa no comportamento térmico da chapa.

Figura 2.31 Comportamento do coeficiente de transferência de calor na região circunferencial do cilindro

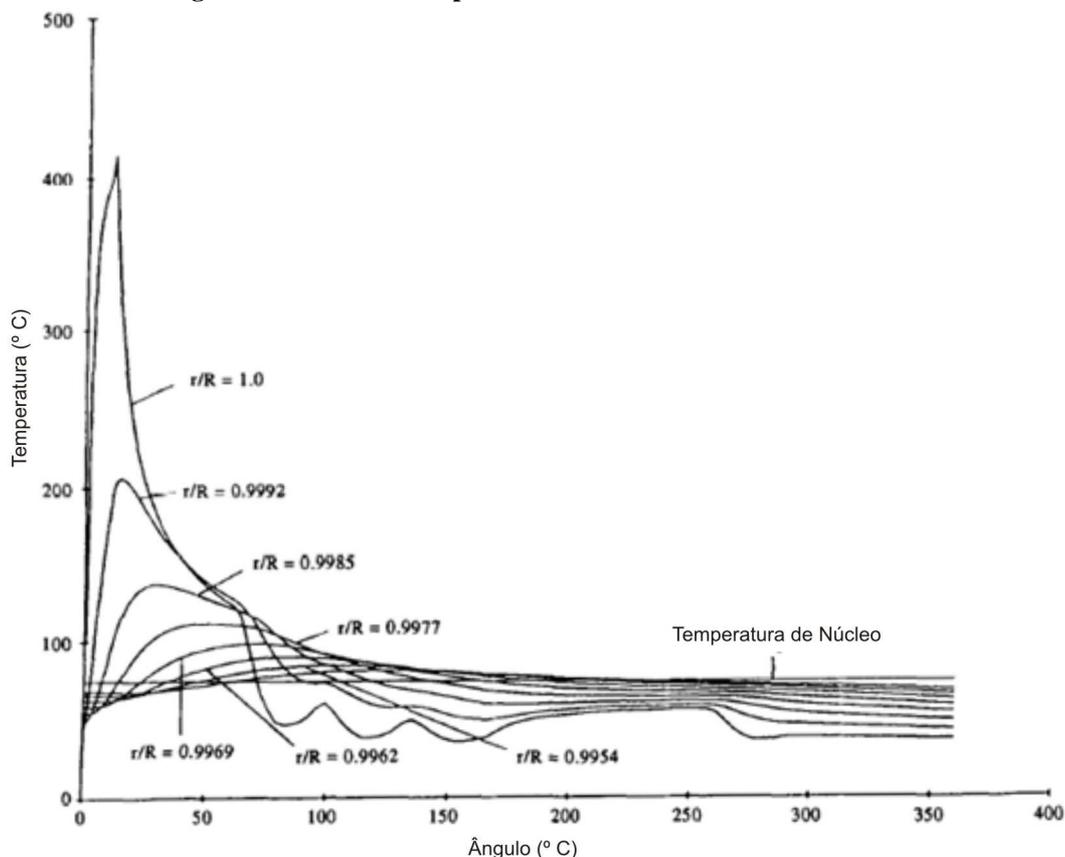


Fonte: Adaptado de WANG et al. (1996)

Assim como todo trabalho que envolve simulação do comportamento térmico, utilizando sistema de resfriamento por spray, um dos principais fatores envolvidos é o coeficiente de transferência de calor obtido em cada parcela das condições de contorno. No caso deste trabalho não foi diferente, após as simulações considerando as variações nas condições de contorno como refrigeração e contato por deformação foi possível

verificar o comportamento cíclico do fluxo de energia na superfície do cilindro conforme mostra a Figura 2.31.

Figura 2.32 Perfil de temperatura circunferencial do cilindro

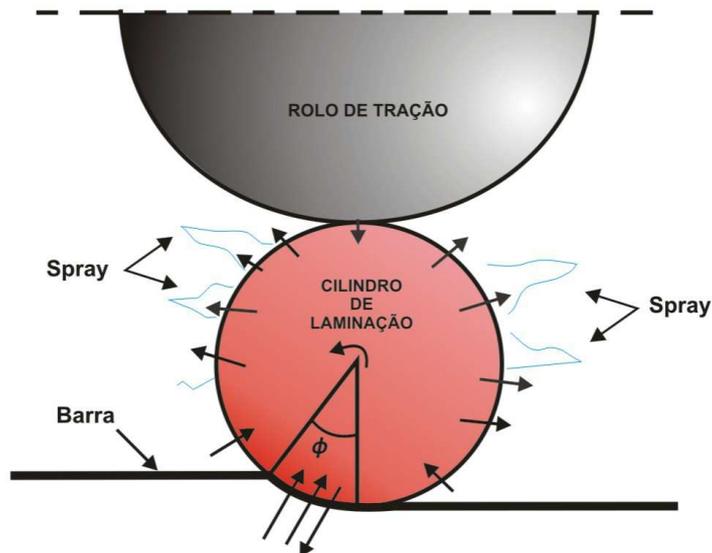


Fonte: Adaptado de WANG et al. (1996)

O estudo avaliou várias condições de serviço e apresentou resultados do perfil de temperatura na direção angular para várias profundidades a partir da superfície como mostra a Figura 2.32. O comportamento térmico do cilindro é muito influenciado pela energia de deformação, que apresenta um aquecimento elevado na região de contato entre o cilindro e material. Outra característica não menos importante pode ser observada nas camadas internas em que ocorre uma queda brusca de temperatura a poucos milímetros da superfície.

SABOONCHI et al. (2004) desenvolveram um estudo para definir os mecanismos envolvidos no resfriamento dos cilindros e a partir desta análise, identificar a melhor geometria para coeficiente de transferência de calor por convecção. Para calcular o comportamento térmico do cilindro foi elaborado um modelo usando o método das diferenças finitas para solução da equação da temperatura. A Figura 2.33 apresenta a distribuição das condições de contorno utilizadas no cilindro da simulação.

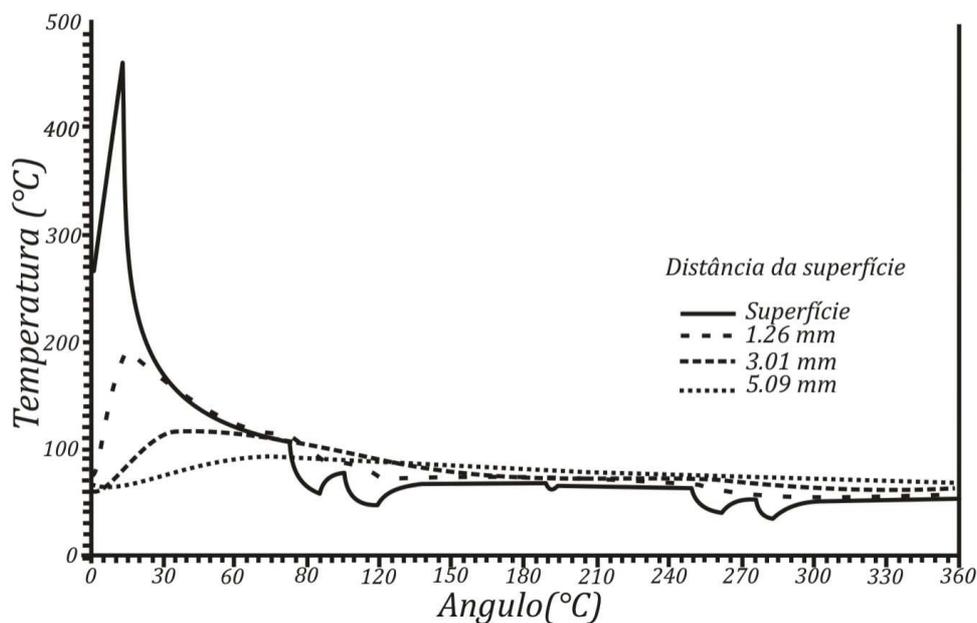
Figura 2. 33 Representação das condições de contorno do cilindro de laminação



Fonte: Adaptado de SABOONCHI et al. (2004)

Foram realizadas simulações para definir o perfil térmico circunferencial do cilindro, em várias profundidades a partir da superfície como mostra a Figura 2.34.

Figura 2. 34 Variação de temperatura em diferentes níveis com a velocidade constante



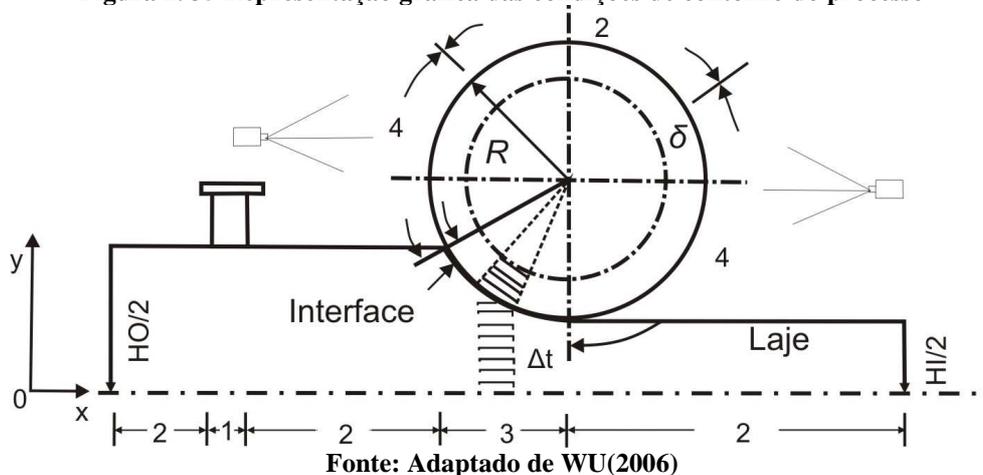
Fonte: Adaptado de SABOONCHI et al. (2004)

Na Figura é possível observar que a temperatura superficial do cilindro sofre um acréscimo e atinge a marca dos 450°C , logo em seguida após o contato com a água de refrigeração decresce rapidamente, atingindo o patamar de 100°C . No interior do cilindro a variação máxima é de 200°C causando uma diferença de 250°C em apenas 1,26 mm de espessura. Como esse comportamento é cíclico torna-se o principal causador de fadiga térmica como já relatado em outros trabalhos.

WU (2006) desenvolveu um modelo numérico para determinar o perfil de temperatura do cilindro em um laminador de barras longas. Identicamente a outros

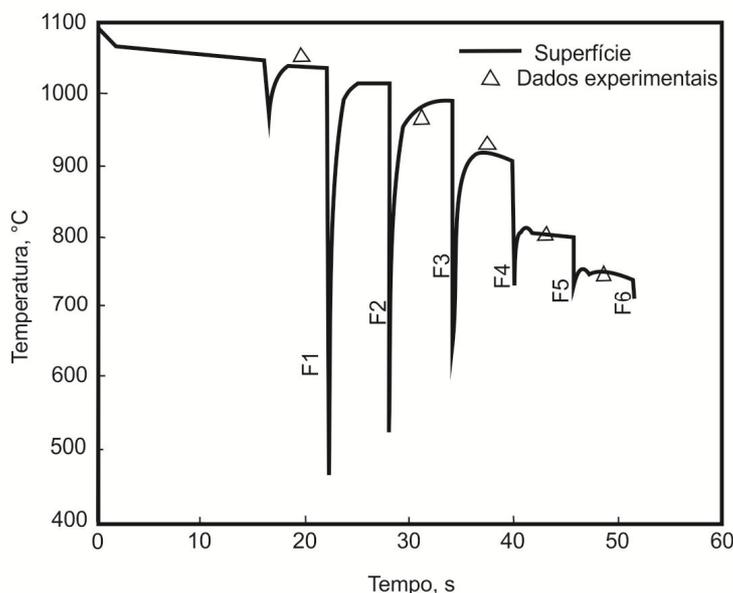
trabalhos da literatura e como é característica do processo de laminação, as condições de contorno adotadas são resfriamento por jatos e convecção natural, assim como na região de aquecimento em que ocorre o contato cilindro barra, como indicado na Figura 2.35.

Figura 2. 35 Representação gráfica das condições de contorno do processo



Dentre as várias condições impostas no sistema, à parcela referente energia absorvida pelo trabalho de atrito entre o rolo de laminação e o material é a mais importante e representa a principal fonte de energia fornecida ao cilindro.

Figura 2. 36 Simulação numérica e experimental da variação de temperatura da barra



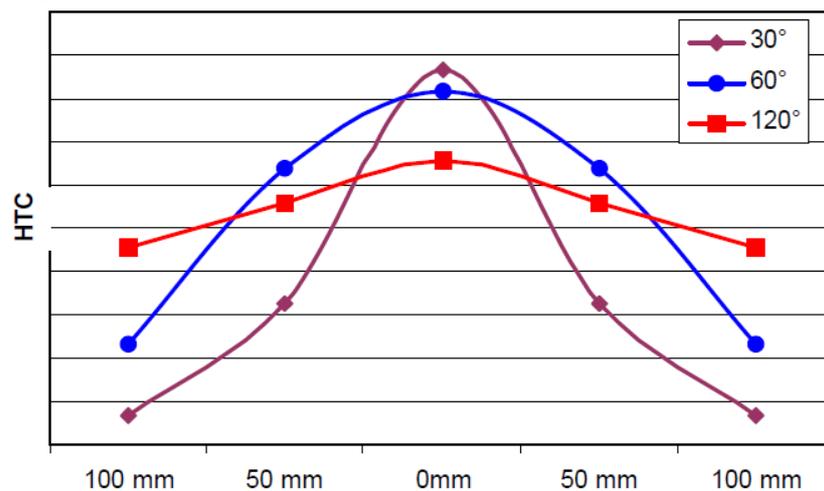
Assim em outros trabalhos sobre conformação de material o estudo após as simulações apresentou um comportamento cíclico, em que a temperatura da barra sofre variações bruscas de temperatura durante a passagem da barra no laminador. A Figura 2.36 mostra os resultados das simulações e o comparativo com os dados experimentais coletados.

RANDENSKY et al. (2007) desenvolveram um trabalho para analisar a influência do resfriamento por jato no controle da temperatura superficial dos cilindros de laminação. No trabalho foi considerada a variação do ângulo do jato, tipo de jato,

pressão e vazão do jato, afastamento da superfície de contato e afastamentos entre bicos. Os resultados permitiram a identificação da melhor configuração de bicos e uma distribuição que possibilitasse uma maior retirada de calor do cilindro de laminação.

Na primeira análise da pesquisa, foi considerada a intensidade do jato em função da área de contato e a distribuição dos bicos em três ângulos distintos. Para análise da capacidade de resfriamento, foi criado um indicador denominado HTC que determina a quantidade de energia retirada no processo de resfriamento. A partir deste indicador foi verificado que a abertura de 60° apresentou o melhor desempenho conforme mostra a Figura 2.37.

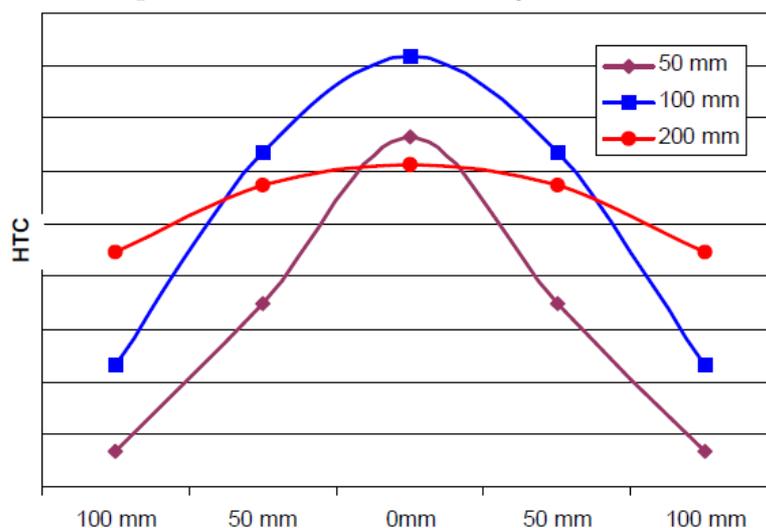
Figura 2. 37 Capacidade de resfriamento em função da abertura do jato



Fonte: Adaptado de RANDENSKY et al. (2007)

Outra análise realizada nesse estudo foi a influência do afastamento dos sprays em relação à superfície do cilindro. Nesse caso foram testados três pontos de afastamento com 50 mm, 100 mm e 200 mm. O afastamento de 100 mm apresentou a maior capacidade de resfriamento como mostra a Figura 2.38.

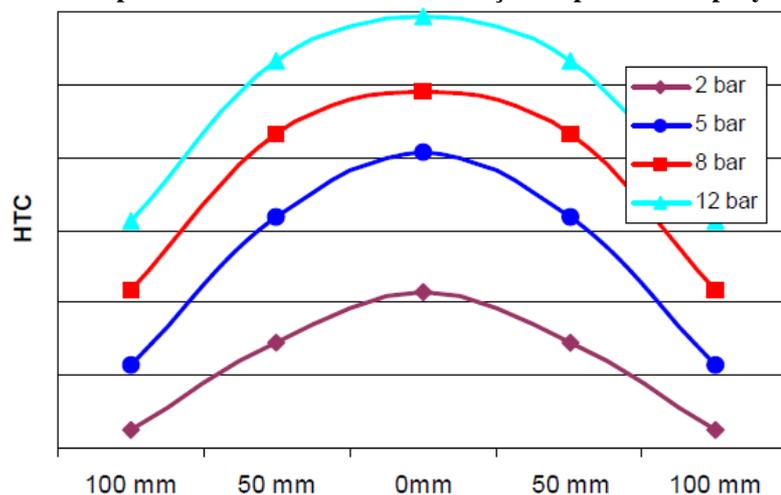
Figura 2. 38 Capacidade de resfriamento em função do afastamento do spray



Fonte: Adaptado de RANDENSKY et al. (2007)

Seguidamente foi avaliado o perfil da pressão de trabalho dos sprays, em que foi verificada a capacidade de resfriamento em função da pressão em várias condições de serviço. No experimento foi utilizada quatro classes de pressão 2, 5, 8 e 12 bar e na primeira análise foi observado que a capacidade de resfriamento aumenta com o aumento da pressão como mostra a Figura 2.39.

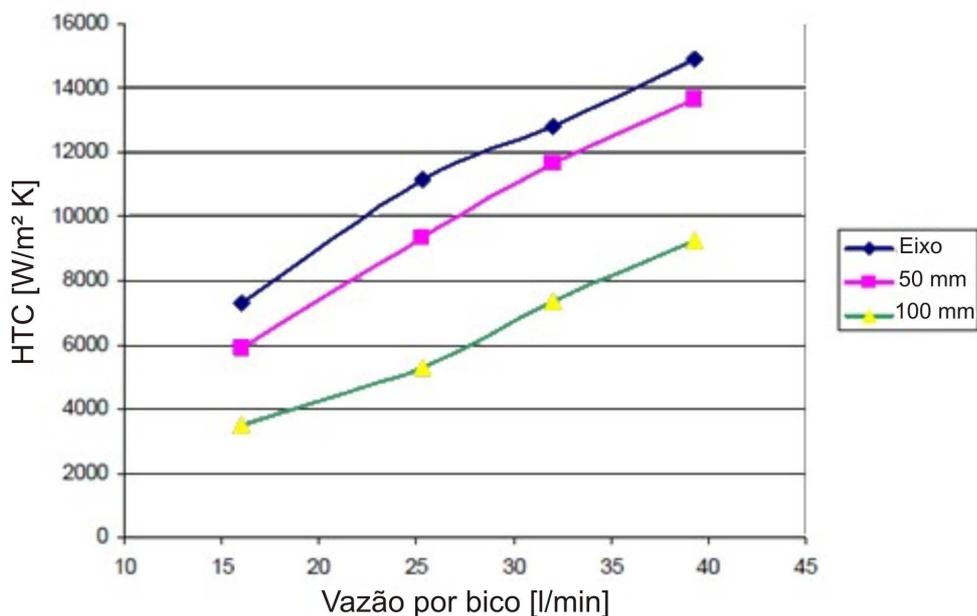
Figura 2. 39 Capacidade de resfriamento em função da pressão do spray



Fonte: Adaptado de RANDENSKY et al. (2007)

Também foi observado que a taxa de resfriamento sofre influência da vazão e do afastamento em relação a eixo de distribuição dos sprays como mostra a Figura 2.40.

Figura 2. 40 Variação do fluxo de calor em função da vazão

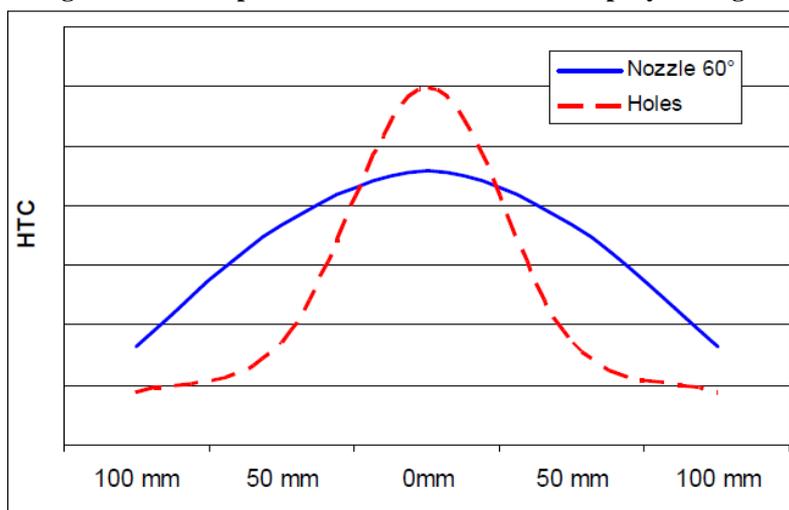


Fonte: Adaptado de RANDENSKY et al. (2007)

Atualmente muitos laminadores utilizam sistema de resfriamento com tubos perfurados substituindo os bicos de sprays. Esse tipo de configuração foi comparado com o sistema de sprays, para analisar a eficiência dos dois sistemas. Foi verificado no estudo que o distribuidor com sprays apresenta uma capacidade de resfriamento com

maior eficiência quando comparado com sistema de rasgos, conforme indicado na Figura 2.41 apresentado a seguir:

Figura 2. 41 Comparativo do resfriamento entre sprays e rasgos

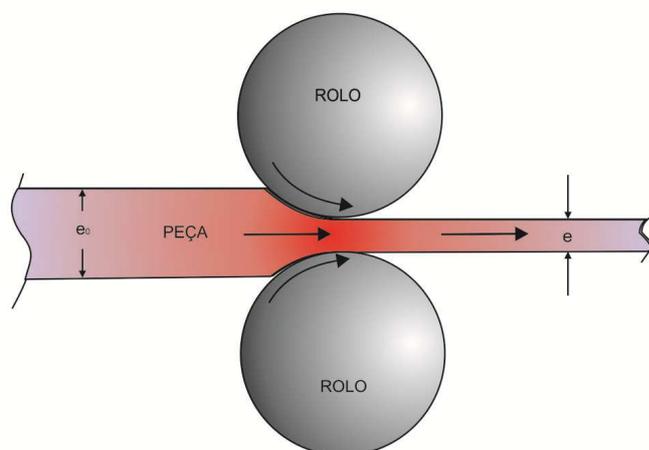


Fonte: Adaptado de RANDENSKY et al. (2007)

CHEN YANG (2010), desenvolveu um algoritmo para análise inversa das formas de transferência de calor entre a barra e o cilindro em um processo de laminação. Atualmente a técnica de análise inversa é bastante utilizada para avaliação de sistemas complexos, como o estudo no trabalho de CHEN YANG (2010). Hoje existe uma série de técnicas para análise dos problemas inversos como o método do gradiente conjugado, o de especificação do funcionamento, o do espaço marchado e o de filtro de Kalman.

Segundo CHEN YANG (2010), existe poucos trabalhos dedicados ao cálculo da energia fornecida por atrito para os cilindros em processos de laminação de rolos. Como os rolos estão sujeitos a diferentes tipos de transferência de calor como condução na região de contato entre o rolo e peça, convecção e radiação, foram feitas análises com diferentes condições de contorno.

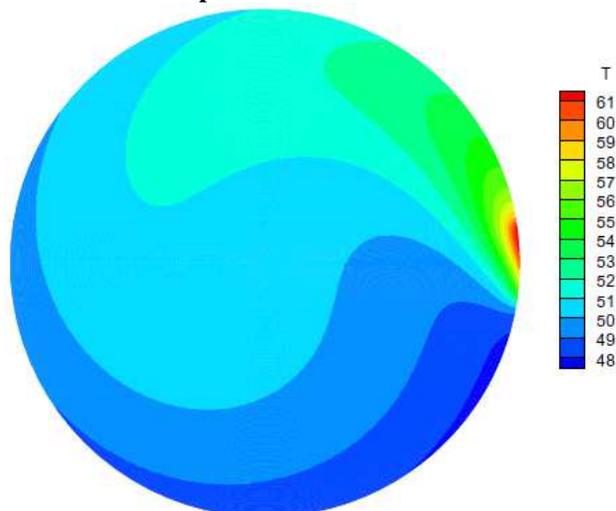
Figura 2. 42 Geometria e coordenadas do sistema



Fonte: Adaptado de CHEN YANG (2010)

O método inverso adotado neste trabalho fez uma análise bidimensional do fluxo de calor entre e os rolos de laminação considerando as diferentes condições de contorno na superfície do cilindro. A Figura 2.42 mostra a geometria das coordenadas adotadas para o modelo matemático e na Figura 2.43 o perfil de temperatura do cilindro considerando as variáveis impostas na superfície do cilindro.

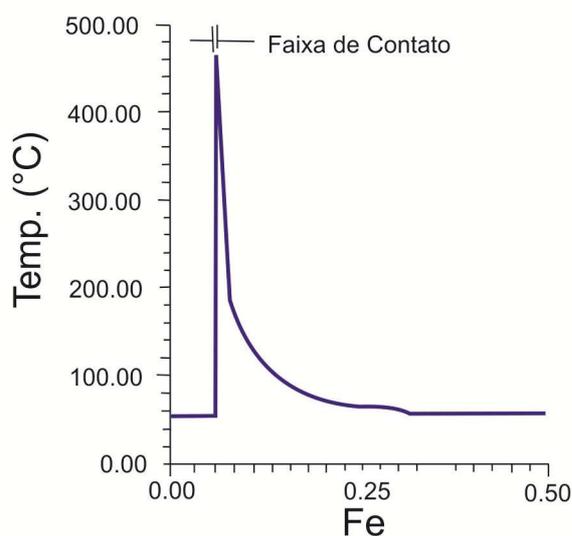
Figura 2. 43 Perfil de temperatura transversal do cilindro do cilindro



Fonte: CHEN YANG (2010)

LIN et al. (1995) desenvolveram um modelo tridimensional para analisar o comportamento térmico do cilindro de laminação. Assim como diversos trabalhos desenvolvidos nessa área foram considerados várias condições de contorno na superfície do cilindro como condução, convecção através do resfriamento por jato.

Figura 2. 44 Perfil de temperatura circunferencial



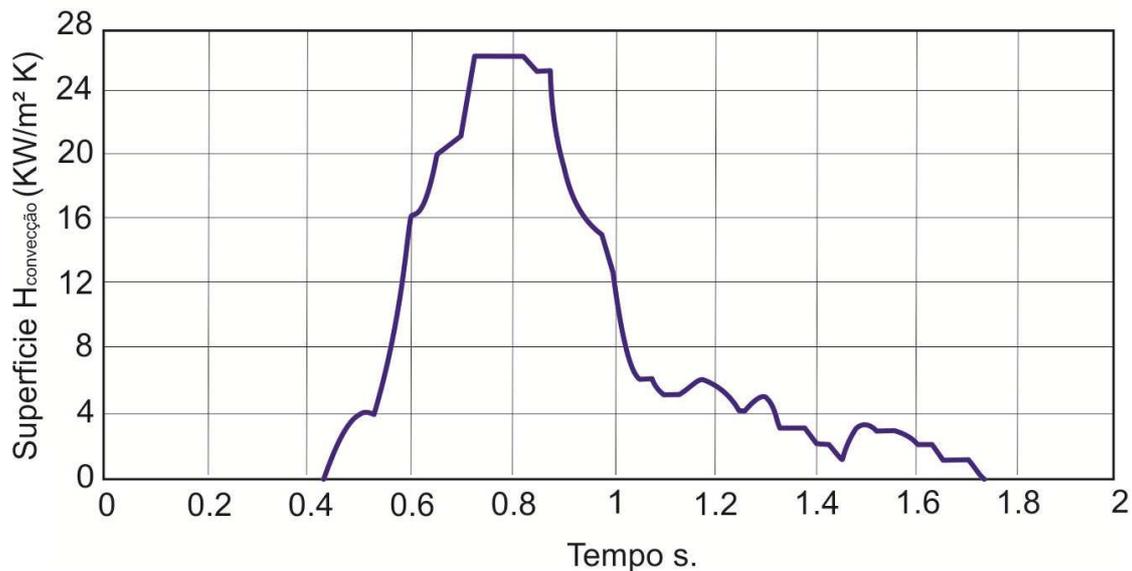
Adaptado de LIN et al.. (1995)

O gráfico apresentado mostra a distribuição de temperatura na superfície do cilindro, característico para esse tipo de problema conforme pode ser observado na Figura 2.44. O resultado está relacionado com a interação de diversos fatores entre eles

a curvatura do cilindro que interfere na espessura da chapa e pode ser controlado utilizando o resfriamento por sprays.

ATAACK et al. (1996) desenvolveram um modelo por diferenças finitas para simular o perfil térmico dos cilindros de laminação e fornecer as informações necessárias ao controle preciso da curvatura do cilindro durante o processo de fabricação de chapas. O estudo mostra que a curvatura ideal deve ter um valor próximo de zero, porém observa-se que os valores são na faixa de 180 μm , essa variação é muito prejudicial, pois interfere na lubrificação entre o cilindro e chapa e também na qualidade final do produto. No resultado das simulações se observa o perfil da troca de energia que ocorre na superfície do cilindro durante a sua rotação, como pode ser verificado na Figura 2.45 apresentada seguir:

Figura 2. 45 Coeficiente típico de transferência de calor



Fonte: Adaptado de ATACK et al.. (1996)

Para simular o processo de resfriamento de materiais metálicos com o objetivo de se obter condições metalúrgicas desejadas e acelerar o processo de resfriamento BISWAS et al. (1997) desenvolveram um modelo matemático para analisar as condições de contorno e o comportamento térmico do material em processamento.

O coeficiente de transferência de calor para o resfriamento por jato foi desenvolvido considerando as principais variáveis envolvida no processo de resfriamento como raio de cobertura, comprimento de cobertura, velocidade de escoamento e viscosidade do jato conforme equações apresentadas a seguir:

$$h_{\text{jet}} = \bar{a} (u_{\text{jet}})^{0,6} \left(\frac{x}{u_{\text{barra}}} \right)^{1,89} e^{-\bar{b} \left(\frac{x}{u_{\text{barra}}} \right)} \quad (1.5)$$

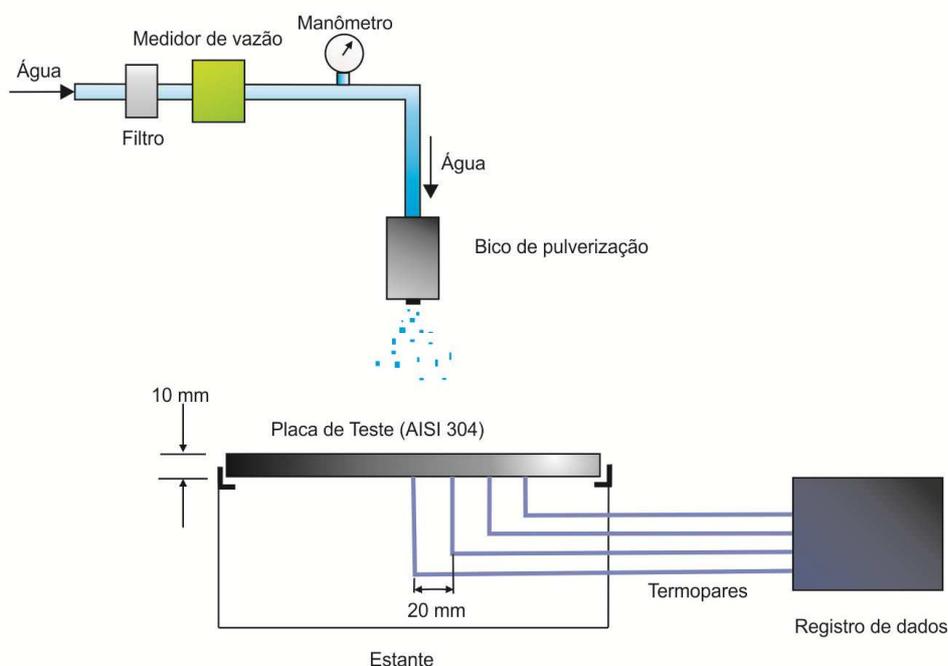
$$\bar{a} = 17,694 \left(\frac{u_{\text{barra}}}{L_{\text{jet}}} \right)^{1,89} \quad (1.6)$$

$$\bar{b} = 0,352 \left(\frac{u_{\text{barra}}}{L_{\text{jet}}} \right) \quad (1.7)$$

O modelo adotado, para o processo de resfriamento foi aplicado em diversos seguimentos industriais como indústria de vidro e de alumínio apresentando resultados bastante satisfatórios. Na ordem evolutiva da intensidade do resfriamento, a formulação do coeficiente de transferência de calor por convecção adotado para uma superfície metálica pode ser feita em função da dimensão da gota e da velocidade de aplicação densidade do jato, entre outros.

FUJIMOTO et al. (1997) desenvolveram uma bancada experimental, cujo esquema é mostrado na Figura 2.46. No experimento foram elaboradas análises com diversas condições operacionais, para identificar a melhor condição e maior eficiência no processo de resfriamento do material. No resultado das análises foi observado que existe uma relação entre vazão de água e capacidade de resfriamento. Embora o fluxo de calor seja visto como dependente da vazão, essa relação é variável, pois ao atingir determinados valores de vazão o fluxo fica constante.

Figura 2. 46 Bancada experimental para resfriamento de placas



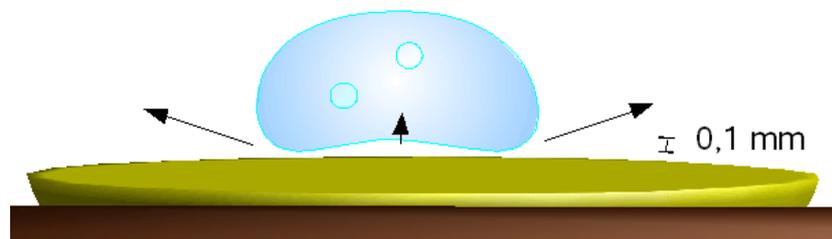
Fonte: Adaptado de FUJIMOTO et al. (1997)

CHUN et al. (1996) estudaram o comportamento de um laminador de rolos no processo de fabricação do alumínio, em que foi analisada a velocidade do laminador, a composição do fluido de refrigeração, a lubrificação do cilindro, entre outros. O modelo foi desenvolvido através do método dos elementos finitos considerando um problema unidimensional e transiente.

Os estudos da lubrificação mostram que a velocidade de laminação está relacionada ao método de regulação da lubrificação, pois quanto maior lubrificação menor a velocidade por conta da redução de atrito entre o material e o cilindro. A introdução ao estudo de tribologia tem dois objetivos: analisar a redução de esforços entre os cilindros de laminação e o material em deformação e também a proteção superficial do material em processamento. A base do estudo foi analisar os valores de tensão de forma numérica com a simulação do sistema, com objetivo de utilizar os dados na melhoria da operação.

Outro estudo bastante significativo foi o desenvolvido por GRADECK et al. (2011), que fizeram uma análise inversa nos cilindros de laminação instalados na saída dos laminadores de rolos. Nesta etapa do processo são definidas as propriedades mecânicas do material a ser produzido e a taxa de resfriamento.

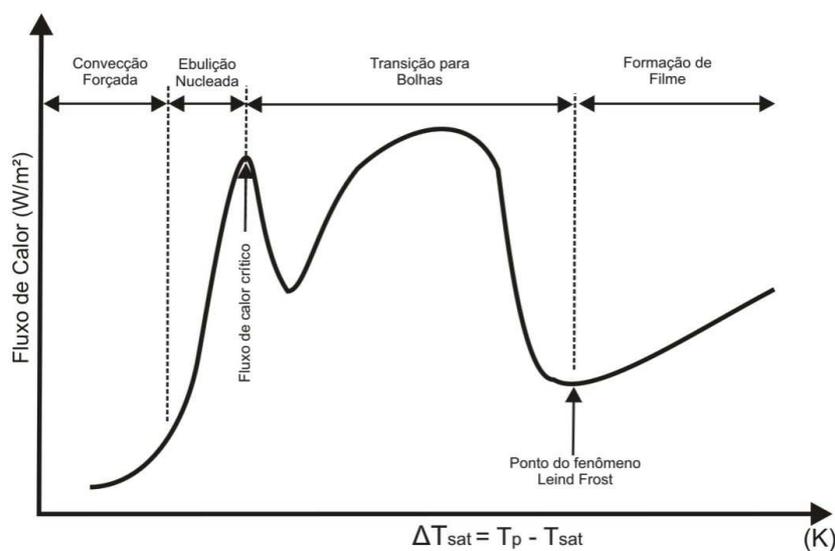
Figura 2. 47 Efeito leidenfrost



Fonte: (www.vidauniversitaria.com.br)

Os resultados apresentados podem sofrer uma grande variação, pois depende do material em processamento e das condições de contorno imposta no cilindro. Obviamente a cinética de resfriamento interfere de forma significativa na qualidade e nas propriedades do material em processamento.

Figura 2. 48 Forma da curva de ebulição no resfriamento por jatos



Fonte: Adaptado de GRADECK et al. (2011)

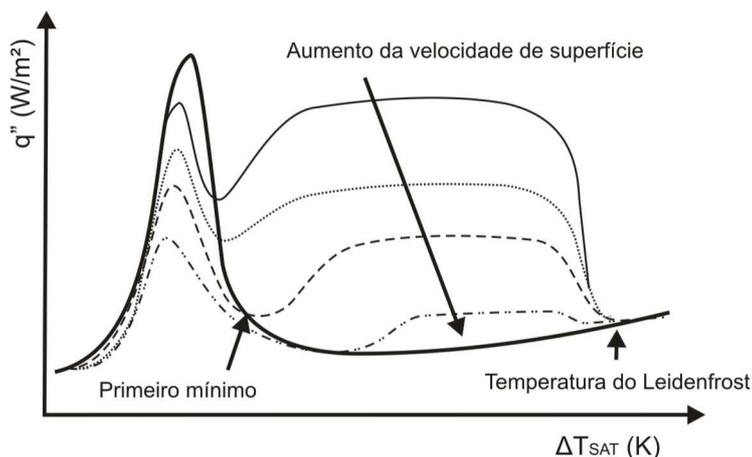
O resfriamento por jato na superfície do material deve ser controlado, pois devido à alta temperatura envolvida nesta etapa do processamento ocorre a formação de bolha e o fenômeno denominado leidefrost. Este fenômeno foi apresentado na Figura 2.47 no qual mostra que a transferência de calor passa a ser crítica, dificultando bastante o controle e a padronização do resfriamento.

No estudo foram analisadas diversas variáveis que interferem no processo de transferência de calor do material aquecido. Na Figura 2.48 pode ser observado que em elevadas temperaturas o resfriamento superficial não obedece a uma relação padrão de resfriamento, ocorrendo variações no fluxo de calor em função da temperatura. A análise demonstrou que a taxa de resfriamento sofre influência bastante significativa da temperatura superficial, principalmente nas temperaturas mais elevadas em que ocorre

formação de bolhas e filme de vapor na superfície do material, dificultando o fluxo de energia durante o resfriamento.

Também foi identificado que a velocidade de deslocamento do material impacta no resfriamento, como mostra a Figura 2.49, e o aumento de velocidade na superfície interfere na curva que representa o fluxo de energia em função do diferencial de temperatura superficial.

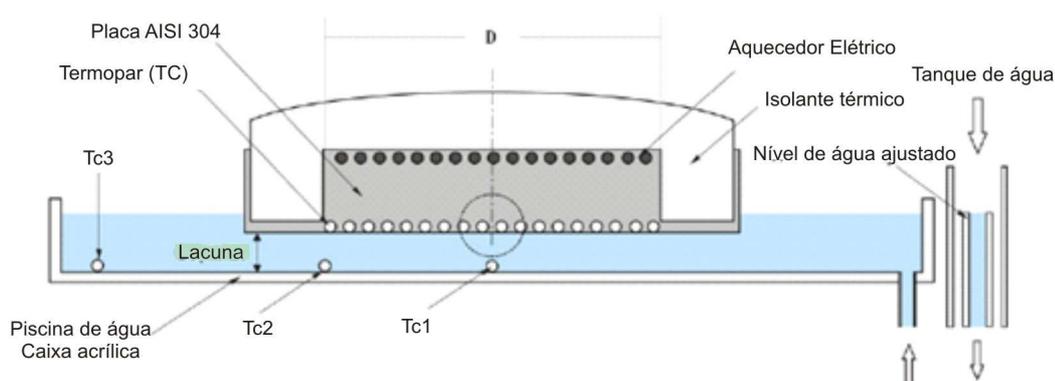
Figura 2. 49 Forma de curva de resfriamento com a superfície em movimento,



Fonte: Adaptado de GRADECK et al. (2011)

SU et al. (2007) elaboraram um estudo experimental da transferência por convecção natural na face horizontal de materiais com superfície circular, banhado por água em escoamento laminar como mostra a Figura 2.50.

Figura 2. 50 Esquema da bancada experimental



Fonte: Adaptada de SU et al. (2007)

No experimento foram utilizadas diversas correlações sobre o coeficiente de transferência de calor por convecção, para definir a melhor aproximação para o problema físico proposto. Devido ao número de variáveis envolvidas, foi utilizada uma rede neural artificial para identificar a melhor tratativa para a variação de cenária imposta ao sistema como: vazão, temperatura do fluido, velocidade de escoamento, diâmetro do material, entre outros. O que é importante destacar nesse trabalho é a

evolução apresentada no estudo com utilização da rede lógica artificial capaz de prever o melhor ajuste para as condições de serviço imposta.

Finalizando este capítulo pode-se concluir que o estudo dos cilindros de laminação de aços foi evoluindo a partir da necessidade de outras aplicações industriais. Normalmente, as pesquisas estão relacionadas com o comportamento térmico dos materiais, porém para se atingir produção em escala é necessário manter o laminador em funcionamento constante, controlando os parâmetros relacionados ao chamado “caminho da barra” expressão utilizada na operação em que indica a prioridade para evitar parada. A partir destas necessidades surgiram os estudos sobre comportamento térmico dos cilindros.

Hoje a partir das pesquisas desenvolvidas se adotam técnicas baseadas no estudo do comportamento térmico dos cilindros pra prolongar a vida útil, garantir maior produção e reduzir o número de paradas para manutenção. Este trabalho pretende dar continuidade aos estudos deste tipo de sistema utilizando os conhecimentos produzidos até o momento e ampliando as análises para permitir um maior desempenho e um conhecimento mais profundo dos cilindros de laminação.

Capítulo 3 – Modelo numérico

3.1 Introdução

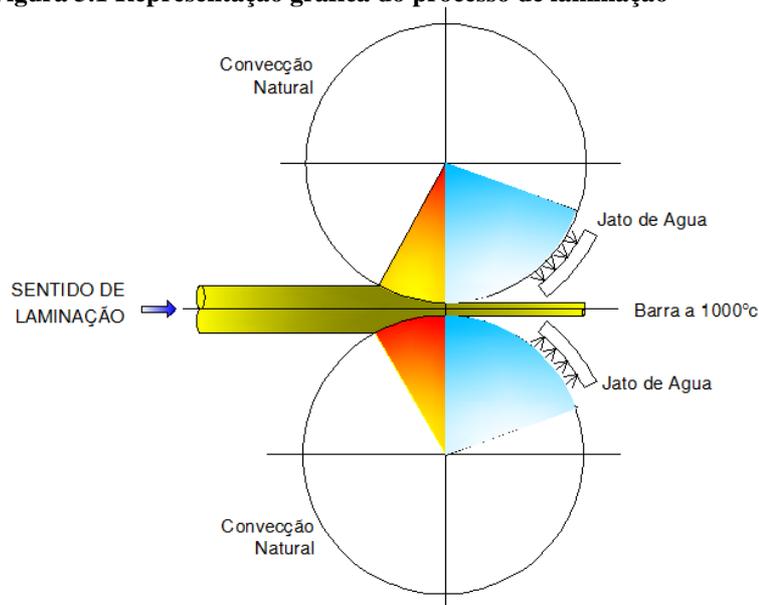
Este capítulo tem como objetivo apresentar um modelo térmico de um cilindro de laminação considerando as condições de aquecimento devido ao contato do cilindro/barra, o resfriamento forçado com jatos de água, as regiões do cilindro não resfriadas com água, as condições de perda de calor por convecção e radiação. Na sequência será apresentado o modelo matemático com a equação diferencial que governa o problema e as suas respectivas condições de contorno para o problema. Em seguida, são apresentadas as equações discretizadas do modelo utilizando uma formulação por volumes finitos.

3.2 Descrição do problema físico

No modelo será considerado o comportamento térmico do cilindro de laminação, utilizado no processo de conformação contínua de barras de aço carbono previamente aquecidas a 1000°C . Para manter a temperatura superficial do cilindro dentro das condições de serviço foi considerado um sistema de resfriamento por sprays de água a temperatura próxima do ambiente ou menor, distribuídos sobre o canal de laminação em que ocorre a passagem da barra. A Figura 3.1 mostra um esquema simplificado do problema a ser modelado. As condições de contorno impostas a superfície externa, levam em consideração as situações que afetam o cilindro, durante o processo de laminação descrito a seguir:

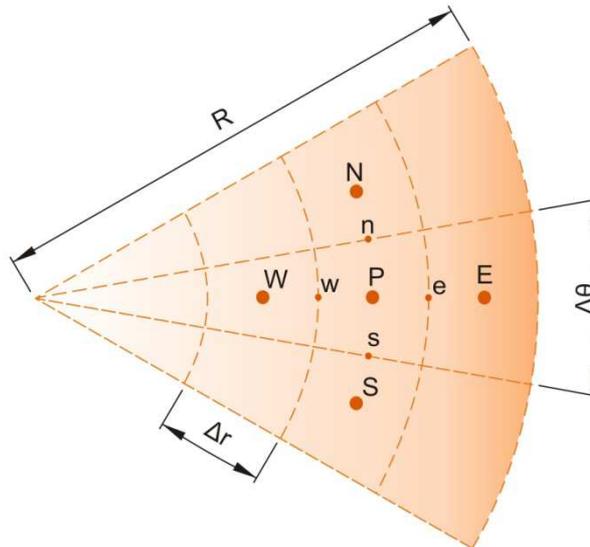
- Resfriamento superficial por convecção natural;
- Aquecimento superficial na região de contato do cilindro/barra, onde ocorre a deformação do material;
- Resfriamento superficial por convecção forçada, causado pelo conjunto de sprays de água.

Figura 3.1 Representação gráfica do processo de laminação



O modelo matemático será desenvolvido a partir do balanço de energia aplicado no volume genérico elementar de uma malha regular considerando coordenadas cilíndricas em duas dimensões conforme apresentada na Figura 3.2.

Figura 3.2 Orientação das coordenadas cilíndricas



Fonte: Adaptado de MALISKA(2004)

3.3 Modelagem matemática do problema físico

O modelo foi desenvolvido a partir da equação geral da transferência de calor para sistema em coordenadas cilíndricas bidimensional, no plano (r, θ) , transiente conforme apresentado a seguir na Equação 3.1. Como o cilindro gira com uma rotação específica as condições de contorno variam continuamente em função da posição relativa do cilindro com a peça em conformação e com o jato de resfriamento.

$$\frac{\partial T}{\partial t} = \frac{1}{\rho c_p} \left[\frac{1}{r} \cdot \frac{\partial}{\partial r} \left(kr \frac{\partial T}{\partial r} \right) \right] + \frac{1}{\rho c_p} \left[\frac{1}{r^2} \cdot \frac{\partial}{\partial \theta} \left(k \frac{\partial T}{\partial \theta} \right) \right] \triangleright \quad (3.1)$$

onde:

- ρ = massa específica do cilindro (kg/m^3)
- c_p = calor específico do cilindro (J/kg.K);
- T = temperatura do cilindro (K)
- t = tempo (s)
- k = condutividade Térmica do cilindro (W/m.K)

Para solução da Equação 3.1, serão consideradas as seguintes condições:

Condição inicial (em $t = 0$):

$$T(r, \theta, t) = T_{ini}(r, \theta, 0) \quad (3.2)$$

As condições de contorno na superfície do cilindro podem ser observadas na Figura 3.3 e representadas matematicamente pelas equações 3.3 a 3.5.

Em $r = R$, $\theta_1 < \theta < \theta_2$, $t > 0$ (região de resfriamento por jato de água):

$$kA \frac{\partial T}{\partial r} = h_{\text{jato}} \cdot A(T - T_{\text{agua}}) \quad (3.3)$$

Em $r = R$, $\theta_2 < \theta < \theta_3$, $t > 0$ (região de resfriamento por convecção natural):

$$kA \frac{\partial T}{\partial r} = h_{\text{com}} \cdot A(T - T_{\infty}) \quad (3.4)$$

Em $r = R$, $\theta_3 < \theta < \theta_1$, $t > 0$ (região de aquecimento por contato cilindro/barra):

$$\frac{\partial T}{\partial r} = q_{\text{barra}} \quad (3.5)$$

Para a condição de contorno no centro do cilindro pode-se assumir que o fluxo de calor é nulo em $r = \text{zero}$

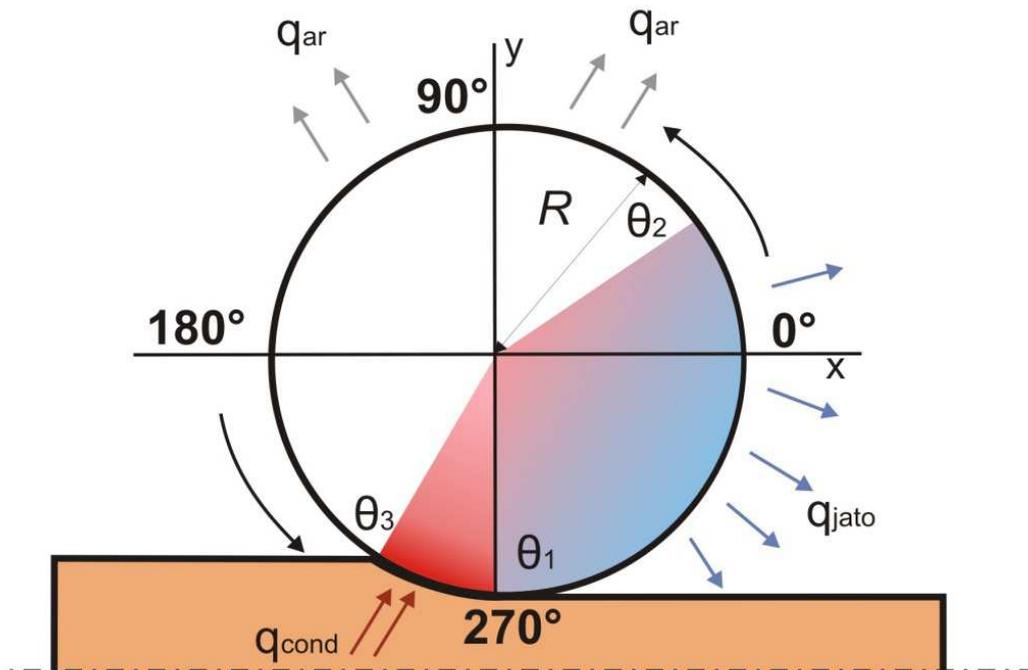
Em $r = 0$ e $t > 0$ (no centro do cilindro)

$$\frac{\partial T}{\partial r} = 0 \quad (3.6)$$

Nas equações acima:

- a) h_{com} = coeficiente de transferência de calor combinado, convecção natural e radiação ($\text{W}/\text{m}^2\text{K}$)
- b) $h_{\text{jato}} = h_{\text{Ar}}$ = coeficiente de transferência de calor por convecção com a água de refrigeração ($\text{W}/\text{m}^2\text{K}$)
- c) q_{cond} = fluxo de energia no contato da barra com o cilindro (W)
- d) T_s = temperatura da superfície do cilindro (K);
- e) T_{agua} = temperatura da água (K);
- f) T_{∞} = temperatura do ar (K);
- g) k = condutividade térmica (W/mK)
- h) A = área da superfície do cilindro (m^2)

Figura 3.3 Condições de contorno aplicadas ao cilindro



3.4 Coeficientes convectivos de transferência de calor

Os valores das parcelas de convecção referente às condições de contorno do cilindro de laminação apresentam certa complexidade, pois envolve o resfriamento por jatos de água incidente numa superfície não plana, o que exige o uso de correlações adequadas para estes casos.

Uma revisão da literatura especializada mostra um conjunto grande de correlações obtidas de estudos experimentais ou numéricos para problemas ou fenômenos similares que podem ser adaptadas ao presente estudo levando em consideração as peculiaridades próprias deste problema.

Isto é particularmente importante no caso dos coeficientes que serão utilizados no resfriamento por jatos, em que as correlações existentes apresentam grande variação na sua forma, no número e no tipo de variáveis envolvidas.

a. Convecção natural em cilindros aquecidos

Na região de resfriamento por convecção natural será utilizada uma correlação para o número de Nusselt para cilindros aquecidos em regime permanente. Esta correlação é encontrada em livros textos de transferência de calor e foi sugerida por CHURCHILL et al. (1975), para um cilindro horizontal isotérmico.

$$Nu = \left\{ 0,6 + \frac{0,387 Ra_D^{1/4}}{\left[1 + (0,559 / Pr)^{9/16} \right]^{8/27}} \right\}^2 \quad (3.7)$$

onde:

Nu = Número de Nusselt (número adimensional que determina a relação entre a taxa de transferência de calor por convecção e condução)

Ra_D = Número de Rayleigh (número adimensional associado ao fluido transferido por empuxo)

Pr = Número de Prandtl (número adimensional que define a relação entre a taxa de difusão viscosa e a difusividade térmica)

Esta expressão se aplica para valores de número de Rayleigh $Ra \leq 10^{12}$.

Além da parcela de convecção natural, será também considerada uma parcela associada à transferência de calor por radiação. Considerando que o cilindro troca calor por radiação térmica com a vizinhança como se fosse uma cavidade formada por duas superfícies em que a vizinhança é uma das superfícies. Se ainda for considerado que a temperatura da vizinhança está na temperatura do ar ambiente, então a transferência de calor por radiação pode ser representada pela Equação 3.8.

$$q = \varepsilon \cdot \sigma \cdot A(T_s^4 - T_\infty^4) \quad (3.8)$$

Se esta parcela for somada à parcela de transferência por convecção,

$$q_{Total} = h_{conv} \cdot A(T_s - T_\infty) + \varepsilon \cdot \sigma \cdot A(T_s^4 - T_\infty^4) \quad (3.9)$$

$$q_{Total} = \left[h_{conv} + \varepsilon \cdot \sigma \cdot (T_s + T_\infty)(T_s^2 + T_\infty^2) \right] A(T_s - T_\infty) \quad (3.10)$$

$$q_{Total} = h_{com} A(T_s - T_\infty) \quad (3.11)$$

Deste modo o coeficiente de transferência de calor combinado h_{com} levará em conta tanto a transferência de calor por convecção quanto por radiação.

onde:

ε = Emissividade térmica

σ = Constante de stefan-boltzmann (W/m^2K^4)

A = Área da superfície do cilindro (m^2)

T_s = Temperatura da superfície do cilindro (K);

T_∞ = Temperatura do ar (K);

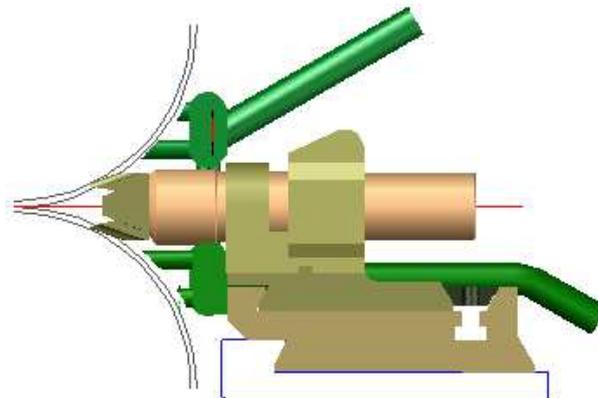
q_{Total} = Fluxo de energia por convecção natural (W)

b. Convecção forçada em cilindros aquecidos

Devido ao regime de operação contínua, estes cilindros necessitam de um sistema de resfriamento com maior precisão no controle e na distribuição de vazão. Essa premissa é fundamental para garantir o controle de temperatura superficial e a redução de desgaste prematuro devido aos desgastes excessivos por utilização contínua. Todos esses controles possibilitam um maior tempo de operação e redução das paradas para manutenção, troca de canais ou a substituição dos cilindros.

Nos sistemas de refrigeração para cilindros de ferro fundido, a distribuição de água é feita por tubos dotados de rasgos conforme mostra as Figuras 3.4 e 3.5. Esta forma de resfriamento tem boa eficiência, porém as aberturas dos canais não têm uma precisão muito grande quando comparado com bico de spray. O desempenho da refrigeração pode variar em função do volume de água utilizado em cada condição, para garantir a mesma capacidade de resfriamento.

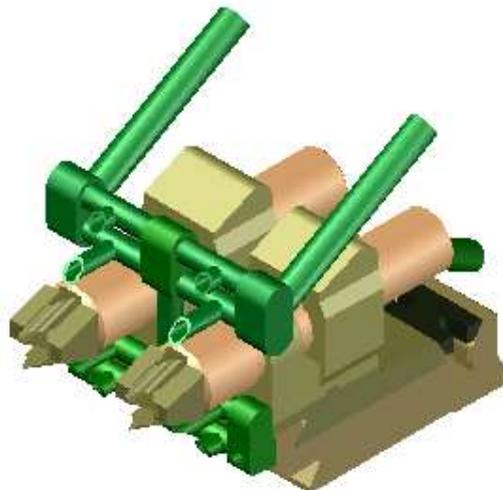
Figura 3.4 Guia de Laminação em perfil com o cilindro



O resfriamento por jato através de uma superfície cilíndrica tem como principal agente de resfriamento a transferência de calor por convecção na superfície do cilindro. Este fenômeno pode ser tratado através do uso de correlações para o número de Nusselt definidas, levando em conta a geometria da superfície a ser resfriada, a geometria dos bicos injetores de água de resfriamento, a vazão, a temperatura, entre outros.

Na literatura é encontrado um conjunto elevado de correlações deduzidas empiricamente ou resultantes de estudos teóricos com soluções numéricas. Algumas poucas destas correlações foram desenvolvidas especificamente para o tipo de caso aqui estudado. Enquanto que a maioria delas são correlações que objetivam atender problemas similares em aplicações, tipos de fluidos e níveis de temperatura diferentes daquelas encontradas na presente aplicação, embora seja possível, para certas condições, ajustar estas correlações para serem aplicadas ao problema em questão.

Figura 3.5 Distribuidor de água sobre a guia



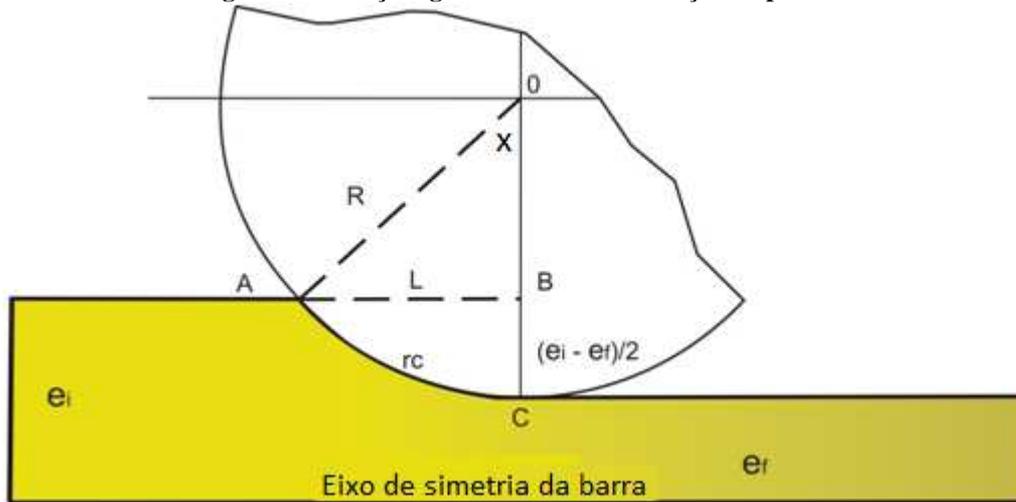
No capítulo 4 serão apresentadas as diversas correlações selecionadas da literatura e analisadas enquanto a sua aplicação para tratamento das condições de contorno de resfriamento por spray. Assim, desta análise deve ser escolhida aquela que ofereça resultados consistentes com o problema físico e adotada para os estudos paramétricos a serem apresentados no capítulo de resultados.

3.5 Contato entre o cilindro e a barra em processamento

O aquecimento dos cilindros ocorre de forma cíclica, devido ao contato das barras aquecidas, ao esforço mecânico para deformação do material e ao resfriamento através dos sprays de água. Esta oscilação é a principal causadora de trincas e desgaste superficial nos cilindros de laminação e conseqüentemente também produz falhas nas peças fabricadas. Para calcular a parcela de energia envolvida nesse processo é importante definir como determinar o ângulo de contato entre a peça e o cilindro, sendo para este cálculo o coeficiente de redução do material e o diâmetro do cilindro são duas variáveis fundamentais.

O coeficiente de redução está diretamente relacionado às condições de agarramento da barra pelo cilindro de laminação, pois não existe deformação sem que ocorra essa interação. O coeficiente de atrito é o um fator determinante, pois a abertura do cilindro está relacionada a essa força de atrito para que ocorra o agarre das peças. Segundo CETLIN (2010) o arco de contato pode ser medido usando as dimensões do cilindro, da peça em processamento e o ângulo de contato conforme apresentado na Figura3.6.

Figura 3.6 Relações geométricas na laminação de planos



Fonte: adaptado de Cetlin (2010)

Para o cálculo do ângulo x será utilizado a expressão prática utilizada na laminação de rolos.

$$x = \arccos\left(1 - \frac{\Delta e}{2R}\right) \quad (3.12)$$

Logo para determinação do arco de contato tem-se:

$$AC = \pi \cdot x \cdot \frac{R}{180} \quad (3.13)$$

A área superficial da barra em contato com o cilindro será o produto do diâmetro da barra em deformação pelo comprimento do arco de contato. Desta forma se tem:

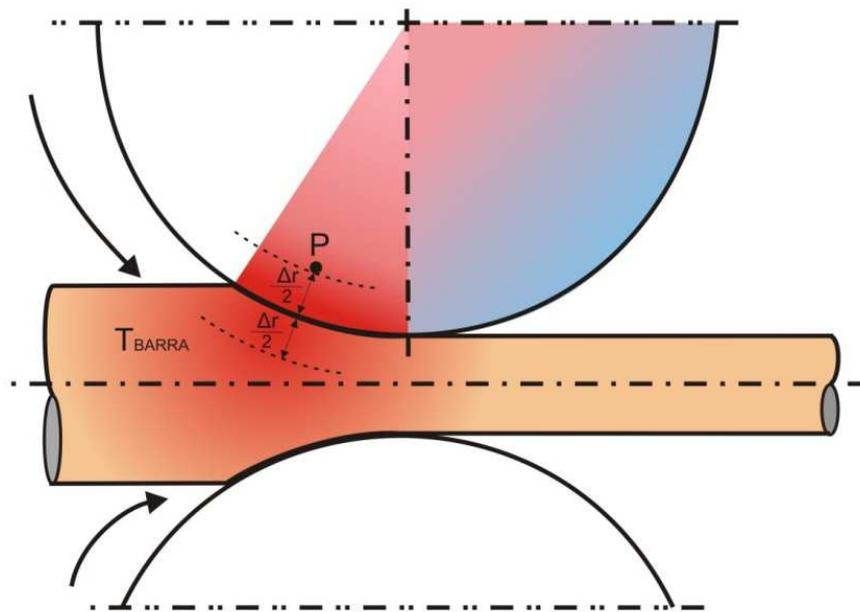
$$C_{area} = AC \cdot \frac{\pi \cdot D}{2} \quad (3.14)$$

Definida a área de contato na fronteira entre o cilindro e a barra, o balanço de energia na superfície é determinado a partir da Equação 3.15e na Figura 3.8.

$$Q_f = \frac{(T_p - T_\infty)}{\sum R_T} = \frac{(T_p - T_{barra})}{\frac{\frac{\Delta r}{2}}{k_{cilindro}} + rc + \frac{\Delta r}{2}} \quad (3.15)$$

Para o presente estudo o valor de rc em (K/W) será considerado nulo ou com um valor constante atribuído para análise de sua influência no processo de transferência de calor entre o cilindro e barra no processo de laminação.

Figura 3.7 Condição de contorno entre a barra e o cilindro de laminação



Na literatura não existe formulação específica para esse tipo de aplicação. Dentre as exceções existe uma análise determinada por TRINKS (1964): na superfície de cilindros refrigerados, a água não ultrapassa 70°C e a energia absorvida pelo (Q_C) durante o contato com as barras pode ser calculada utilizando a expressão apresentada a seguir na Equação 3.16.

$$Q = \frac{(T_B - T_C)}{\sqrt{\pi}} \cdot \left(\frac{k \rho c t}{3600} \right)^{\frac{1}{2}} \quad (3.16)$$

Onde:

Q_C = energia absorvida pelo cilindro através do contato com a barra (kcal)

T_B = temperatura inicial da barra (°C)

T_C = temperatura inicial do cilindro (°C)

k = condutividade em (kcal/mm.h.°C)

ρ = massa específica da barra em contato com o cilindro em (kg/mm³)

c = calor específico do material da barra em (kcal/mm³ °C)

t = tempo de contato da barra com a superfície do cilindro (segundos)

3.6 Modelagem numérica

A seguir será apresentada a solução numérica do problema físico, partindo da Equação geral 3.1 da transferência de calor de uma geometria cilíndrica, apresentada anteriormente, e descrita a seguir:

$$\frac{dT}{dt} = \frac{1}{\rho c_p} \left[\frac{1}{r} \cdot \frac{\partial}{\partial r} \left(kr \frac{\partial T}{\partial r} \right) \right] + \frac{1}{\rho c_p} \left[\frac{1}{r^2} \cdot \frac{\partial}{\partial \theta} \left(k \frac{\partial T}{\partial \theta} \right) \right] \quad (3.17)$$

onde:

$$\alpha = \frac{k}{\rho c_p} \quad (3.18)$$

Integrando os termos da equação em função do volume de um elemento e do tempo teremos:

$$\underbrace{\iint_{iV} \frac{\partial T}{\partial t} dt dV}_{\text{Termo-I}} = \alpha \underbrace{\iint_{iV} \left(\frac{\partial^2 T}{\partial r^2} + \frac{1}{r} \cdot \frac{\partial T}{\partial r} \right) dt dV}_{\text{Termo-II}} + \alpha \underbrace{\iint_{iV} \left(\frac{1}{r^2} \cdot \frac{\partial^2 T}{\partial \theta^2} \right) dt dV}_{\text{Termo-III}} \quad (3.19)$$

3.6.1 Termo I

$$\iint_{iV} \frac{\partial T}{\partial t} dt dV = \int_t^{t+\Delta t} \int_s^n \int_w^e \frac{\partial T}{\partial t} r dr d\theta dt \quad (3.20)$$

Integrando sequencialmente no tempo, em teta e em r, resulta na Expressão 3.21.

$$\Delta \theta (T_P^{t+\Delta t} - T_P^t) (r_e - r_w) \left(\frac{r_e + r_w}{2} \right) \quad (3.21)$$

Como os intervalos na direção r são constantes, como mostra a Figura 3.2, tem-se:

$$r_e - r_w = \Delta r \quad (3.22)$$

$$\frac{r_e + r_w}{2} = r_P \quad (3.23)$$

Assim o termo I resulta em:

$$\boxed{\left(T_P^{t+\Delta t} - T_P^t \right) \Delta \theta \cdot \Delta r \cdot r_P} \quad (3.24)$$

3.6.2 Termo II

$$\alpha \iiint_V \left(\frac{\partial^2 T}{\partial r^2} + \frac{1}{r} \cdot \frac{\partial T}{\partial r} \right) dt dV = \alpha \int_t^{t+\Delta t} \int_s^n \int_w^e \left(\frac{\partial^2 T}{\partial r^2} + \frac{1}{r} \cdot \frac{\partial T}{\partial r} \right) r dr d\theta dt \quad (3.25)$$

Integrando sequencialmente no tempo, em teta e em r, resulta na Expressão 3.26.

$$\alpha \Delta t \left[\left(r \frac{\partial T}{\partial r} \right)_e - \left(r \frac{\partial T}{\partial r} \right)_w \right] \Delta \theta \quad (3.26)$$

Discretizando os termos das derivadas através de um esquema por diferenças centrais nas fronteiras do volume de controle (w e e).

$$= \alpha \Delta t \left[r_e \frac{(T_E - T_P)}{\Delta r_e} - r_w \frac{(T_P - T_W)}{\Delta r_w} \right] \Delta \theta \quad (3.27)$$

Sendo:

$$= \Delta r_e = \Delta r_w = \Delta r \quad (3.28)$$

Logo:

$$= \alpha \Delta t \Delta \theta \left[r_e \frac{(T_E - T_P)}{\Delta r} - r_w \frac{(T_P - T_W)}{\Delta r} \right] \quad (3.29)$$

$$= \frac{\alpha \Delta t \Delta \theta}{\Delta r} [r_e T_E - r_e T_P - r_w T_P + r_w T_W] \quad (3.30)$$

$$= \frac{\alpha \Delta t \Delta \theta}{\Delta r} [r_e T_E - T_P (r_e + r_w) + r_w T_W] \quad (3.31)$$

3.6.3 Termo III

$$\alpha \iiint_V \frac{1}{r^2} \cdot \frac{\partial^2 T}{\partial \theta^2} dV dt = \alpha \int_t^{t+\Delta t} \int_s^n \frac{1}{r^2} \cdot \frac{\partial^2 T}{\partial \theta^2} dr d\theta dt \quad (3.32)$$

Integrando sequencialmente no tempo, em teta e em r, resulta na Expressão 3.33.

$$\alpha \Delta t \int_w^e \frac{1}{r} \left[\frac{(T_N - T_P)}{\Delta \theta_s} - \frac{(T_P - T_S)}{\Delta \theta_n} \right] dr \quad (3.33)$$

Discretizando os termos das derivadas através de um esquema por diferenças centrais nas fronteiras do volume de controle (s e n),

$$\alpha\Delta t \left[\frac{(T_N - T_P)}{\Delta\theta_s} - \frac{(T_P - T_S)}{\Delta\theta_n} \right] (\ln r_e - \ln r_w) \quad (3.34)$$

Sendo:

$$\Delta\theta_s = \Delta\theta_n = \Delta\theta \quad (3.35)$$

$$\boxed{\frac{\alpha\Delta t}{\Delta\theta} \ln \left(\frac{r_e}{r_w} \right) (T_N - 2T_P + T_S)} \quad (3.36)$$

Reagrupando os termos da equação geral e incluindo os termos para interpolação no tempo tem-se:

$$\begin{aligned} \Delta\theta \cdot \Delta r \cdot r_p (T_P^{t+\Delta t} - T_P^t) &= \frac{\alpha\Delta t \Delta\theta}{\Delta r} [r_e T_E^* - 2r_p T_P^* + r_w T_W^*] + \\ &+ \frac{\alpha\Delta t}{\Delta\theta} \ln \left(\frac{r_p + \frac{\Delta r}{2}}{r_p - \frac{\Delta r}{2}} \right) (T_N^* - 2T_P^* + T_S^*) \end{aligned} \quad (3.37)$$

Onde:

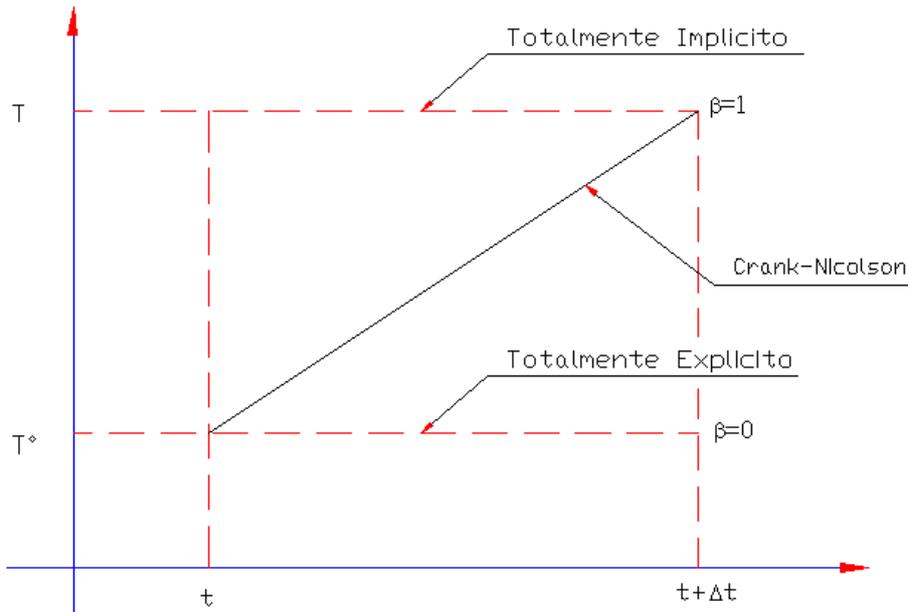
T^* = Indica o termo que vai sofrer influência da interpolação no tempo.

3.7 A interpolação no tempo

A interpolação no tempo pode assumir a forma implícita, explícita ou método de Crank-Nicolson. Para definir essa forma de interpolação, será utilizada a variável β , conforme apresentado na Equação 3.38 e na Figura 3.8.

$$T^* = \beta T^{t+\Delta t} + (1-\beta) T^t \quad \left\{ \begin{array}{l} \text{Se } \beta = 0 \text{ formulação explícita} \\ \beta = 1 \text{ formulação totalmente implícita} \\ \beta = 1/2 \text{ método de Crank-Nicolson} \end{array} \right. \quad (3.38)$$

Figura 3.8 Formas de interpolação no tempo



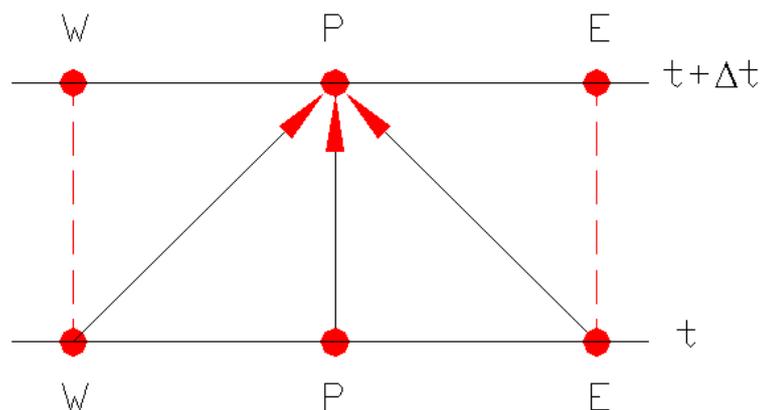
Fonte: adaptado de MALISKA (2004)

3.7.1 Formulação explícita ($\beta = 0$)

$$T^* = \beta T^{t+\Delta t} + (1-\beta)T^t \Rightarrow T^* = T^t \quad (3.39)$$

Neste caso de interpolação as temperaturas vizinhas ao ponto “P” avaliada já são conhecidas, pois, é considerado que as mesmas foram identificadas no instante anterior ao tempo da avaliação como mostra a Figura 3.9.

Figura 3.9 Representação da interpolação explícita

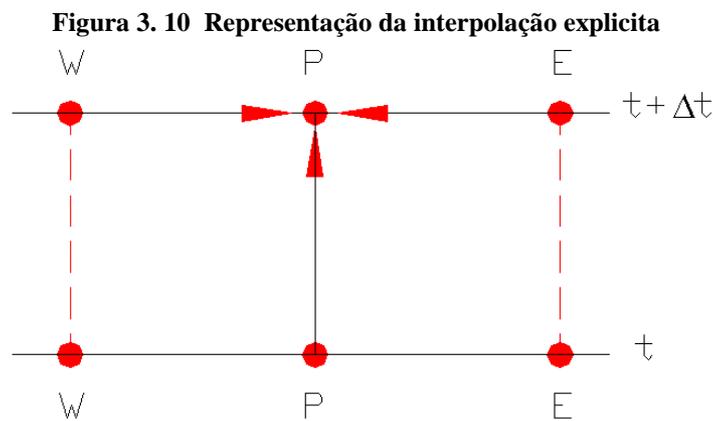


Fonte: adaptado de MALISKA (2004)

3.7.2 Formulação implícita ($\beta = 1$)

$$T^* = \beta T^{t+\Delta t} + (1-\beta)T^t \Rightarrow T^* = T^{t+\Delta t} \quad (3.40)$$

Ao contrário da formulação explícita a interpolação no tempo é feita de forma simultânea com as temperaturas vizinhas como mostra a Figura 3.10. Esse método garante uma maior estabilidade nos resultados.

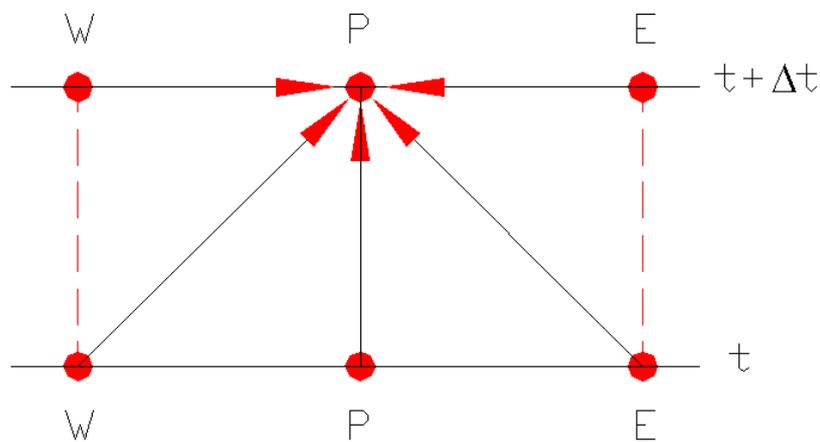


Fonte: adaptado de MALISKA (2004)

3.7.3 Formulação de Crank-Nicolson

No método de Crank-Nicolson as temperaturas que entram no cálculo são tomadas em função da média entre o início e fim do intervalo, ou seja, é a temperatura média entre T_p^t e $T_p^{t+\Delta t}$ como mostra a Figura 3.11.

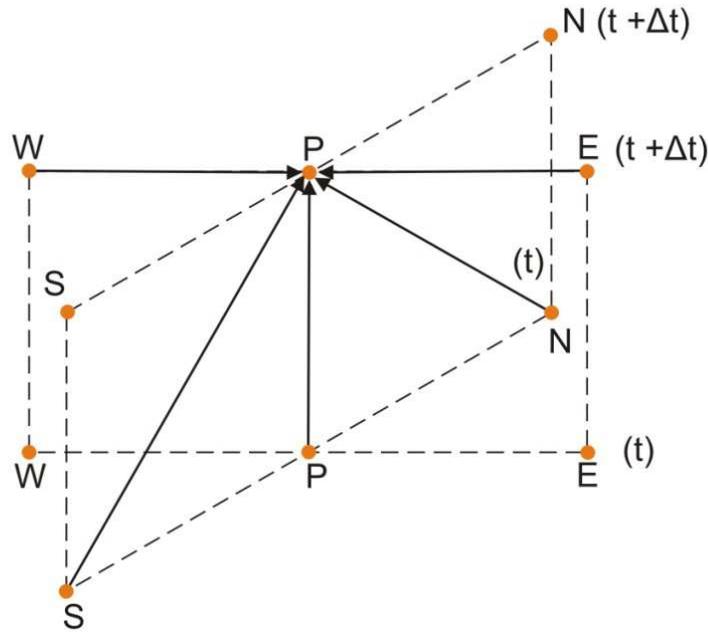
Figura 3.11 Representação da interpolação pela formulação de Crank-Nicolson



Fonte: adaptado de Maliska MALISKA (2004)

Para o modelo apresentado, será considerada a discretização implícita na direção radial e explícita na direção angular como mostra a Figura 3.12 garantido que o sistema de equação apresente um arranjo penta-diagonal.

Figura 3. 12 Solução adotada para interpolação no tempo



Com a introdução da interpolação no tempo a equação geral 3.37 pode ser reescrita como:

$$\begin{aligned} \Delta\theta \cdot \Delta r \cdot r_p (T_P^{t+\Delta t} - T_P^t) &= \frac{\alpha\Delta t \Delta\theta}{\Delta r} [r_e T_E^{t+\Delta t} - (r_e + r_w) T_P^{t+\Delta t} + r_w T_W^{t+\Delta t}] + \\ &+ \frac{\alpha\Delta t}{\Delta\theta} \ln \left(\frac{r_p + \frac{\Delta r}{2}}{r_p - \frac{\Delta r}{2}} \right) (T_N^t - 2T_P^t + T_S^t) \end{aligned} \quad (3.41)$$

ou ainda:

$$\frac{\Delta\theta \cdot \Delta r \cdot r_p}{\alpha\Delta t} (T_P^{t+\Delta t} - T_P^t) = \frac{\Delta\theta}{\Delta r} [r_e T_E^{t+\Delta t} - (r_e + r_w) T_P^{t+\Delta t} + r_w T_W^{t+\Delta t}] + \frac{\ln \left(\frac{r_e}{r_w} \right)}{\Delta\theta} (T_N^t - 2T_P^t + T_S^t) \quad (3.42)$$

Para simplificação da equação geral, serão atribuídos termos constantes ao conjunto de variáveis comuns, em cada parcela da expressão conforme apresentado a seguir:

$$C_1 = \frac{\Delta\theta \cdot \Delta r \cdot r_p}{\alpha\Delta t} \quad (3.43)$$

$$C_2 = \frac{\Delta\theta}{\Delta r} \quad (3.44)$$

$$C_3 = \frac{\ln\left(\frac{r_e}{r_w}\right)}{\Delta\theta} \quad (3.45)$$

Após a simplificação tem-se:

$$C_1 T_P^{t+\Delta t} - C_1 T_P^t = C_2 r_e T_E^{t+\Delta t} - C_2 (r_e + r_w) T_P^{t+\Delta t} + C_2 r_w T_W^{t+\Delta t} + C_3 T_N^t - C_3 2T_P^t + C_3 T_S^t \quad (3.46)$$

Isolando os termos conhecidos no momento da iteração dos valores a serem calculados, chega à expressão da equação geral simplificada para transferência de calor nos volumes internos do corpo do cilindro.

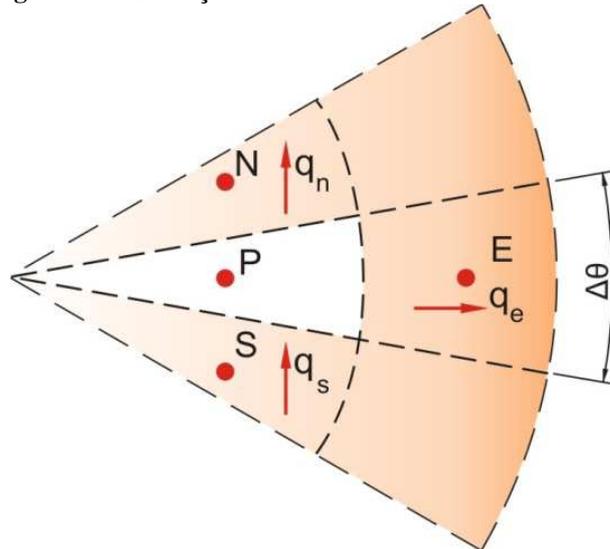
$$\boxed{C_2 r_w T_W^{t+\Delta t} + C_1 T_P^{t+\Delta t} + C_2 (r_e + r_w) T_P^{t+\Delta t} - C_2 r_e T_E^{t+\Delta t} = C_1 T_P^t - C_3 2T_P^t + C_3 T_N^t + C_3 T_S^t} \quad (3.47)$$

3.8 Tratamento das condições de contorno

As condições de contorno serão discretizadas considerando os volumes de fronteira e volumes do núcleo interno do cilindro nos quais também deve ser satisfeita a equação da energia. Assim, considerando um balanço de energia nesses volumes e aplicando as condições de contorno, serão obtidas as equações que governam o fenômeno de transferência de calor naqueles volumes.

3.8.1 Volumes centrais

Figura 3.13 Condições de contorno no centro do cilindro



Aplicando um balanço de energia no volume genérico P no anel central do cilindro, devemos considerar os fluxos de energia nas fronteiras norte (q_n), sul (q_s) e leste (q_e). Neste caso em particular o fluxo pela fronteira oeste (q_w) é nulo dado que a área dessa fronteira é igual a zero. Este balanço está representado pela Equação 3.48.

$$\rho c_p V \frac{\partial T}{\partial t} = -q_e A_e - q_n A_n + q_s A_s \quad (3.48)$$

Os fluxos de calor são dados pelas equações 3.49 a 3.51.

$$q_e = \left(-k \frac{\partial T}{\partial r} \right)_e \quad (3.49)$$

$$q_n = \left(-k \frac{\partial T}{r \partial \theta} \right)_n \quad (3.50)$$

$$q_s = \left(-k \frac{\partial T}{r \partial \theta} \right)_s \quad (3.51)$$

As áreas de transferência de calor nas fronteiras do volume podem ser escritas conforme as equações 3.52 e 3.53.

$$A_e = \Delta r \Delta \theta L \quad (3.52)$$

$$A_n = A_s = \Delta r L \quad (3.53)$$

$L=1$, por unidade de profundidade.

O volume do elemento pode ser escrito conforme a Equação 3.53.

$$V = \frac{\Delta \theta \Delta r^2}{2} \quad (3.54)$$

Aplicando os termos especificados na equação geral discretizando os termos de derivadas por diferenças centrais tem-se:

$$\rho c_p \frac{\Delta \theta \Delta r^2}{2} \frac{(T_P^{t+\Delta t} - T_P^t)}{\Delta t} = k_e \frac{(T_E - T_P)}{\Delta r_e} \Delta r_e \Delta \theta + \frac{k_n}{r_p} \frac{(T_N - T_P)}{\Delta \theta} \Delta r_n - \frac{k_s}{r_p} \frac{(T_P - T_S)}{\Delta \theta} \Delta r_s \quad (3.55)$$

Como $k_e = k_n = k_s = k$

Com a implantação da interpolação no tempo a equação geral fica:

$$\rho c_p \frac{\Delta \theta \Delta r^2}{2 k \Delta t} (T_P^{t+\Delta t} - T_P^t) = \Delta \theta (T_E^{t+\Delta t} - T_P^{t+\Delta t}) + \frac{\Delta r}{\Delta \theta r_p} (T_N^t - T_P^t) - \frac{\Delta r}{\Delta \theta r_p} (T_P^t - T_S^t) \quad (3.56)$$

Fazendo a simplificação das variáveis comum a vários termos da equação tem-se:

$$C_4 = \frac{\rho c_p \Delta \theta \Delta r^2}{\Delta t 2k} \quad (3.57)$$

$$C_5 = \frac{\Delta r}{\Delta \theta r_p} \quad (3.58)$$

Logo se tem:

$$C_4(T_P^{t+\Delta t} - T_P^t) = \Delta \theta (T_E^{t+\Delta t} - T_P^{t+\Delta t}) + C_5(T_N^t - T_P^t) - C_5(T_P^t - T_S^t) \quad (3.59)$$

$$C_4 T_P^{t+\Delta t} + \Delta \theta T_P^{t+\Delta t} - \Delta \theta T_E^{t+\Delta t} = C_4 T_P^t - 2C_5 T_P^t + C_5 T_N^t + C_5 T_S^t \quad (3.60)$$

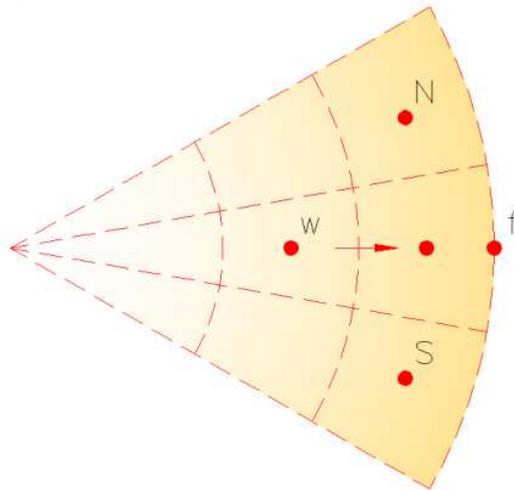
Equação geral simplificada para condição de contorno no centro do cilindro:

$$\boxed{(C_4 + \Delta \theta) T_P^{t+\Delta t} - \Delta \theta T_E^{t+\Delta t} = C_4 T_P^t - 2C_5 T_P^t + C_5 T_N^t + C_5 T_S^t} \quad (3.61)$$

3.8.2 Superfície do cilindro.

As condições de contorno imposta para o modelo superfície externa, levam em consideração as diversas situações que afetam o cilindro, durante o processo de laminação, conforme descrito a seguir:

Figura 3. 14 Condição de contorno na fronteira



- Resfriamento superficial por convecção natural;
- Aquecimento superficial na região de contato com o material a ser deformado;
- Resfriamento superficial por convecção forçada, causado pelo conjunto de sprays de água;

Considerando a equação de conservação da conservação da energia aplicada aos volumes externos, temos:

$$\frac{\partial T}{\partial t} = \frac{1}{\rho c_p} \left[\frac{1}{r} \cdot \frac{\partial}{\partial r} \left(kr \frac{\partial T}{\partial r} \right) \right] + \frac{1}{\rho c_p} \left[\frac{1}{r^2} \cdot \frac{\partial}{\partial \theta} \left(k \frac{\partial T}{\partial \theta} \right) \right] \quad (3.62)$$

Integrando esta equação no tempo e no volume, identicamente como foi feito para os volumes internos, tem-se:

$$(T_p^{t+\Delta t} - T_p^t) \Delta \theta \cdot \Delta r \cdot r_p = \frac{\Delta t \Delta \theta}{\rho c_p} \left[r_f \underbrace{\left(k \frac{\partial T}{\partial r} \right)}_{-q_f} - r_w \left(k \frac{\partial T}{\partial r} \right)_w \right] + \frac{\alpha \Delta t}{\Delta \theta} \ln \left(\frac{r_e}{r_w} \right) (T_N - 2T_p + T_S) \quad (3.63)$$

O termo de derivada avaliado na fronteira (w) é discretizado utilizando diferenças centrais e resulta num gradiente de temperatura envolvendo as temperaturas em P e W. Já o termo de derivada que deve ser avaliado na fronteira (f) corresponde à superfície do cilindro onde são especificadas as condições de contorno do problema e neste caso pode-se ser utilizado um procedimento para avaliar q_f seguindo o método das resistências térmicas.

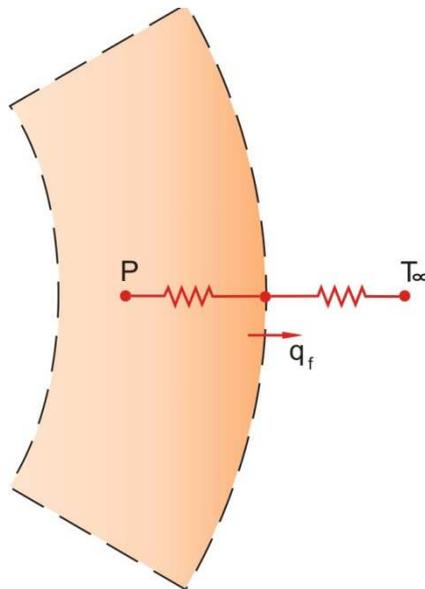


Figura 3.15 Associação de resistência na fronteira do cilindro.

Conforme observado na Figura 3.15, o valor de q_f é uma relação direta entre a diferença de temperatura entre T_p e T_∞ dividido pela resistência térmica entre os dois pontos; logo, essa resistência varia em função das diversas condições de contornos citadas anteriormente. Para condição de fluxo convectivo na fronteira, seja convecção

natural ou forçada com uso de sprays, o fluxo de calor q_f é calculado conforme apresentado na Equação 3.64 a seguir:

$$q_f = \frac{(T_p - T_\infty)}{\frac{\frac{\Delta r}{2}}{k} + \frac{1}{h}} \quad (3.64)$$

O termo h nesta equação representa, dependendo da condição, o termo convectivo para o caso de resfriamento por jatos, obtido de correlações adequadas para este tipo de escoamento ou o coeficiente de transferência de calor combinado que representa a soma da transferência de calor por convecção natural e por radiação térmica. Tal tipo de transferência é aplicada nas regiões da superfície externa do cilindro que não estão sendo resfriadas pelo jato e nem estão sendo aquecidas pela barra em conformação. Substituindo a expressão na Equação 3.65 fica:

$$\begin{aligned} \Delta\theta \cdot \Delta r \cdot r_p (T_p^{t+\Delta t} - T_p^t) &= \frac{\Delta t \Delta\theta}{\rho c_p} \left[r_f \frac{(T_\infty - T_p^{t+\Delta t})}{\frac{\frac{\Delta r}{2}}{k} + \frac{1}{h}} - r_w k \frac{(T_p^{t+\Delta t} - T_w^{t+\Delta t})}{\Delta r} \right] + \\ &+ \frac{\alpha \Delta t}{\Delta\theta} \ln\left(\frac{r_e}{r_w}\right) (T_N^t - 2T_p^t + T_S^t) \end{aligned} \quad (3.65)$$

Para o caso da superfície do cilindro em contato com a barra, um procedimento similar pode ser adotado considerando resistências térmicas em série, resultando na equação 3.66:

$$\begin{aligned} \Delta\theta \cdot \Delta r \cdot r_p (T_p^{t+\Delta t} - T_p^t) &= \frac{\Delta t \Delta\theta}{\rho c_p} \left[r_f \frac{(T_\infty - T_p^{t+\Delta t})}{\frac{\frac{\Delta r}{2}}{k} + rc + \frac{\frac{\Delta r}{2}}{k_{barra}}} - r_w k \frac{(T_p^{t+\Delta t} - T_w^{t+\Delta t})}{\Delta r} \right] + \\ &+ \frac{\alpha \Delta t}{\Delta\theta} \ln\left(\frac{r_e}{r_w}\right) (T_n^t - 2T_p^{t+\Delta t} + T_s^t) \end{aligned} \quad (3.66)$$

Para simplificação dos termos toma-se:

$$R_1 = \frac{\frac{\Delta r}{2}}{k} + \frac{1}{h} \quad (3.67)$$

$$R_2 = \frac{\frac{\Delta r}{2}}{k} + rc + \frac{\frac{\Delta r}{2}}{k_{barra}} \quad (3.68)$$

Logo para região de resfriamento pelo jato tem-se:

$$\begin{aligned} \frac{\Delta\theta \cdot \Delta r \cdot r_p \rho c_p}{\Delta t} (T_P^{t+\Delta t} - T_P^t) &= \frac{\Delta\theta r_f}{R_1} (T_\infty - T_P^{t+\Delta t}) - \frac{\Delta\theta r_w k}{\Delta r} (T_P^{t+\Delta t} - T_W^{t+\Delta t}) + \\ &+ \frac{k \ln\left(\frac{r_e}{r_w}\right)}{\Delta\theta} (T_N^t - 2T_P^{t+\Delta t} + T_S^t) \end{aligned} \quad (3.69)$$

E para região do cilindro em contato com a barra tem-se:

$$\begin{aligned} \frac{\Delta\theta \cdot \Delta r \cdot r_p \rho c_p}{\Delta t} (T_P^{t+\Delta t} - T_P^t) &= \frac{\Delta\theta r_f}{R_2} (T_\infty - T_P^{t+\Delta t}) - \frac{\Delta\theta r_w k}{\Delta r} (T_P^{t+\Delta t} - T_W^{t+\Delta t}) + \\ &+ \frac{k \ln\left(\frac{r_e}{r_w}\right)}{\Delta\theta} (T_N^t - 2T_P^{t+\Delta t} + T_S^t) \end{aligned} \quad (3.70)$$

Definindo:

$$C_6 = \frac{\Delta\theta \cdot \Delta r \cdot r_p \rho c_p}{\Delta t} \quad (3.71)$$

$$C_7^* = \frac{\Delta\theta r_f}{R_1} \quad \text{ou} \quad C_7^* = \frac{\Delta\theta r_f}{R_2} \quad (3.72)$$

$$C_8 = \frac{\Delta\theta r_w k}{\Delta r} \quad (3.73)$$

$$C_8 = \frac{\Delta\theta r_w k}{\Delta r} \quad (3.74)$$

$$C_9 = \frac{k \ln\left(\frac{r_e}{r_w}\right)}{\Delta\theta} \quad (3.75)$$

$$C_6 (T_P^{t+\Delta t} - T_P^t) = C_7^* (T_\infty - T_P^{t+\Delta t}) - C_8 (T_P^{t+\Delta t} - T_W^{t+\Delta t}) + C_9 (T_N^t - 2T_P^t + T_S^t) \quad (3.76)$$

$$C_6 T_P^{t+\Delta t} + C_7^* T_P^{t+\Delta t} + C_8 T_P^{t+\Delta t} - C_8 T_W^{t+\Delta t} = C_6 T_P^t + C_7^* T_\infty - 2C_9 T_P^t + C_9 T_N^t + C_9 T_S^t \quad (3.77)$$

Equação geral simplificada para condição de contorno na superfície do cilindro:

$$\boxed{(C_6 + C_7^* + C_8) T_P^{t+\Delta t} - C_8 T_W^{t+\Delta t} = T_P^t (C_6 - 2C_9) + C_7^* T_\infty + C_9 T_N^t + C_9 T_S^t} \quad (3.78)$$

3.9 Resumo do sistema de equações algébricas

Para montagem do sistema de equações lineares será feito o ordenamento dos termos das condições de contorno em $r = 0$ pela Equação (3.79), a Equação(3.80) para transferência de calor no corpo do cilindro onde $0 \leq r \leq M$, e a Equação(3.81) para condição de contorno na superfície do cilindro $r = M$.

$$\boxed{(C_4 + \Delta\theta)T_P^{t+\Delta t} - \Delta\theta T_E^{t+\Delta t} = T_P^t(C_4 - 2C_5) + C_5 T_N^t + C_5 T_S^t} \quad (3.79)$$

$$\boxed{C_2 r_w T_w^{t+\Delta t} + C_1 T_P^{t+\Delta t} + C_2 (r_e + r_w) T_P^{t+\Delta t} - C_2 r_e T_E^{t+\Delta t} = T_P^t(C_1 - 2C_3) + C_3 T_N^t + C_3 T_S^t} \quad (3.80)$$

$$\boxed{(C_6 + C_7 + C_8) T_P^{t+\Delta t} - C_8 T_W^{t+\Delta t} = T_P^t(C_6 - 2C_9) + C_7 T_\infty + C_9 T_N^t + C_9 T_S^t} \quad (3.81)$$

A temperatura T_∞ pode variar conforme condição de contorno imposta na superfície do cilindro no momento da iteração.

Nas equações anteriores:

$$C_1 = \frac{\Delta\theta \cdot \Delta r \cdot r_p}{\alpha \Delta t} \quad (3.82)$$

$$C_2 = \frac{\Delta\theta}{\Delta r} \quad (3.83)$$

$$C_3 = \frac{\ln\left(\frac{r_e}{r_w}\right)}{\Delta\theta} \quad (3.84)$$

$$C_4 = \frac{\rho c_p \Delta\theta \Delta r^2}{\Delta t 2k} \quad (3.85)$$

$$C_5 = \frac{\Delta r}{\Delta\theta r_p} \quad (3.86)$$

$$C_6 = \frac{\Delta\theta \cdot \Delta r \cdot r_p \rho c_p}{\Delta t} \quad (3.87)$$

$$C_7^* = \frac{\Delta\theta r_f}{R_1} \quad \text{ou} \quad C_7^* = \frac{\Delta\theta r_f}{R_2} \quad (3.88)$$

$$C_8 = \frac{\Delta\theta r_w k}{\Delta r} \quad (3.89)$$

$$C_9 = \frac{k \ln\left(\frac{r_e}{r_w}\right)}{\Delta\theta} \quad (3.90)$$

$$R_1 = \frac{\Delta r}{2} + \frac{1}{h} \quad (3.91)$$

$$R_2 = \frac{\Delta r}{2} + rc + \frac{\Delta r}{2k_{barra}} \quad (3.92)$$

Onde:

$$t = 0, 1, 2 \dots nt \quad nt = \frac{\text{tempo}}{\Delta t} \quad (3.93)$$

$$i = 0, 1, 2 \dots nr \quad nr = \frac{M}{\Delta r} \quad (3.94)$$

O termo C_7^* pode variar conforme condição de contorno imposta na superfície do cilindro no momento da iteração.

Capítulo 4 – Calibração e ajuste do modelo

4.1 Introdução

Neste capítulo, será apresentada a estrutura do programa computacional considerando as equações e as variáveis envolvidas no modelo matemático. Após esta etapa serão mostrados os resultados da calibração da malha física, temporal e o teste de simetria na superfície transversal do cilindro. Seguidamente será definido o coeficiente de transferência de calor que melhor se ajuste ao problema físico e também a validação comparando com os dados da termografia do cilindro de laminação. No final do capítulo será criado um caso base que vai ser utilizado como referência para os estudos paramétricos que serão apresentados no capítulo cinco.

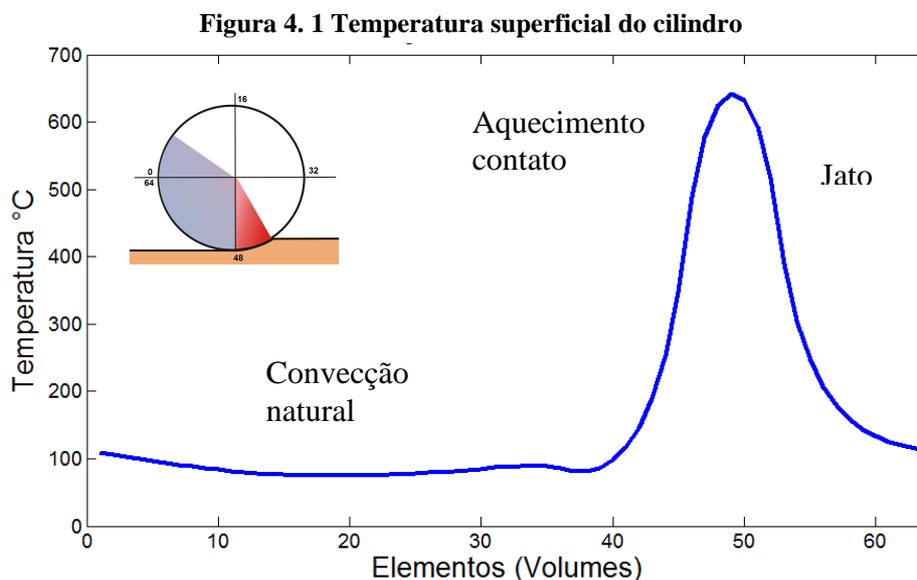
4.2 Desenvolvimento do modelo

O modelo foi desenvolvido para simular o comportamento térmico dos cilindros, sujeito a várias condições de contorno impostas na superfície. Antes do estudo de calibração será apresentada uma breve descrição das condições de serviço utilizadas para elaboração da calibração.

O perfil de temperatura utilizado nos gráficos vai representar as várias condições de contorno impostas na superfície do cilindro, variando do aquecimento pela deformação da barra, passando pelo resfriamento superficial com sprays de água até os processos de convecção natural e radiação.

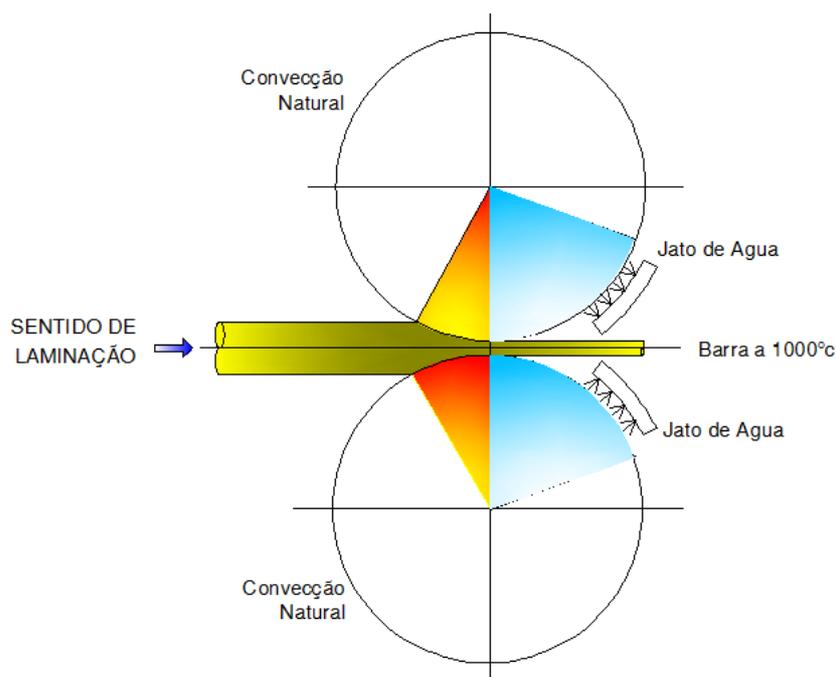
As distribuições de temperatura apresentadas nos gráficos além de ocorrer em diferentes regiões dos cilindros, também sofrem influências de sua rotação no processo de laminação.

Todas as condições descritas serão avaliadas na calibração do programa desenvolvido para simulação numérica, inclusive a rotação do cilindro que foi implementada após a elaboração de diversos estudos com o cilindro estacionário. Um exemplo desta etapa pode ser verificado no trabalho publicado por LIRA JR. et al (2011). A seguir a Figura 4.1 mostra as variações impostas como condição de contorno na superfície do cilindro.



Conforme mostra a Figura 4.1, a temperatura superficial do cilindro varia no sentido circunferencial do cilindro, em que podem ser identificadas as regiões de aquecimento e resfriamento em função das condições de contorno. Como não foi considerada a velocidade de rotação, a temperatura na região de contato é bastante elevada quando comparado com as condições reais de operação. O objetivo do estudo foi mostrar a variação da temperatura nas regiões distintas dos cilindros, obedecendo às condições de contorno como mostra a Figura 4.2 a seguir:

Figura 4.2 Representação gráfica das condições de contorno



4.3 Variáveis do sistema

No processo de conformação de materiais com uso de cilindro de laminação existem diversas variáveis que interferem diretamente na qualidade do produto e na vida útil do cilindro. Para simulação do modelo foram adotados alguns termos constantes como a temperatura da água, a temperatura da barra, a temperatura inicial superficial do cilindro, a velocidade do fluido, a rotação dos cilindros, a viscosidade do fluido, entre outros.

Tabela 4. 1 Dados de temperatura utilizados na simulação do sistema

Dados de Gerais de Temperatura			
Item	Descrição	Valor	Observação
01	Temperatura inicial do sistema	30	
02	Temperatura do ar	30	
03	Temperatura da água	30	
04	Temperatura da barra	1000	
05	Temperatura ambiente	30	
06	Temperatura inicial do cilindro	50	
07	Temperatura máxima de superfície	80	Calibração
08	Temperatura de saturação da água	100	

Estas condições podem ser variadas a partir dos critérios de análises e simulação do processo; porém para fazer a calibração serão mantidas constantes. A Tabela 4.1 mostra os dados de temperatura ajustados para simulação do processo e a Tabela 4.2 mostra os dados dimensionais e as propriedades do cilindro e do material em processamento utilizado nos estudos de casos. As propriedades dos materiais também são consideradas constantes dentro da faixa de temperatura adotada para o estudo de caso.

Tabela 4. 2 Dados do cilindro e da barra utilizado para calibração

Dados do cilindro e da barra				
Item	Descrição	Unidade	Valor	Observação
01	Diâmetro máximo do cilindro	M	0,39	Mínimo 0,33
02	Comprimento do cilindro	M	0,6	Dados de campo
03	Diâmetro da barra	M	0,0273	Dados de campo
04	Velocidade da barra	m/s	2,8	Dados de campo
05	Condutividade térmica da barra a 1000°C	W/m.°C	30	Özisik (1990)
06	Condutividade térmica do aço	W/m.°C	54	Özisik (1990)
07	Peso específico do aço	kg/m ³	7850	Özisik (1990)
08	Calor específico do aço	J/kg°C	465	Özisik (1990)
09	Massa do tarugo	Kg	508	Dados de campo

Um dos parâmetros que deve ser destacado é o diâmetro do cilindro de laminação, que no caso deste estudo foi considerado o valor máximo de 390 mm como condição padrão. Esta dimensão se refere ao cilindro utilizado no trem médio e acabador do laminador objeto do nosso estudo. Esta escolha foi feita porque representa o cilindro mais utilizado no processo de laminação.

No estudo foi adotado que a água utilizada no processo de refrigeração não continha materiais em suspensão como seria a condição ideal do laminador. Porém sabe-se que muitas vezes na operação, essas condições podem variar para uma qualidade de água bastante precária como é o caso de laminadores onde não ocorre limpeza periódica do decantador. A Tabela 4.3 apresenta os dados referentes ao fluido envolvido no resfriamento dos cilindros.

Tabela 4. 3 Propriedades dos fluidos envolvidos na simulação

Dados do fluido envolvido no processo de resfriamento				
Item	Descrição	Unidade	Valor	Observação
01	Pressão da água	kgf/cm ²	3	Dados de campo
02	Condutividade térmica da água	W/m.°C	0,569	Özisik (1990)
03	Número de Pradtl da água a 25°C		7	Özisik (1990)
04	Vazão de água do jato	m ³ /h	20	Özisik (1990)
07	Massa específico da água	kg/m ³	998	Çengel (2009)
08	Calor específico da água	J/kg°C	4217	Çengel (2009)
09	Entalpia específica do vapor de água	J/kg	2,4E6	VanWylen(2001)
11	Viscosidade da água	kg/m.s	0,001	Çengel (2009)
12	Massa específico do ar	kg/m ³	1,19	Özisik (1990)
13	Viscosidade do ar	kg/m.s	1,98e-5	Özisik (1990)
14	Número de Pradtl do ar a 25°C		0,708	Özisik (1990)
15	Condutividade térmica do ar	W/m.°C	0,02624	Özisik (1990)

No caso desta calibração será avaliado o efeito da água de resfriamento de forma padrão, sem considerar o impacto da variação das propriedades na temperatura superficial dos cilindros. No estudo de calibração os valores das propriedades dos fluidos envolvidas na simulação também serão considerados constantes em função das temperaturas indicadas na Tabela 4.1. Com a implantação destes valores no processo de simulação foi possível reproduzir curvas com os resultados característicos para o perfil de aquecimento do cilindro, como variação da temperatura a partir da superfície para o centro da peça.

Para elaboração dos testes do programa, foi utilizado um módulo que representasse a variação das condições de contorno em função da velocidade de rotação. A seguir serão apresentadas as simulações de aquecimento, os testes de simetria na superfície radial, a análise das condições de contorno em função das variações dos dados de entrada e análise da malha física e temporal do modelo.

4.4 Calibração da malha física

No estudo desenvolvido para calibração da malha física foi adotada uma margem de erro admissível quando o valor da diferença de temperatura entre simulações atinge um valor menor que um ponto percentual (1%). O valor do referido erro foi calculado conforme indicado na Equação 4.1 apresentada a seguir:

$$erro(\%) = \frac{(T_1 - T_2)}{T_2} \cdot 100 \quad (4.1)$$

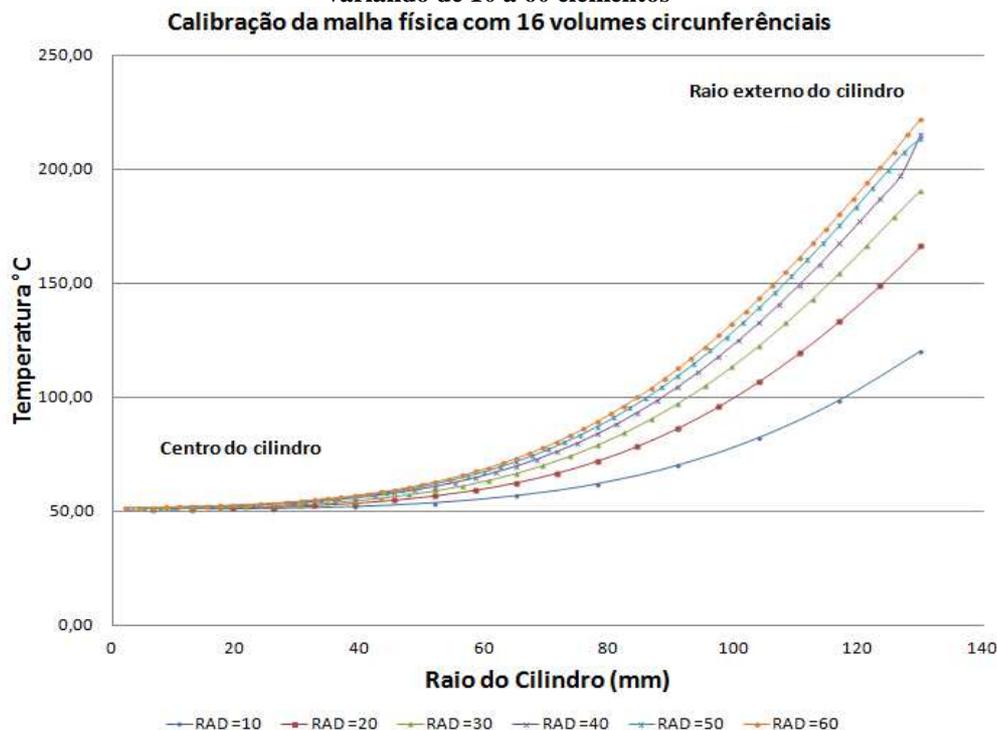
No teste para calibração da malha física foi considerada a calibração no sentido radial do cilindro do centro para superfície e no sentido circunferencial cobrindo todo o perímetro do cilindro. A primeira consideração para análise da malha física no sentido radial a partir da linha do eixo central do cilindro, em que a variação foi de 10 a 60 volumes radiais considerando na primeira etapa um número de volumes circunferenciais igual a 16 elementos.

Tabela 4.4 Calibração da malha física radial, considerando a temperatura para 16 volumes circunferenciais e volumes radiais variando de 10 a 60.

RAD	RAD =10	RAD =20	RAD =30	RAD =40	RAD =50	RAD =60
1	51,07183	51,24119	51,47277	51,66903	51,82239	51,93812
10	120,4159	62,73358	56,1179	54,28988	53,53854	53,15703
20		166,6092	90,71357	69,9172	62,28268	58,74263
21		27,726	97,56726	72,89972	63,85808	59,69908
30			190,8689	117,9533	87,3871	73,50205
31			12,710	125,2061	91,26017	75,74875
40				215,4684	139,4505	104,3192
41				11,417	146,2546	108,5067
50					213,8522	155,3955
51					0,756	161,5312
60						222,2902
					ERRO %	3,796

A Tabela 4.4 mostra os valores extraídos da simulação com as condições impostas para simulação, na qual se verifica que o erro apresentado na divisão de 50 elementos foi 0,75%, dentro da faixa predefinida para margem de erro admitida. Na variação seguinte com o número de volumes radiais iguais a 60, a margem de erro variou para 3,79%, porém como esta variação ocorre apenas no último elemento da variação radial, o erro apresentado mostra uma boa aproximação.

Figura 4.3 Calibração da malha física com 16 volumes circunferenciais e os volumes radiais variando de 10 a 60 elementos



A Figura 4.3 mostra as curvas extraídas dos dados apresentados na Tabela 4.4. Nela pode ser verificada que a curva de 60 volumes radiais, tem uma aproximação paralela e contínua em relação à curva de 50 volumes radiais, apesar da margem de erro representar uma maior variação no último elemento de cada curva.

Tabela 4.5 Calibração da malha física radial, considerando a temperatura em 32 volumes circunferenciais e volumes radiais variando de 10 a 60

RAD	RAD =10	RAD =20	RAD =30	RAD =40	RAD =50	RAD =60
1	51,53586	51,68909	51,91985	52,09877	52,22303	52,30229
10	144,5808	66,74023	57,78985	55,30474	54,26391	53,71619
20		192,1147	99,76047	73,93016	64,47956	60,114
21		24,742	107,8594	77,42655	66,29862	61,20002
30			214,7185	128,882	92,9987	76,67787
31			10,527	136,9717	97,32789	79,17008
40				233,0851	150,053	110,3967
41				7,880	157,3466	114,9118
50					227,1082	164,5941
51					2,632	170,9845
60						227,7243
					ERRO %	0,271

Para verificar a convergência do modelo em relação à malha circunferencial foi elaborada a segunda análise com o número de volumes circunferenciais igual a 32 volumes. Nesta simulação mais refinada o erro percentual de 60 elementos ficou abaixo de 1% conforme mostra a Tabela 4.5. Seguidamente a Figura 4.4 mostra que a curva de 60 volumes radiais, tem uma aproximação paralela e contínua em relação à curva de 50 volumes. No entanto, pode ser observado que o último elemento sofre influência significativa das condições de contorno onde apresenta maior variação.

Figura 4.4 Calibração da malha física com 32 volumes circunferenciais e os volumes radiais variando de 10 a 60 elementos

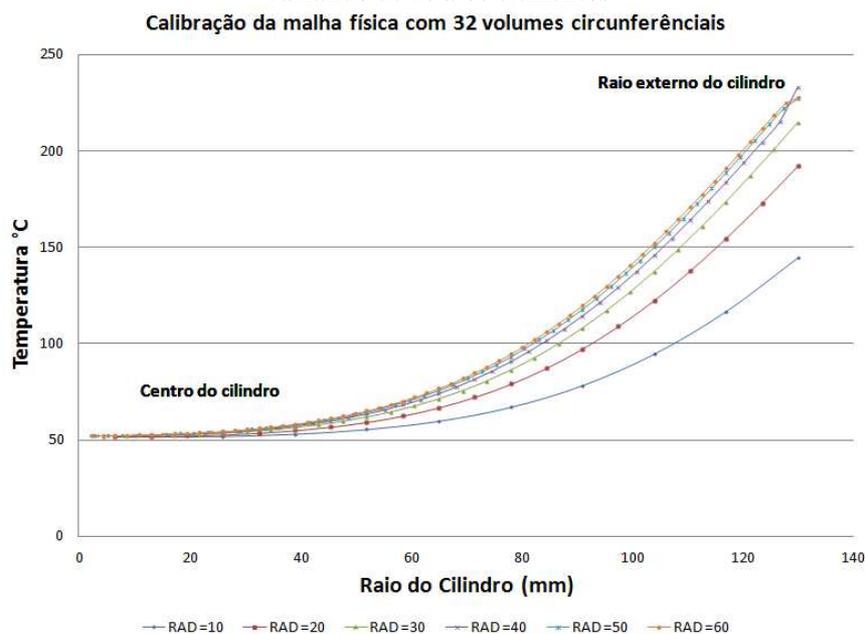


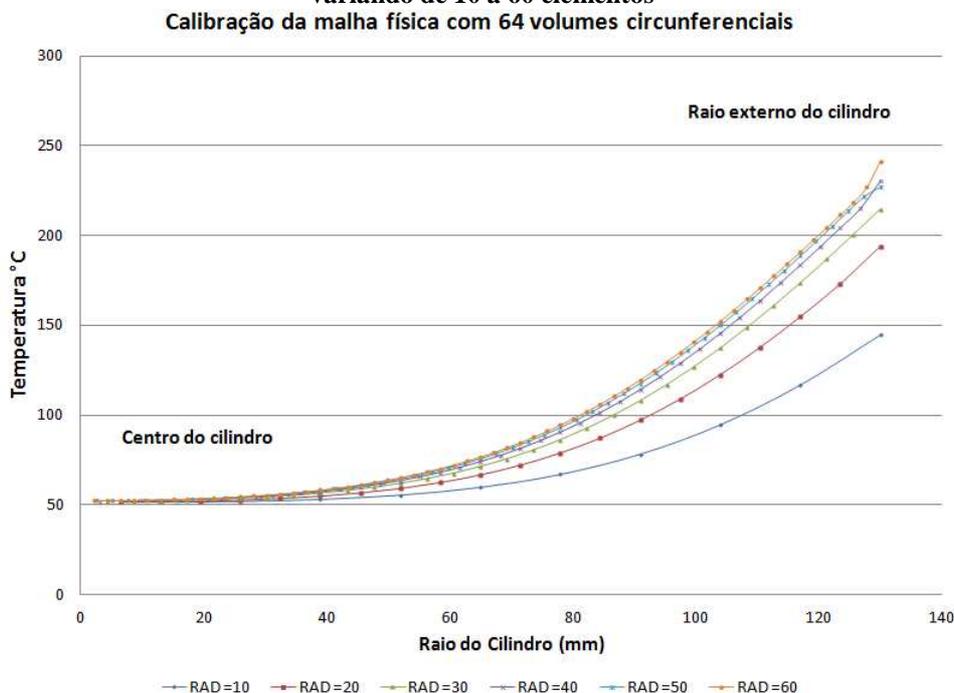
Tabela 4.6 Calibração da malha física radial, considerando a temperatura em 64 volumes circunferenciais e volumes radiais variando de 10 a 60

RAD	RAD =10	RAD =20	RAD =30	RAD =40	RAD =50	RAD =60
1	51,53565	51,68922	51,9198	52,09874	52,22327	52,30255
10	144,5695	66,74194	57,78974	55,30468	54,26438	53,71661
20		193,767	99,75988	73,9299	64,48115	60,11513
21		25,390	107,8587	77,42625	66,30041	61,20128
30			214,6621	128,8811	93,00333	76,68082
31			9,734	136,9707	97,33297	79,1733
40				230,3539	150,0634	110,4032
41				6,812	157,3578	114,9189
50					229,4406	164,6062
51					0,398	170,9973
60						241,0415
					ERRO %	4,813

Conforme apresenta a curva de 32 volumes, existe uma aproximação paralela nas malhas de 50 e 60 elementos em toda extensão do raio do cilindro. Este resultado é bastante satisfatório para adotar a referida malha como padrão de calibração no sentido radial do cilindro. Como a divisão de 32 volumes para o perímetro do cilindro em

estudo, o valor do elemento de $11,25^\circ$ é duas vezes o valor da dimensão do volume da condição de contorno, que representa o contato da barra com o cilindro que é de $5,625^\circ$, foi adotada como padrão a divisão de 64 volumes circunferenciais. Desta forma será analisada esta condição de malha para verificação do erro percentual.

Figura 4.5 Calibração da malha física com 64 volumes circunferenciais e os volumes radiais variando de 10 a 60 elementos



A Tabela 4.6 mostra os resultados das simulações para divisão de 64 volumes circunferenciais, a qual se verifica que as divisões de 50 volumes radiais representam a melhor aproximação, com um erro percentual de 0,39%. Este valor atende satisfatoriamente a malha requerida para nosso estudo.

Seguidamente a Figura 4.5 apresenta a projeção radial da temperatura do cilindro, considerando que as divisões radiais variam de 10 a 60 volumes. Sendo possível verificar que a variação percentual com a malha de 64 linhas e 50 colunas apresentou uma boa aproximação em toda extensão do raio e que apenas sofre desvio no último elemento, devido às condições de contorno, como já foi descrito nas análises anteriores.

Como a divisão radial de 50 volumes apresentou boa aproximação em todas as análises, foi tomada como referência padrão para as análises dos estudos de casos. Com base nessa premissa, será verificada a variação percentual com a malha física de 50 volumes radiais em função das variações do número de volumes circunferenciais de 16, 32 e 64. A Tabela 4.7 mostra o erro percentual entre o número de volumes circunferenciais de 32 e 64 é igual a 0,004%. Essa variação é bastante satisfatória para nossas análises, pois representa um erro insignificante para o estudo em questão.

Tabela 4.7 Calibração do número de volumes circunferenciais considerando a temperatura em 50 volumes radiais

RAD	CIRC =16	ERRO 1	CIRC=32	ERRO 2	CIRC=64
1	51,82239	0,767163	52,22303	0,000466	52,22327
5	52,13786	0,877893	52,59963	0,000542	52,59991
10	53,53854	1,336732	54,26391	0,000865	54,26438
15	56,58476	2,188085	57,85058	0,001493	57,85144
20	62,28268	3,407096	64,47956	0,002461	64,48115
25	72,02694	4,798973	75,65773	0,003689	75,66052
30	87,3871	6,034063	92,9987	0,004977	93,00333
35	109,6888	6,826534	117,7254	0,006111	117,7326
40	139,4505	7,065825	150,053	0,00697	150,0634
45	175,8725	6,795498	188,6953	0,007591	188,7096
50	213,8522	5,836859	227,1082	1,016556	229,4406
ERRO MÉDIO (%)		4,799	5,836859	0,004	1,016556

A seguir a Figura 4.6 mostra a projeção do erro em toda extensão radial do cilindro, considerando divisão radial de 50 volumes. Na curva é possível observar que no comparativo entre 16 e 32 elementos o erro apresentado é de até 7%. Enquanto o comparativo entre 32 e 64 volumes circunferenciais o erro é muito próximo de zero, observando que a maior variação ocorre apenas no último elemento da extremidade do cilindro, devido à forte influência das condições de contorno, como já foi descrito em outras análises.

Figura 4.6 Variação do erro na calibração da malha física com 50 volumes radiais
Variação do erro % do número de volumes circunferenciais

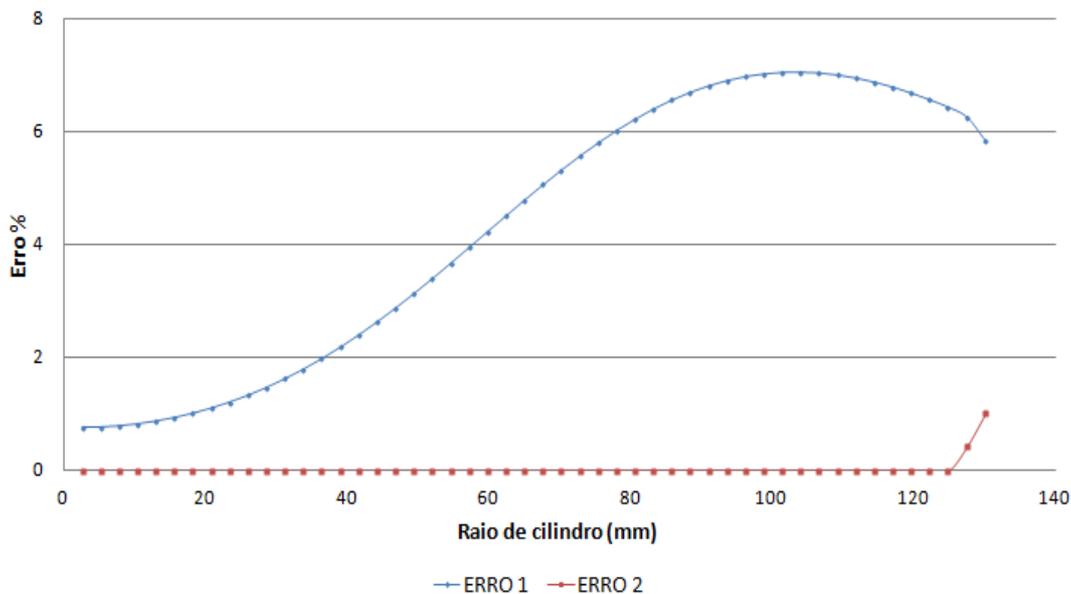
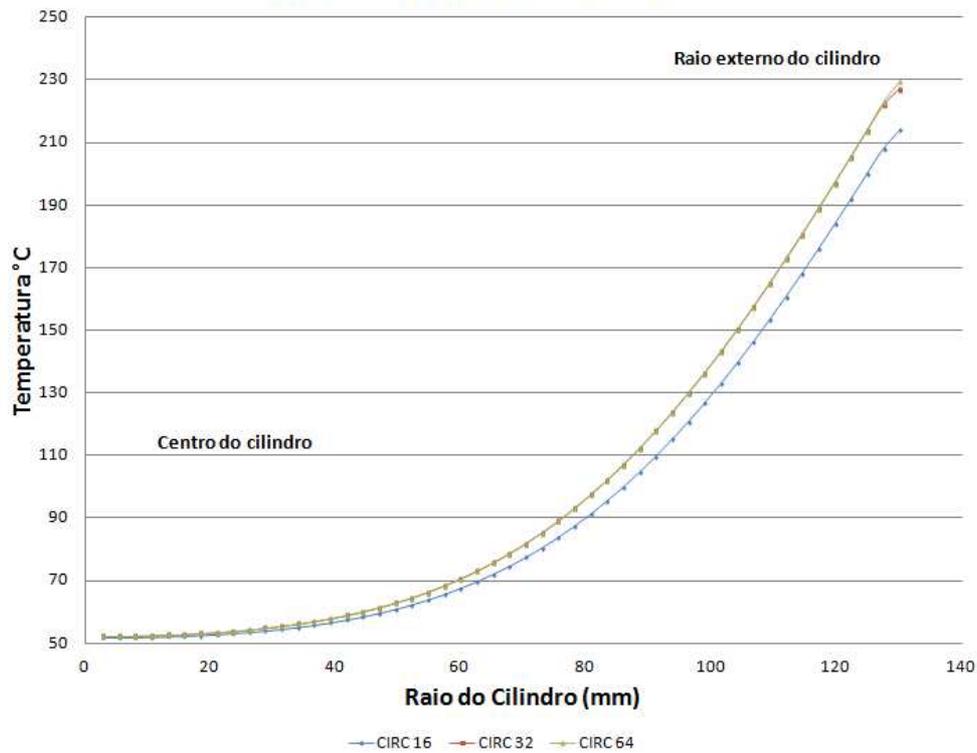


Figura 4.7 Temperatura radial do cilindro em função do número de volumes circunferenciais
Calibração da malha física circunferencial



A Figura 4.7 mostra o gráfico da calibração com o perfil de temperatura radial do cilindro em função da calibração dos volumes circunferenciais. No gráfico é possível observar que não ocorre variação entre as malhas de 32 e 64 volumes circunferenciais apenas um pequeno desvio no volume radial externo.

Com a calibração da malha física, foi possível definir como padrão o número de 50 volumes radiais e 32 volumes circunferenciais, e a realização das demais calibrações. Entretanto, para os estudos de caso serão utilizados como malha padrão 64 volumes circunferenciais para possibilitar que o arco de contato entre a barra e o cilindro utilize apenas um volume circunferencial como já foi descrito anteriormente.

Após a definição da malha física para verificação das demais análises será elaborada e avaliada a malha temporal, em que é feita a calibração para verificar o comportamento do aquecimento do cilindro em função do tempo. A malha temporal existente é calculada a partir da expressão indicada na equação 4.2 elaborada para evitar instabilidade nos resultados da simulação.

$$\Delta t = \frac{\Delta \theta^2 \Delta r^2}{8\alpha} \quad (4.2)$$

Onde:

Δt = Variação do tempo (passo de tempo)

$\Delta \theta$ = Variação de volumes circunferenciais (incremento angular)

Δr = Variação de volumes radiais (incremento radial)

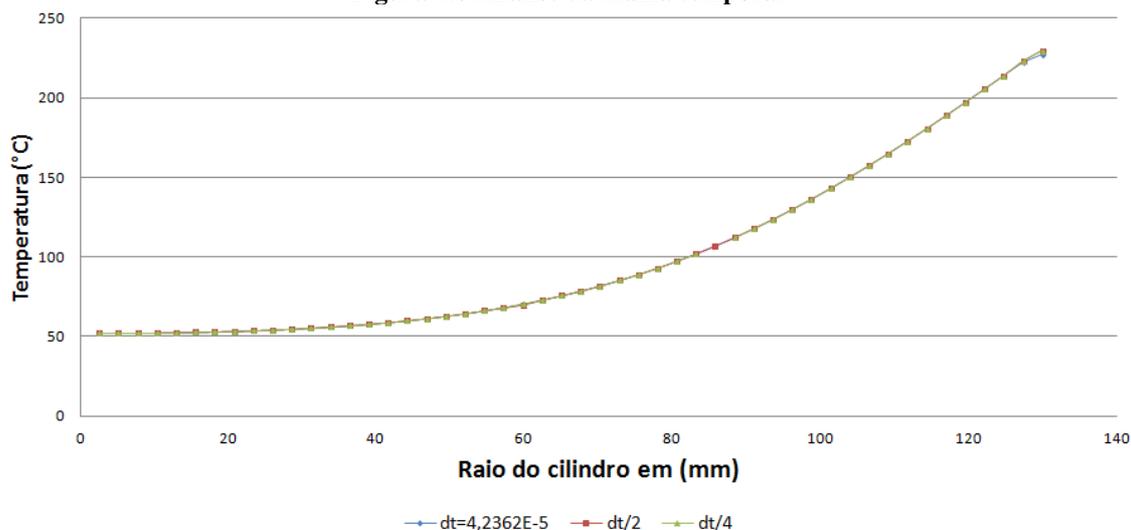
α = Difusividade térmica

A expressão garante que durante o processo iterativo, não ocorra à condição no qual os coeficientes que acoplam os termos centrais não sejam negativos. Com base nessa premissa, será refinada a malha temporal $\Delta t = 4,2362E-5$, com as variações de $\Delta t/2$ e $\Delta t/4$ conforme mostra a Tabela 4.8 e na Figura 4.8 a seguir:

Tabela 4.8 Variação da temperatura em função da variação de Δt

RAD	$\Delta t=4,23E-5$	Erro 1	$\Delta t / 2$	Erro 2	$\Delta t / 4$
1	52,22303	0,072914	52,18495	0,036101	52,16611
10	54,26391	0,010463	54,25823	0,005636	54,25517
15	57,85058	0,005238	57,84755	0,003402	57,84558
20	64,47956	0,002791	64,47776	0,002707	64,47602
25	75,65773	0,000823	75,65711	0,002384	75,6553
30	92,9987	-0,0012	92,99982	0,002071	92,99789
35	117,7254	-0,00315	117,7291	0,001722	117,7271
40	150,053	-0,0048	150,0602	0,001385	150,0581
45	188,6953	-0,0061	188,7068	0,001109	188,7047
50	227,1082	-1,05812	229,5113	0,000784	229,5095

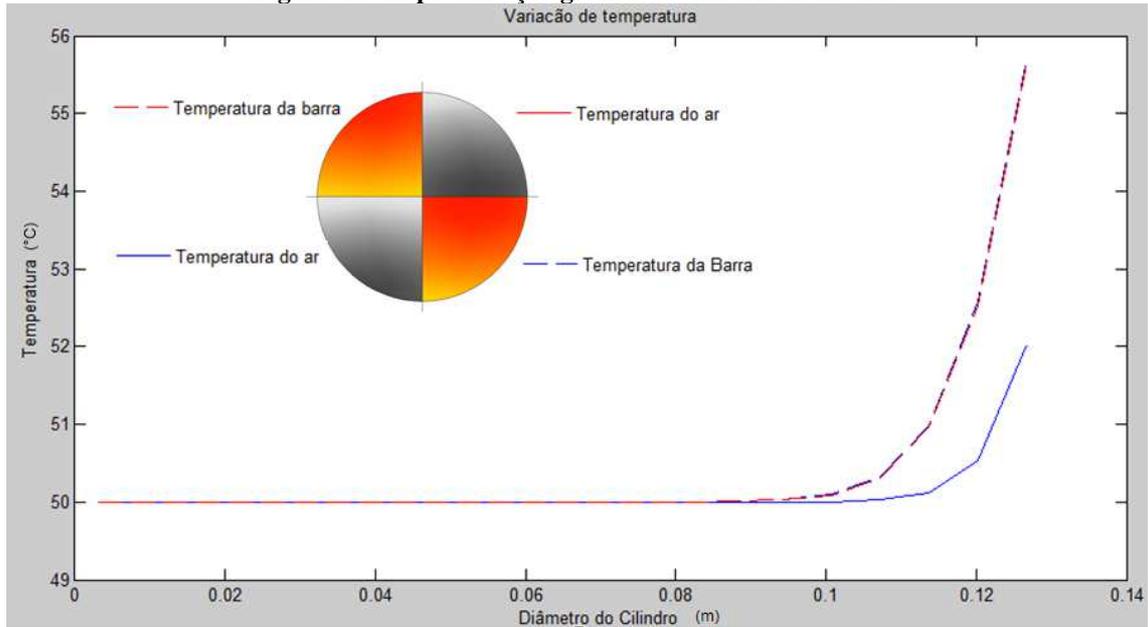
Figura 4.8 Análise da malha temporal



4.5 Teste para calibração da simetria

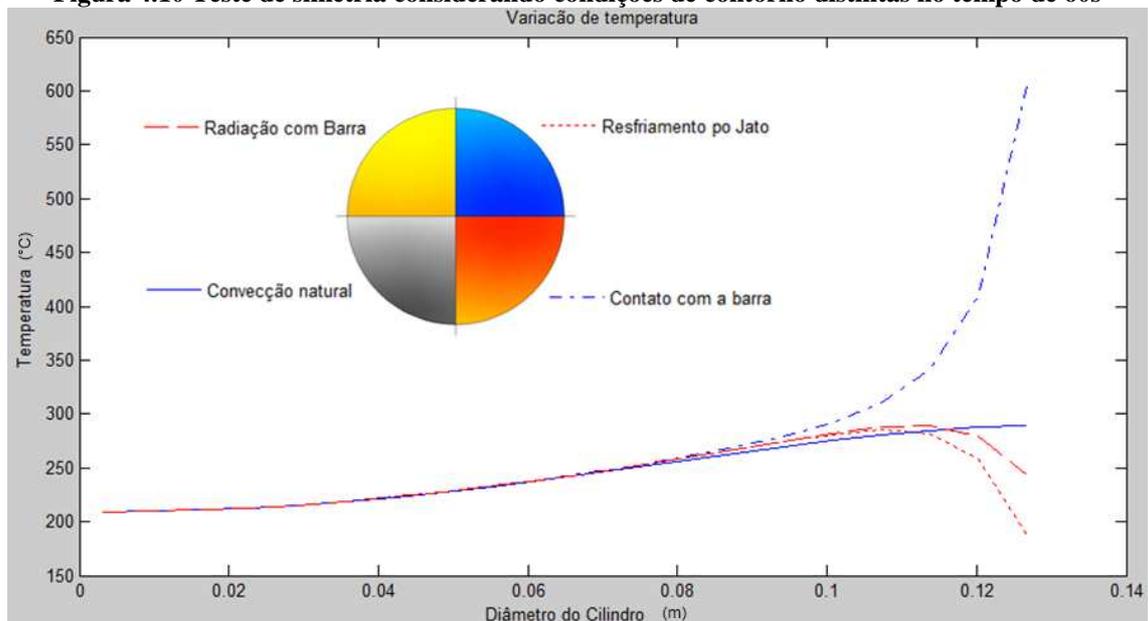
Seguidamente será verificada a simetria do modelo adotando condições específicas de contorno para teste da simetria. Para garantir a homogeneidade do modelo foi elaborado um teste de simetria considerando condições de contorno similares em duas coordenadas em pares conforme pode ser verificado no gráfico representado na Figura 4.9.

Figura 4.9 Representação gráfica da simetria do modelo



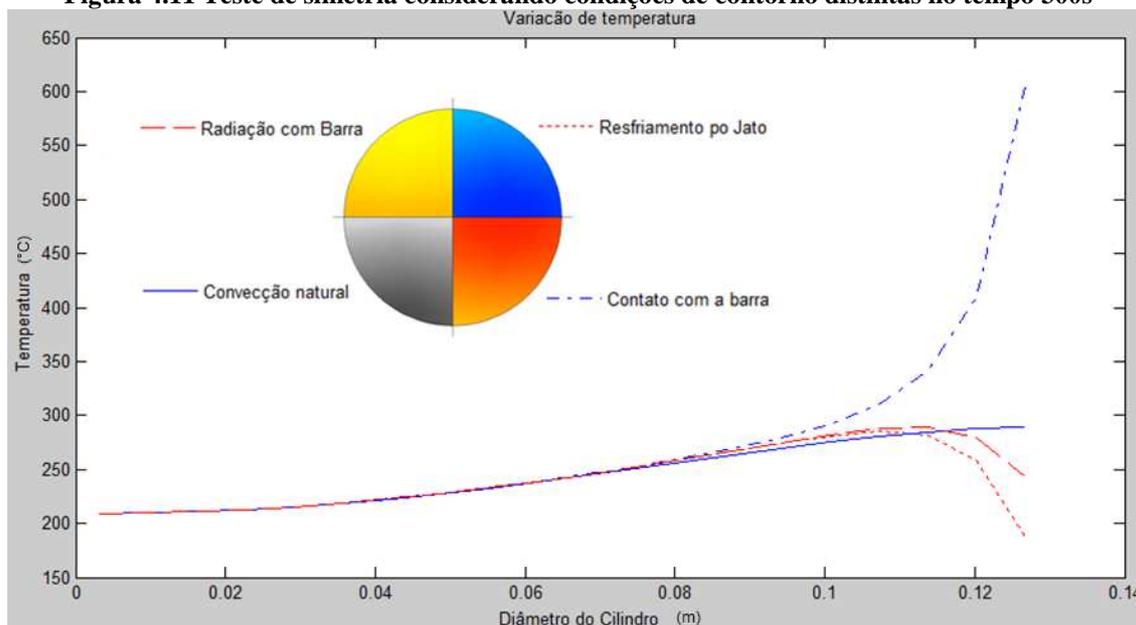
Também foi avaliada a distribuição de temperatura em quatro situações distintas, o cilindro na condição de aquecimento, o resfriamento por jato, a convecção natural e a radiação. Na Figura 4.10 serão consideradas as condições de contorno, representadas graficamente de forma separada. Desta forma, é possível visualizar a linha de aquecimento em que acontece o contato da barra em processamento com o cilindro de laminação, a superfície exposta à radiação, a condição de resfriamento por sprays e a condição de convecção natural. Nessa representação o tempo considerado adotado para simulação foi 60 segundos de funcionamento do cilindro

Figura 4.10 Teste de simetria considerando condições de contorno distintas no tempo de 60s



A Figura 4.11 mostra a representação gráfica, considerando as mesmas condições de contorno, porém, com um tempo de operação de 300 segundos.

Figura 4.11 Teste de simetria considerando condições de contorno distintas no tempo 300s



Nesse estudo se observa a influência do aquecimento e do resfriamento na temperatura superficial. Estas análises têm como objetivo apresentar de forma qualitativa a influência das condições de contorno na superfície do cilindro.

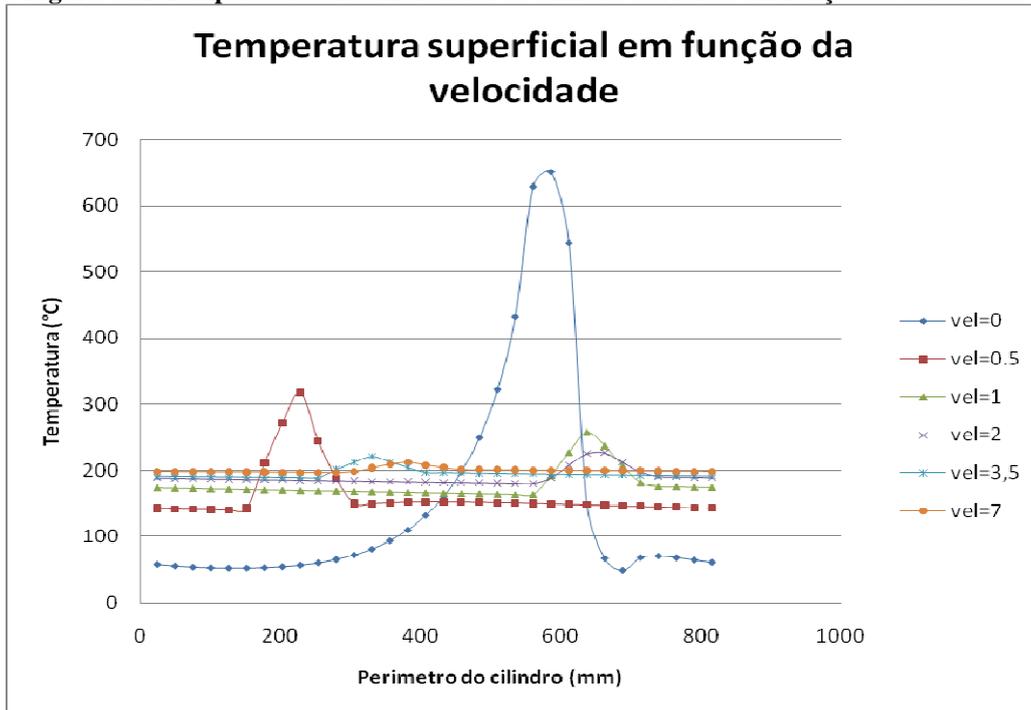
No processo de calibração também foi analisado a influência da velocidade periférica do laminador no perfil de aquecimento circunferencial do cilindro. Os dados apresentados foram satisfatórios, pois demonstraram bastante coerência com a condição real, ou seja, quanto maior a velocidade periférica mais constante é o perfil de temperatura. A seguir a Tabela 4.9 mostra a temperatura para cada velocidade apresentada no gráfico da Figura 4.12.

Tabela 4.9 Temperatura circunferencial do cilindro em várias velocidades (m/s)

CIRC	vel=0	vel=0.5	vel=1	vel=2	vel=3,5	vel=7
1	58,81198	139,4194	166,3454	174,9735	178,7608	182,6284
4	53,65494	137,9428	164,5972	174,6183	178,562	182,5863
8	55,28358	153,2743	162,7752	174,0973	178,2848	182,5239
12	72,43247	171,2998	161,1999	173,5007	178,4365	182,4429
16	130,698	155,415	159,6509	172,7991	179,6061	182,7409
20	301,1177	149,3864	158,0128	171,9777	179,5456	182,8064
24	395,8489	145,5424	160,3314	171,8081	179,353	182,766
28	79,7934	142,4616	170,8897	175,4478	179,0953	182,7037
32	61,91666	139,9626	167,0497	175,0864	178,827	182,6427

A Figura mostra a temperatura da posição circunferencial em função da velocidade periférica do cilindro. A análise qualitativa dessa condição de serviço foi utilizada para verificar se o programa responde de forma satisfatória as variações das condições de contorno. No estudo, os pontos que indicam maior temperatura estão defasados devido à variação da posição de parada do cilindro em cada velocidade.

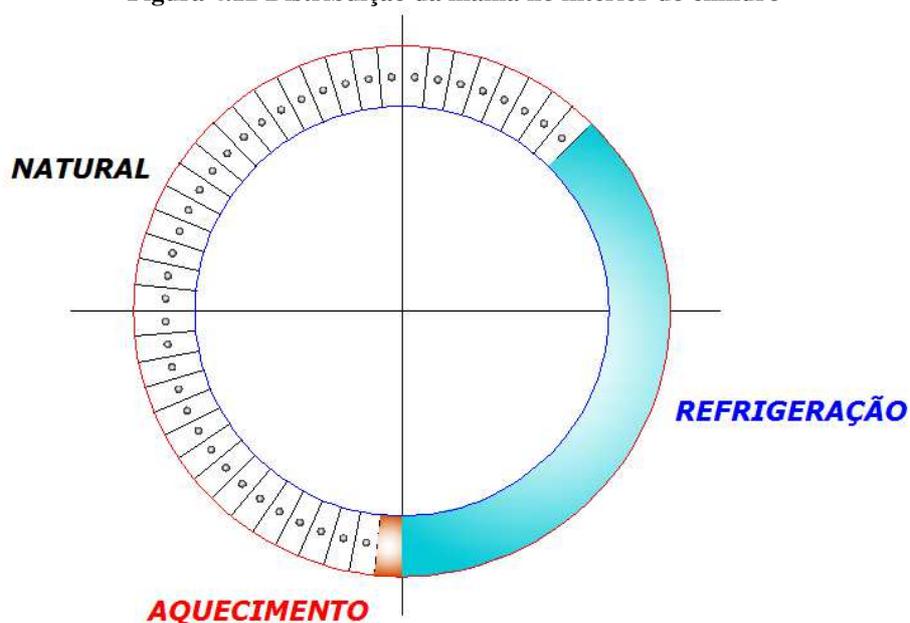
Figura 4.11 Temperatura circunferencial do cilindro variando em função da velocidade



4.6 Solução do caso base padrão

A solução para o modelo foi desenvolvida em volumes finitos considerando como número de colunas as divisões no sentido radial do cilindro e o como número de linhas as divisões no sentido circunferencial. Na calibração do modelo, como já foi citada anteriormente, a malha que apresentou maior estabilidade foi a de 32 por 50 colunas. Porém, para garantir que o volume do número de linhas tivesse o mesmo valor do arco de contato, o número de linhas passou para 64 e o número de colunas foi mantido em 50 divisões.

Figura 4.12 Distribuição da malha no interior do cilindro



As condições de contorno adotadas para o caso base foi a cobertura de refrigeração em 24 volumes elementares, em que se considerou o resfriamento por jato de água a uma temperatura de 30°C. Seguidamente em 39 volumes elementares se considerou resfriamento por convecção natural com temperatura do ar a 30°C sobre uma superfície aquecida.

Finalmente o último elemento foi considerado aquecimento através do contato da barra com o cilindro no processo de deformação contínua. Esta medida de apenas um elemento foi definida em função das dimensões da barra, diâmetro da barra e do fator de redução de diâmetro da barra. Estas dimensões foram definidas no Capítulo 3 durante o dimensionamento do arco de contato. A Figura 4.13, mostra a representação de malha adotada e o número de elementos das condições de contorno adotada no estudo.

4.7 Dados utilizados e considerações adotadas para simulação

Como as correlações utilizadas não estavam aplicadas aos laminadores de rolos, foram utilizados parâmetros similares para cálculos dos valores de h . A padronização exigiu um estudo detalhado das correlações analisadas, pois em alguns casos os valores indicados nos trabalhos não estavam devidamente detalhados dificultando a comparação com o caso real.

Diversos estudos tiveram seus resultados descartados por não apresentarem coerência quando comparados com os demais valores encontrados e as variáveis adotadas para simulação.

As correlações adotadas para o presente estudo tiveram os valores padronizados para dimensões de abertura dos jatos, do comprimento dos jatos, da velocidade do jato, da pressão de operação, do afastamento entre o jato e a superfície de contato, e também a variação quando se tratava de correlação local. As condições de contorno e todas as variáveis envolvidas no problema físico também tiveram seus valores padronizados para todos os casos estudados.

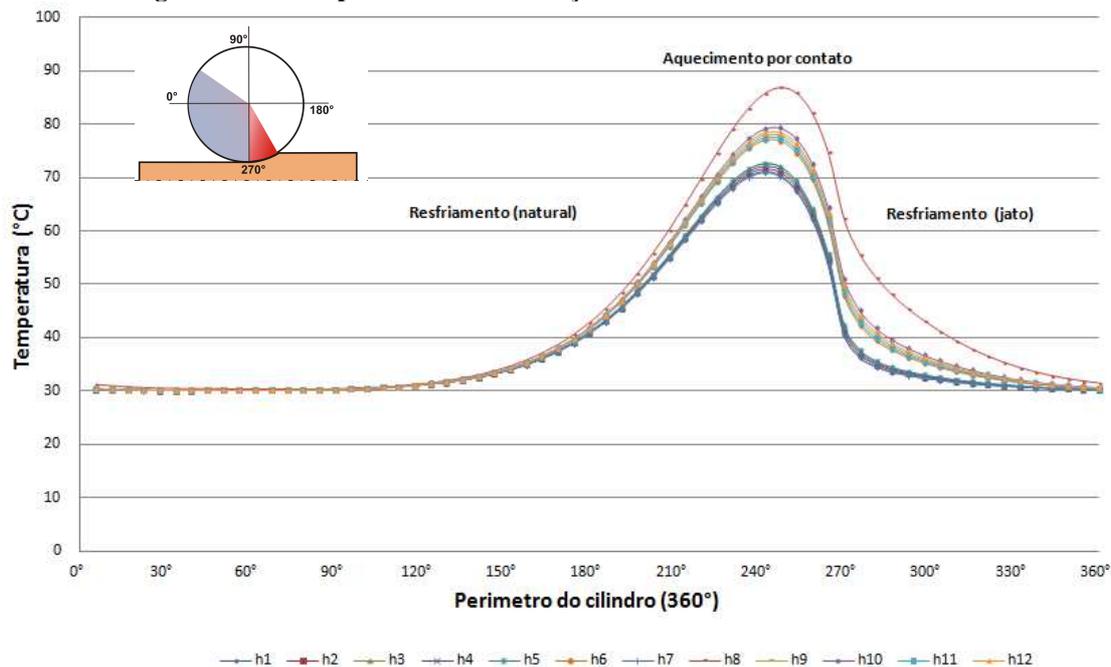
Os dados de entrada foram coletados, de um processo de laminação de rolos de uma indústria siderúrgica regional e utilizado como referência para verificação qualitativa dos resultados. Também foi utilizada imagem termográfica extraída do laminador sob as mesmas condições de contorno utilizadas na simulação numérica para comparação das temperaturas superficiais com os resultados da simulação.

4.8 Resultado das simulações dos valores de h

Na simulação foram adotadas as condições de contorno similares a cada operação e comparado aos resultados da distribuição de temperatura superficial do cilindro, conforme mostra a Figura 4.14.

Nos resultados apresentados, os perfis de temperatura dos cilindros se divide em três níveis, o primeiro grupo composto das correlações h_1 , h_2 , h_3 , h_5 e h_7 que apresentaram valores entre 10^5 e 10^6 (W/m²K). O segundo grupo composto das correlações h_6 , h_9 , h_{10} , h_{11} e h_{12} que apresentaram valores em torno de 10^3 (W/m²K) e o terceiro a correlação de menor valor h_8 .

Figura 4.13 Comparativo das correlações de resfriamento



Apesar das diferenças no perfil de temperatura entre os dois grupos das curvas apresentadas, observa-se que as curvas intermediárias do gráfico com ordem de grandeza de 10^6 apresentam valores próximos dos demais valores de h .

4.9 Comparação dos coeficientes de transferência de calor durante o resfriamento

Para comparação dos coeficientes foi tomado como premissa os parâmetros adotados na condição de contorno padrão. Sendo assim, na primeira etapa foram avaliadas as correlações envolvidas no sistema de refrigeração.

Nos trabalhos analisados destacam-se os valores de h para os jatos que estão sempre na faixa de 10^3 ($\text{W}/\text{m}^2\text{K}$), valores encontrado em diversas correlações, principalmente nas apresentadas nos estudos de MORALES et al (1989).

Para as análises dos estudos de caso aplicado ao laminador quente de aços longos, a correlação adotada foi a apresentada no trabalho de SAROJ et. al (1996), que definiu uma correlação para o resfriamento de uma chapa de aço com um coeficiente de convecção local.

Na correlação adotada foi considerada uma aproximação entre as variáveis do coeficiente adotado e a condição física do cilindro operando em processo contínuo de conformação.

A Tabela 4.10 mostra os resultados das simulações desenvolvidas no estudo, os trabalhos relacionados e as correlações e os respectivos autores.

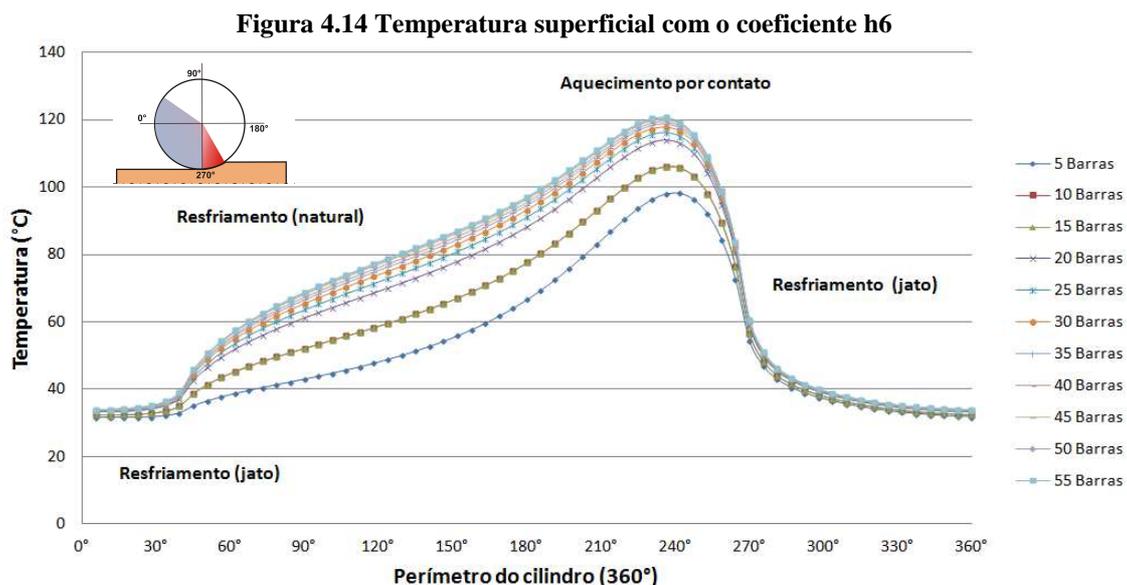
Tabela 4. 10 Dados das correlações utilizadas para o comparativo de valores

<i>H</i>	<i>Autor</i>	<i>Correlação</i>	<i>Valor de h(W/m²K)</i>
h_{jet1}	Morales, et al. (1989)	$h_{jet1} = 2,6612 \times 10^5 \left(\frac{Q_{jato}^{0,619}}{T_{sup}} \right)$	$2,523 \times 10^6$
h_{jet2}	WU et al. (2006)	$Q_{jato2} = \left(\frac{Q_{jato}}{x_{banho} L_{Banho}} \right)$ $h_{jet2} = 708 Q_{jato2}^{0,75} \cdot T_{SUP}^{-1,2} + 0,116$ $x_{banho} = \text{largura do jato}$ $L_{Banho} = \text{comprimento do jato}$	350.433
h_{jet3}	Hatta et al. (1989)	$Re_{jet(x)} = \frac{L_{jet(x)} \cdot u_{jet}}{\mu_{water}}$ $h_{jet} = 0,063 Re_{jet(x)}^{4/5} Pr_{jet}^{1/3} \left(\frac{k_{water}}{L_{jet(x)}} \right)$	140.638
h_{jet4}	CHOI et al. (2001)	$h_{jet} = 4,4265 P_{Water} + 7,367 \cdot 10^4$	206.465
h_{jet5}	Bintoro et al. (2005)	$Re = \frac{u_{jato} \cdot 0,5(d_{banho} - d_{jato})}{\mu_{water}}$ $\frac{Nu}{Pr_{Water}^{0,4}} = \frac{0,49 Re_D^{0,5} d_{jato}}{d_{banho}} + \frac{0,81 Re_L^{0,532} d_{banho}^2}{d_{banho} (d_{banho} - d_{jato})} - 1,14 d_{jato}^2$ $h_{jet} = \frac{Nu \cdot k_{aco}}{d_{banho}}$	148.712
h_{jet6}	Saroj et al. (1996)	$\bar{a} = 17,694 \left(\frac{u_{barra}}{L_{jet}} \right)^{1,89} \quad \bar{b} = 0,352 \left(\frac{u_{barra}}{L_{jet}} \right)$ $h_{jet} = \bar{a} (u_{jet})^{0,6} \left(\frac{x}{u_{barra}} \right)^{1,89} e^{\bar{b} \left(\frac{x}{u_{barra}} \right)}$	33.788
h_{jet7}	Gradek et al. (2011)	$h_{jet} = 200 (2420 - 21,7 T_w) \Delta T_{cilindro}^{0,8}$	$4,732 \times 10^6$
h_{jet8}	Morales, et al. (1989)	$h_{jet} = 0,423 \cdot Q_{jato}^{0,556}$	10.274
h_{jet9}	Morales, et al. (1989)	$h_{jet} = 1,57 Q_{jato}^{0,55} (1 - 0,0075 T_{water})$	28.552
h_{jet10}	Morales, et al. (1989)	$h_{jet} = 0,076 Q_{jato}$	23.579
h_{jet11}	Morales, et al. (1989)	$h_{jet} = 0,1 Q_{jato}$	31.024
h_{jet12}	Morales, et al. (1989)	$h_{jet} = 1,611 \cdot 10^{-3} \exp(Q^*)$ $Q^* = [2,03 + 0,793 \cdot \ln(Q_{jato}) - 0,00154 \cdot T_{sup}]$	26.335

4.10 Curva Padrão

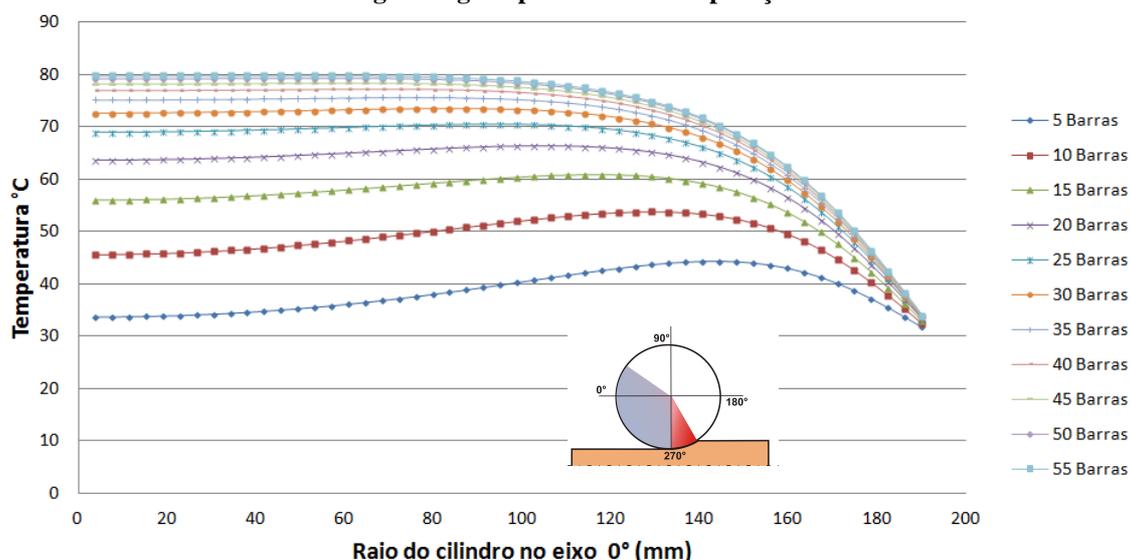
Após a definição do coeficiente adotado como padrão para estudos de caso, foi elaborada a simulação considerando o tempo de operação do laminador com a passagem de 55 barras, padrão operacional da condição de laminação avaliada.

Para simulação foi considerada a passagem da barra em 38 segundos e um intervalo entre barras de 10 segundos em que ocorre apenas resfriamento convectivo e resfriamento natural. Essa condição reflete a condição real de operação em que o espaçamento entre barras ocorre nessa proporção. A seguir as Figuras 4.15 e 4.16 mostram as curvas do caso base, na direção angular e radial do cilindro.



Os resultados mostraram que o cilindro entra em regime permanente a uma temperatura próximo de 80°C dentro da faixa de operação normal do laminador.

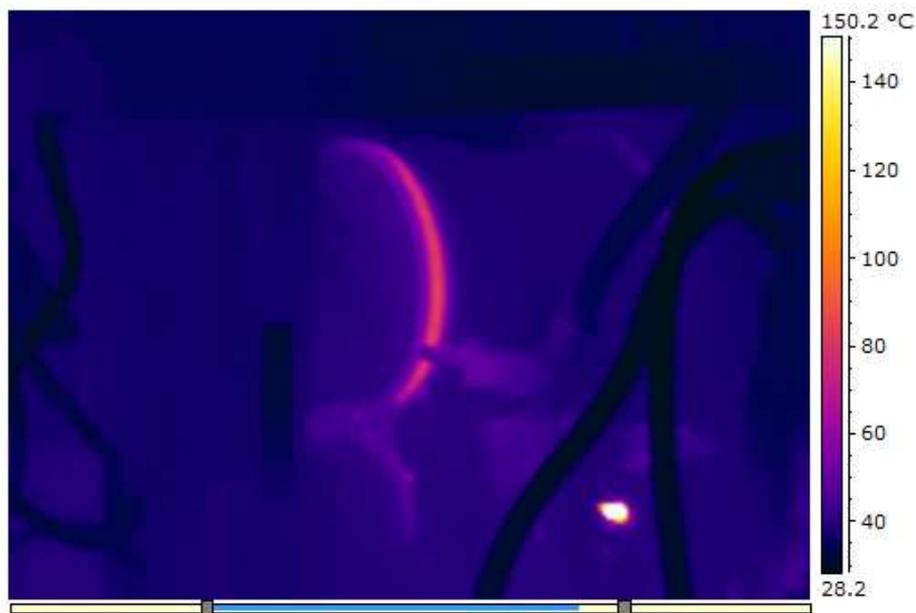
Figura 4.15 Temperatura dos volumes radiais considerando a passagem de várias barras até atingir o regime permanente de operação



4.11 Validação

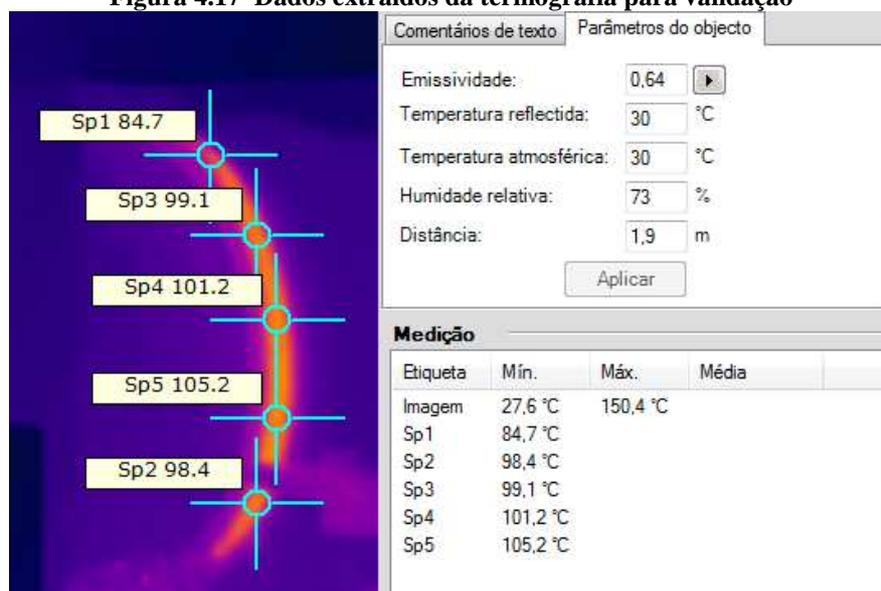
A temperatura superficial do cilindro apresenta uma oscilação muito grande durante a operação do laminador, pois depende das condições de contorno impostas no momento da operação. A imagem termográfica Figura 4.17 mostra o gradiente de temperatura do cilindro durante a laminação. Na imagem é possível verificar a superfície aquecida onde ocorre a passagem da barra.

Figura 4.16 Termografia da superfície do cilindro



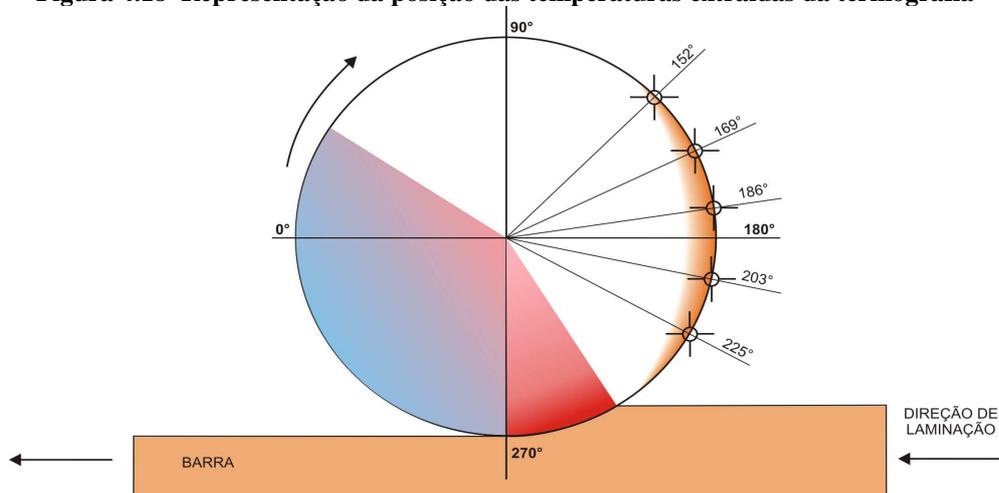
TRINKS (1964) afirmou que a temperatura da superfície do cilindro raramente ultrapassa 70°C acima da temperatura ambiente. Sabe-se que esse valor ocorre apenas após a parada do laminador ou no intervalo entre as passagens das barras.

Figura 4.17 Dados extraídos da termografia para validação



Para validação dos dados apresentados do programa foi elaborado um comparativo considerando os dados da simulação numérica com os valores coletados da termografia do laminador de barras utilizado como referência para os estudos aqui apresentados.

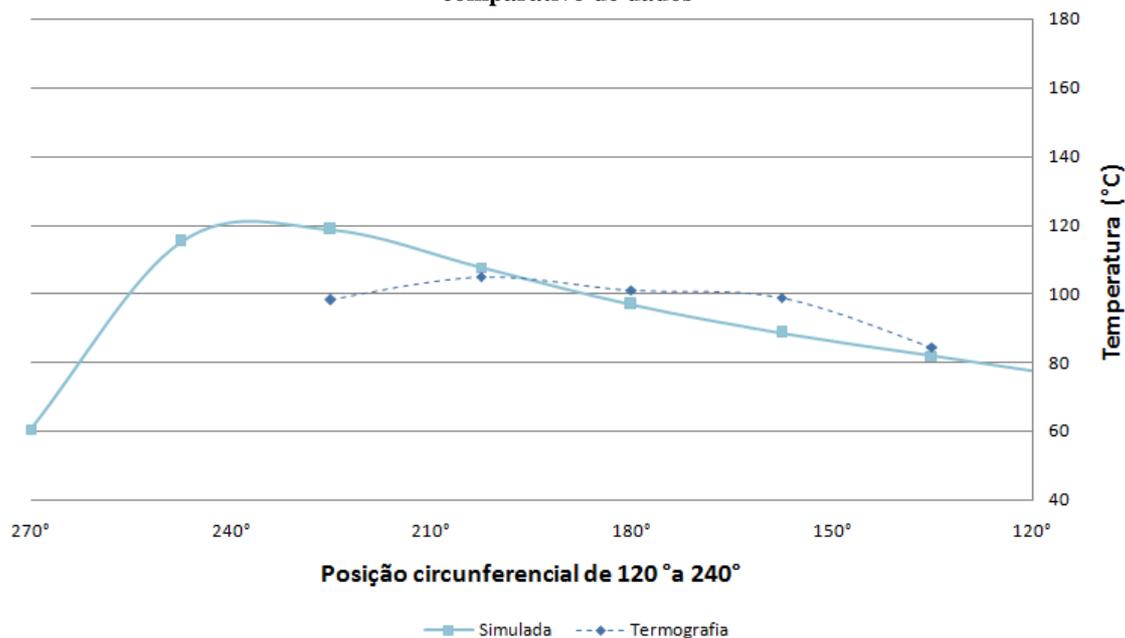
Figura 4.18 Representação da posição das temperaturas extraídas da termografia



A termografia foi realizada utilizando câmera FLIR modelo T200 que apresenta uma margem de erro de 2% no valor da temperatura. Os dados de temperatura foram extraídos da região do cilindro logo após a passagem da barra como mostra a termografia na Figura 4.18.

Os dados coletados estão representados na Figura 4.19 com a posição das temperaturas coletadas na imagem. Seguidamente na Figura 4.20 é feito um comparativo entre a curva projetada pelo programa que simula o aquecimento do cilindro e os dados de temperatura coletados na imagem.

Figura 4.19 Projeção das temperatura simulada na região similar a da termografia para comparativo de dados



A coleta realizada tomou como referência dados aproximados da termografia e da curva simulada como mostrado na Tabela 4.11. As medições feitas no laminador apresentaram boa aproximação na região frontal do cilindro entre os ângulos de 135° e 224°. As demais medidas apresentaram distorções devido à curvatura do cilindro.

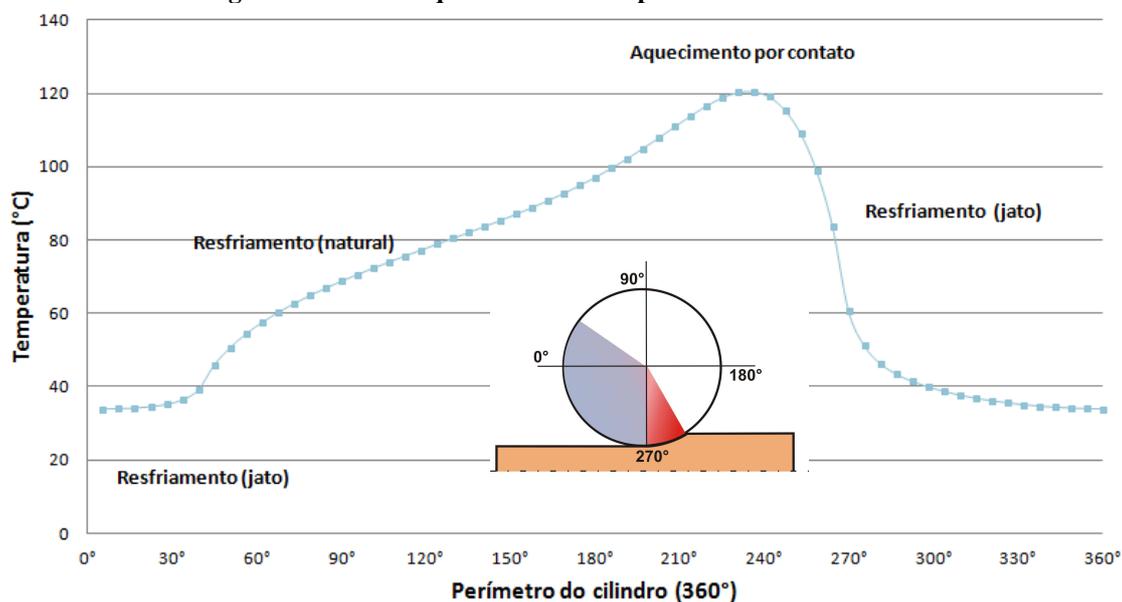
Considerando as interferências apresentadas pelo ambiente e a dificuldade para fazer a imagem com aproximação 1,9m com o laminador operando, pode-se afirmar que os valores foram bastante satisfatórios.

Tabela 4. 11 Comparativo dos dados para validação do programa

Posição Circunferencial de 120° a 270°	Temperatura °C Dados de campo	Temperatura °C da Simulação
135°	84,70	82,03
158°	99,10	88,84
180°	101,20	97,11
203°	105,20	107,88
225°	98,40	118,84

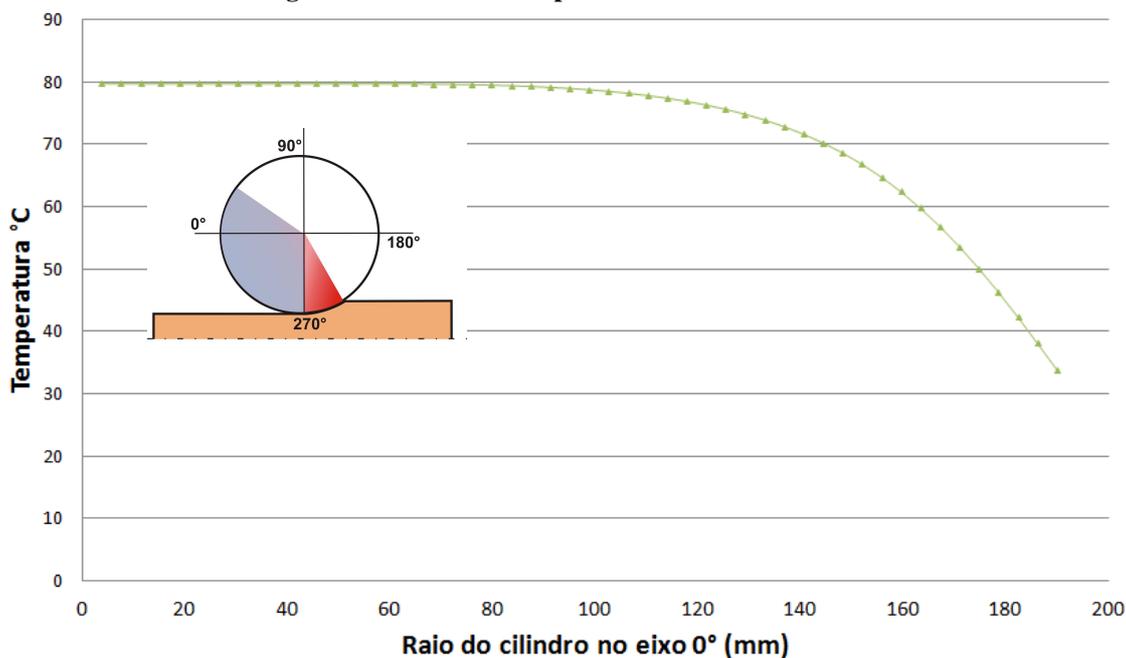
Para elaboração das análises paramétricas serão apresentadas as curvas denominadas de curva qualitativa que vai servir como referência para os diversos estudos. A primeira curva Figura 4.21 representa o perfil de temperatura circunferencial com cilindro em movimento rotativo. Na curva pode ser observada a influência das condições de contorno sobre a superfície do cilindro.

Figura 4.20 Curva qualitativa da temperatura circunferencial



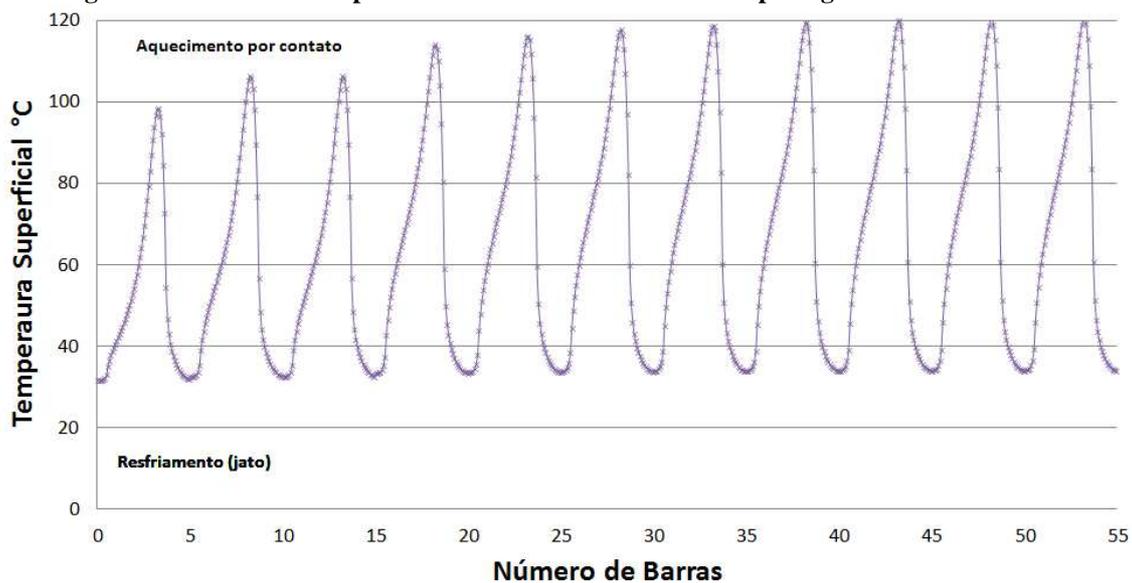
A seguir a Figura 4.22 mostra o perfil de temperatura radial do cilindro após a conformação de 55 barras, que é o número suficiente para temperatura transversal entrar em regime permanente e atingir a temperatura máxima no interior do cilindro. A curva mostra o perfil de temperatura radial do cilindro em que ocorre o aquecimento no centro do raio igual a zero e a incidência do resfriamento por jato no raio externo.

Figura 4.21 Perfil de temperatura radial do cilindro



Seguidamente a Figura 4.23 mostra a evolução da temperatura superficial das barras, considerando uma amostra da temperatura superficial após a passagem de cinco barras, representado de forma cíclica durante o período de conformação de 55 barras. Na curva é possível verificar a evolução da temperatura superficial ao longo do período de tempo até atingir o regime permanente.

Figura 4.22 Perfil de temperatura circunferencial durante a passagem de várias barras



4.12 Conclusões

De forma geral a calibração apresentou dados satisfatórios, durante as análises das melhores condições de refinamento da malha. As respostas apresentadas pelo modelo em relação à variação das condições operacionais mostraram que o modelo é bastante robusto e pode ser utilizado com segurança nas análises paramétricas apresentadas no próximo capítulo.

Com o programa calibrado será possível avaliar as práticas adotadas no laminador de rolos, verificar os parâmetros operacionais adotados atualmente e avaliar que variáveis devem ser controladas para garantir melhor eficiência, no controle de temperatura superficial do cilindro.

Capítulo 5 – Estudos de caso

5.1 Introdução

Neste capítulo serão apresentados os resultados dos estudos de casos obtidos a partir do modelo desenvolvido no capítulo três e validado no capítulo quatro. Nos casos aqui apresentados foram analisadas as diversas condições de operação tomando como base o que ocorre no processo real de laminação na indústria siderúrgica.

No capítulo quatro, depois de efetuada a validação do programa, foi apresentada um caso padrão considerando os dados operacionais coletados na planta industrial utilizada como referência para as simulações. Essa análise foi elaborada para mostrar a aproximação dos resultados entre a condição real e os resultados apresentados nas simulações. Como também apresentar o caso a ser utilizado como referência e comparação com os trabalhos desenvolvidos nesse capítulo.

Na elaboração das simulações, foram tomados os dados utilizados na validação, como padrão para fazer o comparativo com os demais casos. Nas análises, as variáveis relacionadas no caso base, serão diversificadas para elaboração das análises do comportamento térmico dos cilindros. A Tabela 5.1 apresenta os valores das principais variáveis utilizadas como também os dados de entrada para elaboração dos estudos.

Tabela 5. 1 Dados utilizados nos estudos de caso.

Dados operacionais variáveis				
Item	Descrição	Unidade	Valor	Observação
01	Diâmetro máximo do cilindro	Mm	390	Dados de campo
02	Velocidade da barra	m/s	2,8	Dados de campo
03	Temperatura da água	°C	30	Dados de campo
04	Temperatura da barra	°C	1000	Dados de campo
05	Vazão de água do jato	m ³ /h	20	Dados de campo
06	Pressão da água	kgf/cm ²	3	Dados de campo
09	Temperatura do ar	°C	30	Dados de campo
10	Diâmetro da barra	M	0,0273	Dados de campo
11	Massa do tarugo	kg	508	Dados de campo
12	Condutividade térmica da barra a 1000°C	W/m°C	30	Özisik, (1985)
13	Condutividade térmica do aço	W/m.°C	54	Özisik, (1985)
14	Massa específica do aço	kg/m ³	7850	Özisik, (1985)
15	Calor específico do aço	J/kg°C	465	Özisik, (1985)
16	Condutividade térmica da água	W/m.°C	0,569	Özisik, (1985)
17	Numero de Pradtl da água a 25°C	ADM	7	Özisik, (1985)
18	Massa específica da água	kg/m ³	998	Çengel (2009)
19	Calor específico da água	J/kg°C	4217	Çengel (2009)
20	Viscosidade da água	kg/m.s	0,001	Çengel (2009)
21	Massa específica do ar	kg/m ³	1,19	Özisik, (1985)
22	Viscosidade do ar	kg/m.s	1,98e-5	Özisik, (1985)
23	Numero de Pradtl do ar a 25°C		0,708	Özisik, (1985)
24	Condutividade térmica do ar	W/m.°C	0,02624	Özisik, (1985)
25	Área de cobertura da refrigeração		135°	Dados de campo

5.2 Estudos realizados

A elaboração das simulações tomou como referências as características operacionais que interferem na vida útil dos cilindros e representa impacto na temperatura superficial. A seguir a Tabela 5.2 apresenta os estudos que foram realizados e suas principais características.

Tabela 5. 2 Estudos desenvolvidos para análises.

Estudos	Descrição	Valor Base	Variação
Estudo I	Temperatura da água	30°C	Varição de temperatura de 20°C a 40°C
Estudo II	Vazão de água	20 m ³ /h	Varição de 10 m ³ /h a 40m ³ /h
Estudo III	Cobertura de Refrigeração	135°C	Varição de cobertura de 90° a 270°
Estudo IV	Intervalo de tempo entre barras	5s	Varição de 0s a 15s
Estudo V	Temperatura da barra	1000°C	950°C a 1050°C
Estudo VI	Diâmetro do cilindro	380mm	Varição de 330mm a 380mm
Estudo VII	Bloqueio de refrigeração no intervalo entre barras		Bloqueio de água de refrigeração

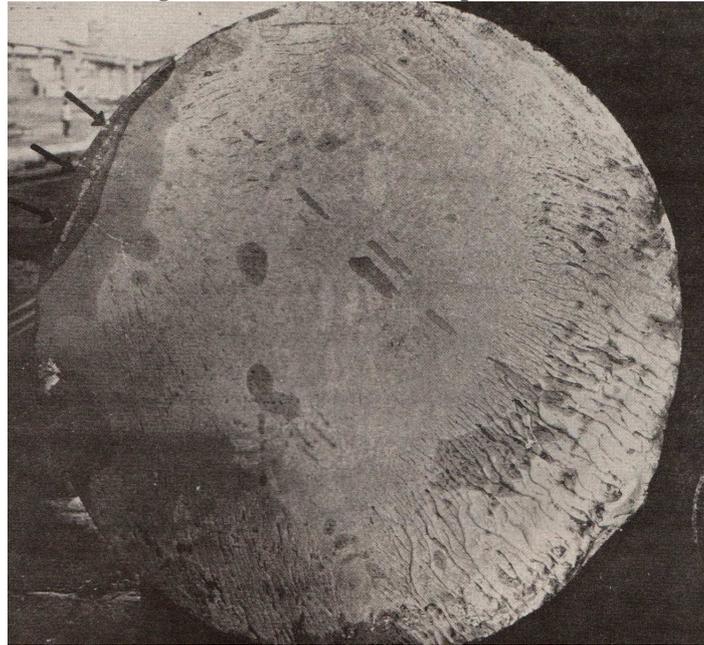
5.3 Variação temperatura na superfície do cilindro no sentido radial.

As principais causas de fadigas térmicas e trincas na superfície dos cilindros são atribuídas à dilatação gerada a partir do diferencial da temperatura imposto na superfície e a forma cíclica como ocorrem à passagem das barras e do processo de refrigeração. Quando é resfriada pela água, a superfície do cilindro sofre uma contração ficando sob tensão na forma de tração, isso ocorre porque a camada interna se mantém dilatada mesmo após o resfriamento externo.

O controle de temperatura por meio da refrigeração é essencial para manutenção da temperatura superficial do cilindro, pois garante a retirada de energia fornecida pela barra durante o processo de conformação. Os cilindros devido a sua forma construtiva apresentam dureza variável no corpo e na superfície. Quando não existe controle no resfriamento, ocorre tensão, fadiga térmica e desgaste no corpo do cilindro como mostra a Figura 5.1. Quanto menor a fadiga maior a vida útil e as consequências desse desgaste no corpo do cilindro.

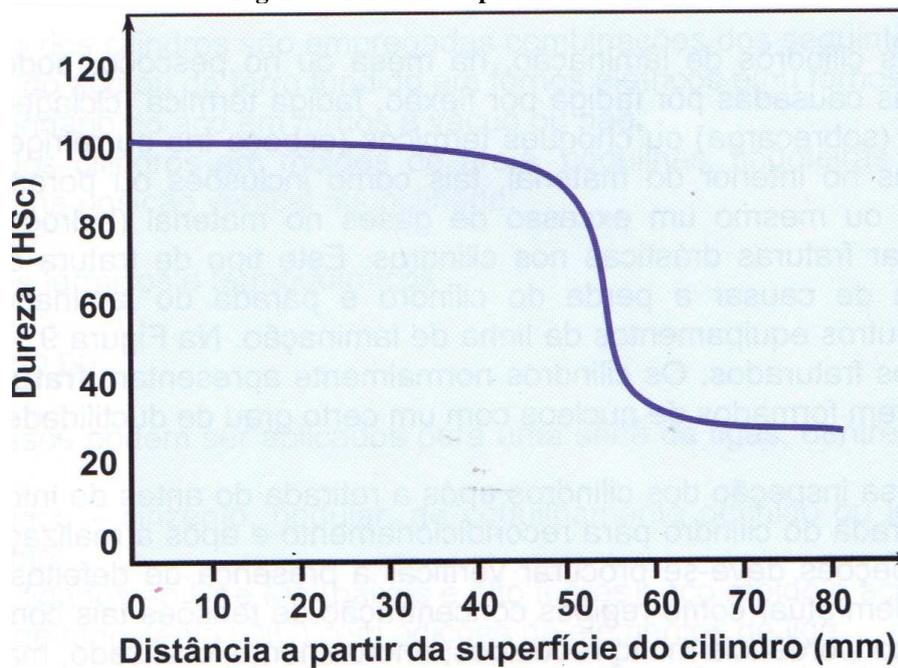
Quando ocorre um desgaste muito elevado na superfície é necessário fazer a usinagem para eliminar as imperfeições. A capacidade de recuperação dos cilindros está relacionada ao estado da camada superficial. O objetivo é fazer o mínimo de usinagem possível, mantendo as características físicas do material. Com base nesses aspectos, se observa que a vida útil dos cilindros está diretamente relacionada à sua dureza superficial como mostra a Figura 5.2.

Figura 5. 1 Aspectos superficiais de uma fratura em cilindro de desbaste iniciada por trinca térmica (região obscurecida indicada pelas setas).



Fonte: DIALETACHI (1978).

Figura 5. 2 Dureza superficial do cilindro



Fonte: RIZZO (2007)

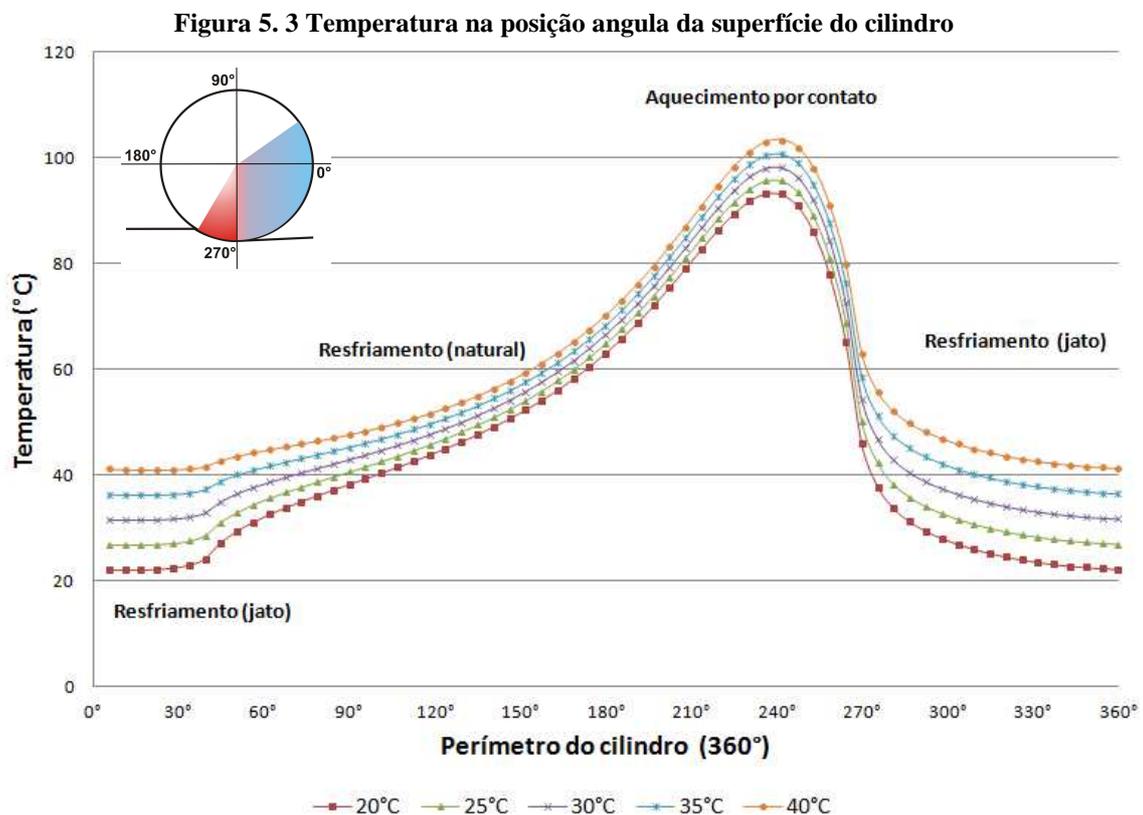
Conforme descrito, a variação térmica superficial é um parâmetro que deve ser controlado de forma precisa, pois a propagação das pequenas falhas leva à parada total do laminador. Analisar as influências destas variações superficiais de temperatura nos estudos listados na Tabela 5.2 é um dos objetivos deste capítulo e também dos demais trabalhos discutidos na revisão bibliográfica. A seguir serão apresentadas as descrições das variáveis envolvidas e as simulações de forma detalhada.

5.4 Estudo I - Temperatura da água

Durante a operação diária a temperatura da água de refrigeração sofre influência da temperatura do ambiente. O sistema utilizado no laminador para essa análise é um circuito fechado que tem como principal atividade fornecer água bruta para fazer o arrefecimento das gaiolas do desbaste, do trem médio e trem acabador. Após o arrefecimento dos cilindros, a água retorna emulsionada com carepa e óleo.

Este volume é recebido por dois poços decantadores, em que é feita a separação dos sólidos pesados, e posteriormente é enviado para decantador principal, para contenção dos finos (carepa fina) e retenção do óleo sobrenadante. Após a decantação, a água é transportada para as torres de resfriamento, e em seguida, a água é bombeada de volta para o laminador fechando o circuito.

Na região em que está instalado o laminador, a temperatura do ambiente pode sofrer variações de até 20°C, podendo chegar a 40°C durante o dia e a 20°C durante a noite. No estudo, foi analisada como essa variação afeta a temperatura superficial do cilindro, desta forma, foi feita uma variação gradual de 5°C em 5°C na temperatura da água e analisado a influência dessa variação na temperatura superficial do cilindro.



O sistema de refrigeração que mantém a temperatura superficial do cilindro, retirando a energia absorvida pela deformação do material, é muito vulnerável a ação da temperatura do ambiente, pois trabalha com sistema de resfriamento evaporativo sofrendo influência das condições ambientais.

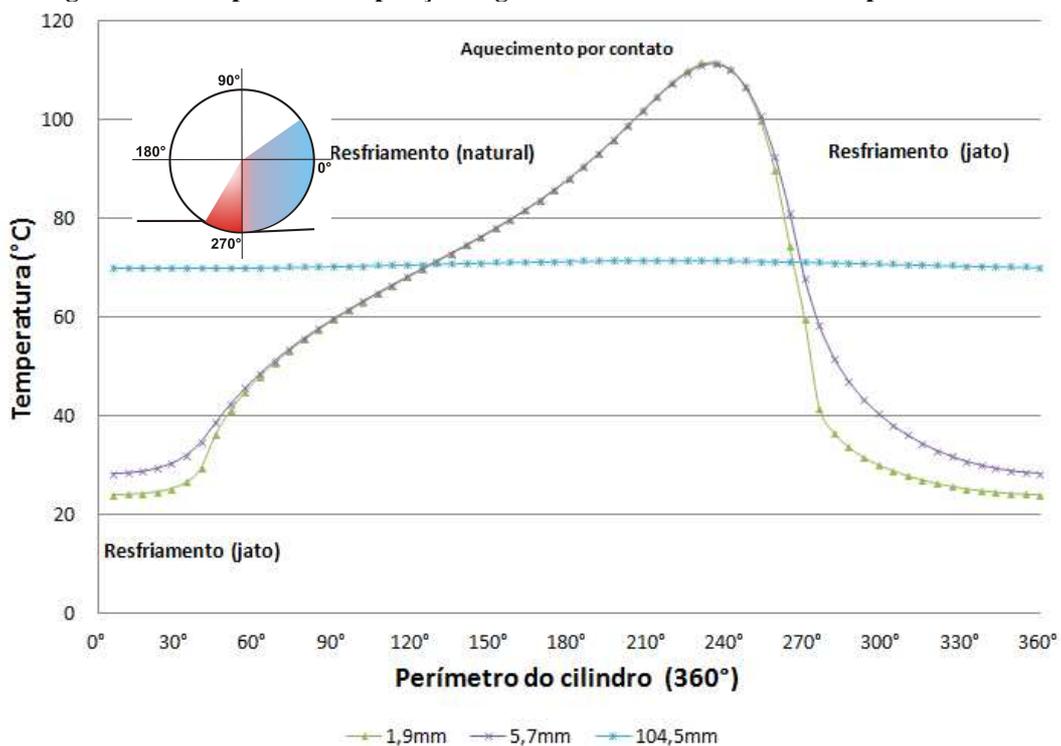
Tabela 5. 3 Temperatura na posição angular e a variação relação ao caso base (30°C)

CIRC	30°C	$\Delta T^{\circ}C$	20°C	$\Delta T^{\circ}C$	25°C	$\Delta T^{\circ}C$	35°C	$\Delta T^{\circ}C$	40°C
6°	31,63	9,53	22,10	4,76	26,86	4,76	36,39	9,53	41,16
11°	31,56	9,57	22,06	4,82	26,81	4,68	36,31	9,44	41,06
17°	31,54	9,55	22,08	4,82	26,81	4,65	36,27	9,38	41,01
23°	31,59	9,44	22,19	4,74	26,89	4,66	36,29	9,36	40,99
28°	31,74	9,19	22,44	4,54	27,09	4,76	36,39	9,42	41,04
152°	55,84	20,71	52,34	22,46	54,09	25,96	57,59	27,71	59,34
158°	57,62	22,51	54,14	24,25	55,88	27,73	59,36	29,47	61,10
163°	59,56	24,46	56,09	26,20	57,83	29,67	61,30	31,41	63,04
169°	61,69	26,58	58,21	28,32	59,95	31,80	63,43	33,55	65,17
174°	64,03	28,90	60,53	30,65	62,28	34,15	65,78	35,90	67,53
180°	66,59	31,43	63,06	33,20	64,83	36,73	68,36	38,50	70,12
242°	93,13	64,07	95,69	66,63	98,26	69,19	100,82	71,75	103,38
270°	45,90	18,52	50,15	22,77	54,40	27,02	58,64	27,02	58,64
343°	32,36	8,84	22,79	4,05	27,57	5,52	37,14	10,30	41,93
349°	32,10	9,09	22,53	4,31	27,32	5,26	36,88	10,04	41,67
354°	31,90	9,29	22,34	4,51	27,12	5,05	36,68	9,83	41,46
360°	31,74	9,44	22,19	4,66	26,97	4,89	36,51	9,66	41,29

A Figura 5.4 mostra o resultado da análise e a influência da temperatura superficial do cilindro, considerando a variação de temperatura diária. A Tabela 5.3 mostra as diferenças em termos quantitativos da variação de temperatura superficial em função da temperatura da água.

Observa-se que a temperatura superficial do cilindro obedece à mesma proporção da variação de temperatura apresentada pela água de refrigeração. O valor da variação de temperatura da água causa impacto direto na temperatura circunferencial do cilindro, as amostras de temperatura foram tomadas após a operação durante 44 minutos, tempo equivalente à passagem de 55 barras.

Figura 5. 4 Temperatura na posição angular do cilindro variando com a profundidade



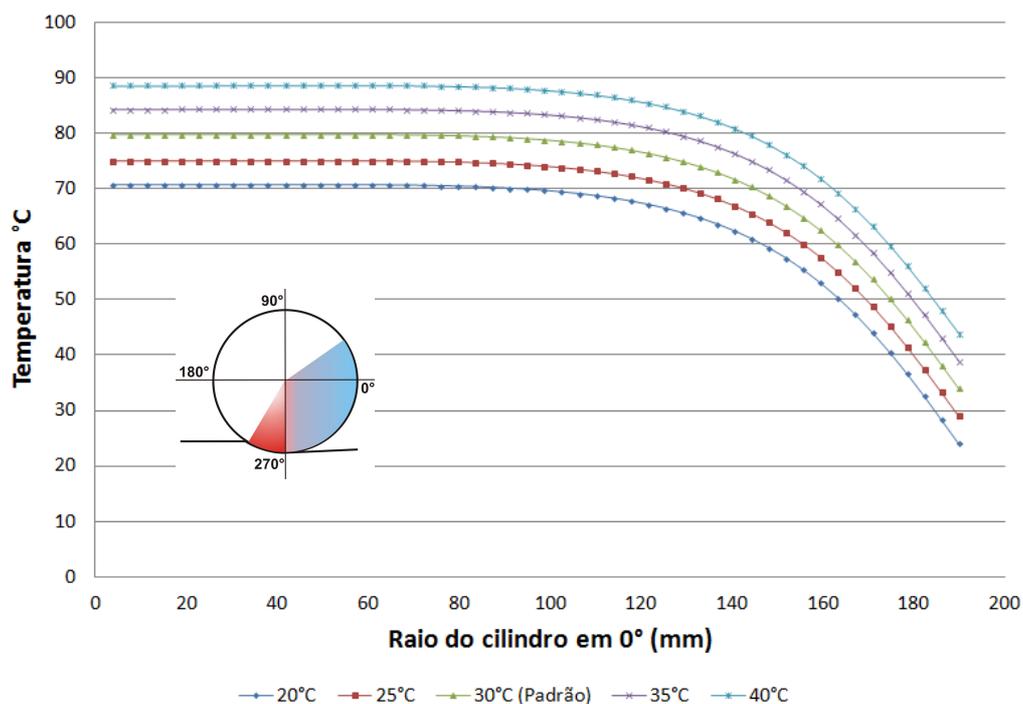
A próxima análise vai verificar o impacto causado na temperatura da camada interior do cilindro a 5,8mm e 104,5 mm de profundidade da superfície. Nessa análise foi utilizada a simulação considerando a de 20°C na temperatura de resfriamento da água, pois representa a menor temperatura de resfriamento utilizada neste estudo. A Figura 5.5 e a Tabela 5.4 apresentam os valores com as diferenças superficiais.

Tabela 5. 4 Diferença do perfil de temperatura circunferencial variando em função da profundidade.

CIRC	1,9mm	ΔT	5,7mm	ΔT	104,5mm
6°	23,97	4,30	28,27	46,17	70,14
56°	44,81	0,76	45,57	25,29	70,10
113°	66,42	0,07	66,49	4,22	70,64
169°	83,69	0,07	83,62	12,37	71,32
225°	110,01	0,57	109,44	38,44	71,56
253°	99,95	0,99	100,94	28,53	71,42
276°	41,44	16,85	58,29	29,75	71,19
281°	36,52	15,18	51,70	34,60	71,12
287°	33,60	13,35	46,95	37,45	71,05
309°	27,80	8,23	36,03	42,95	70,75
338°	24,77	5,16	29,93	45,62	70,39
360°	23,98	4,33	28,31	46,19	70,18

Seguidamente na Figura 5.5 é apresentado o perfil de temperatura radial do cilindro após a passagem de 55 barras. Quando a temperatura interna chega ao limite máximo observa-se que ocorre uma elevação de temperatura aproximadamente 50°C acima da temperatura ambiente.

Figura 5. 5 Temperatura na posição radial do cilindro após a conformação de 55 barras



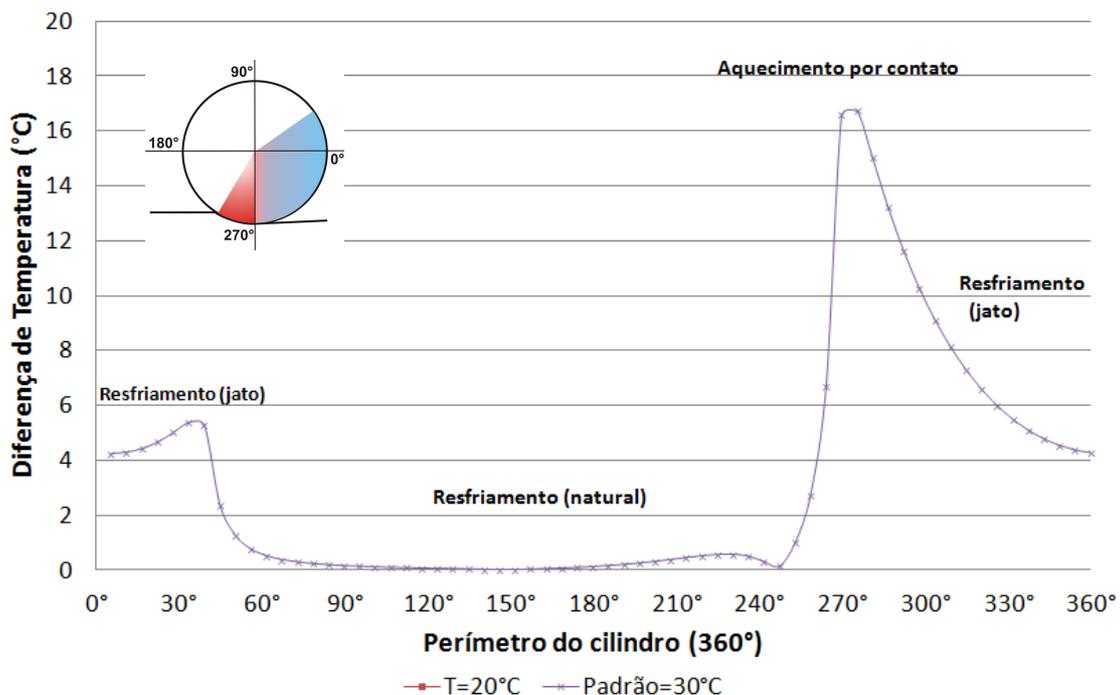
A variação apresentada na temperatura superficial do cilindro é inferior à variação sofrida pela temperatura da água. Porém o aumento de temperatura da água é proporcional à elevação da temperatura superficial do cilindro.

Tabela 5. 5 Valores das diferenças de temperatura das curvas

RAIO (mm)	T=20°C	$\Delta T I$	T=25°C	$\Delta T II$	T=30°C	$\Delta T III$	T=35°C	$\Delta T IV$	T=40°C
4	70,62	9,12	74,98	4,76	79,74	4,56	84,29	8,86	88,59
19	70,62	9,12	74,99	4,76	79,74	4,56	84,30	8,86	88,61
38	70,65	9,13	75,02	4,76	79,77	4,56	84,34	8,87	88,65
57	70,64	9,14	75,02	4,75	79,78	4,57	84,35	8,90	88,67
76	70,47	9,16	74,87	4,75	79,62	4,58	84,20	8,93	88,55
95	69,84	9,18	74,28	4,75	79,03	4,59	83,62	8,98	88,01
114	68,23	9,23	72,71	4,75	77,46	4,61	82,08	9,05	86,51
133	64,68	9,31	69,21	4,77	73,98	4,65	78,63	9,15	83,14
152	57,45	9,43	62,07	4,80	66,88	4,72	71,59	9,32	76,20
171	44,03	9,64	48,80	4,87	53,67	4,82	58,49	9,58	63,25
190	23,98	9,94	28,95	4,98	33,93	4,97	38,90	9,93	43,86

Os estudos sobre o impacto da temperatura da água na temperatura superficial do cilindro mostram que dentro da modulação especificada no estudo em que o diferencial máximo é de 20°C. A temperatura superficial do cilindro varia aproximadamente 19°C na mesma proporção que a temperatura da água. Seguidamente a Figura 5.7 mostra o impacto da variação de temperatura em diferentes porções circunferenciais do cilindro.

Figura 5. 6 Variação da temperatura na profundidade radial de 1,9 e 5,8mm



Conforme mostra a figura, a diferença de temperatura é maior na região de contato entre o cilindro e barra e o processamento. Pois a temperatura da água não representa impacto nesta análise como mostra à Tabela 5.6, a diferença de temperatura se mantém constante em relação ao caso padrão, apesar da variação de temperatura.

Tabela 5. 6 Temperatura do cilindro na profundidade radial de 1,9 e 5,8mm

CIRC	T Agua = 20°C			Padrão = 30°C		
	5,8	1,9	ΔT 20°C	5,8	1,9	ΔT 30°C
6°	28,27	23,97	4,30	38,15	33,91	4,24
56°	45,57	44,81	0,76	55,16	54,40	0,76
113°	66,49	66,42	0,07	75,76	75,69	0,07
169°	83,62	83,69	0,07	92,71	92,77	0,06
225°	109,46	110,03	0,57	118,33	118,89	0,55
253°	100,98	99,99	0,99	110,01	109,03	0,98
259°	92,43	89,66	2,76	101,56	98,83	2,73
264°	81,02	74,27	6,75	90,30	83,62	6,67
270°	67,84	51,06	16,78	77,28	60,69	16,59
276°	58,31	41,39	16,92	67,86	51,14	16,72
281°	51,72	36,53	15,19	61,34	46,34	15,01
287°	46,96	33,61	13,36	56,65	43,45	13,20
293°	43,34	31,59	11,75	53,07	41,45	11,61
298°	40,44	30,06	10,39	50,20	39,94	10,26
304°	38,05	28,83	9,22	47,83	38,72	9,11
309°	36,04	27,81	8,23	45,85	37,71	8,13
360°	28,31	23,98	4,33	38,20	33,93	4,27

5.5 Estudo II - Vazão de Água

A variação da vazão de água nas gaiolas de laminação ocorre em função do material do cilindro, do diâmetro cilindro, da localização da gaiola (desbaste ou acabamento), da velocidade de laminação, do tipo de gaiola, entre outras características de material ou processo. Sabe-se também que mesmo entre laminadores que apresentam características produtivas semelhantes existe variação de vazão entre gaiolas, pois a maioria dos laminadores apresenta pouca padronização e utiliza controle empírico da vazão.

Conforme descrito no trabalho publicado pela fabricante de cilindros Villares (VILLARES 1992) a definição da vazão fica condicionada a valores práticos através de experiência de campo. Tem como parâmetro a temperatura superficial do canal de laminação que deve ser mantido a uma temperatura próxima de 50°C.

Na maioria dos levantamentos de dados dos laminadores observa-se que a vazão média é de 20m³/h por cilindro de laminação. Esse número foi tomado como referência para elaboração das simulações. A vazão de refrigeração das gaiolas tem uma relação direta com o coeficiente de convecção, que influencia na temperatura final dos cilindros.

No resultado das simulações é possível verificar que até a vazão de 20 m³/h existe um acréscimo na retirada de energia do cilindro e acima deste valor, a temperatura superficial se mantém praticamente constante indicando que o fluxo de retirada de energia não é proporcional ao aumento de vazão.

A Figura 5.7 mostra o perfil de temperatura na posição angular do cilindro para diferentes vazões de água de refrigeração. Das curvas pode-se verificar que aumentando a vazão de 10m³/h para 20m³/h ocorre uma redução de temperatura na superfície do cilindro, entretanto sucessivos aumentos na vazão para 30m³/h e 40m³/h não causam proporcionalmente redução na temperatura, mantendo-se constante para estes aumentos de vazão.

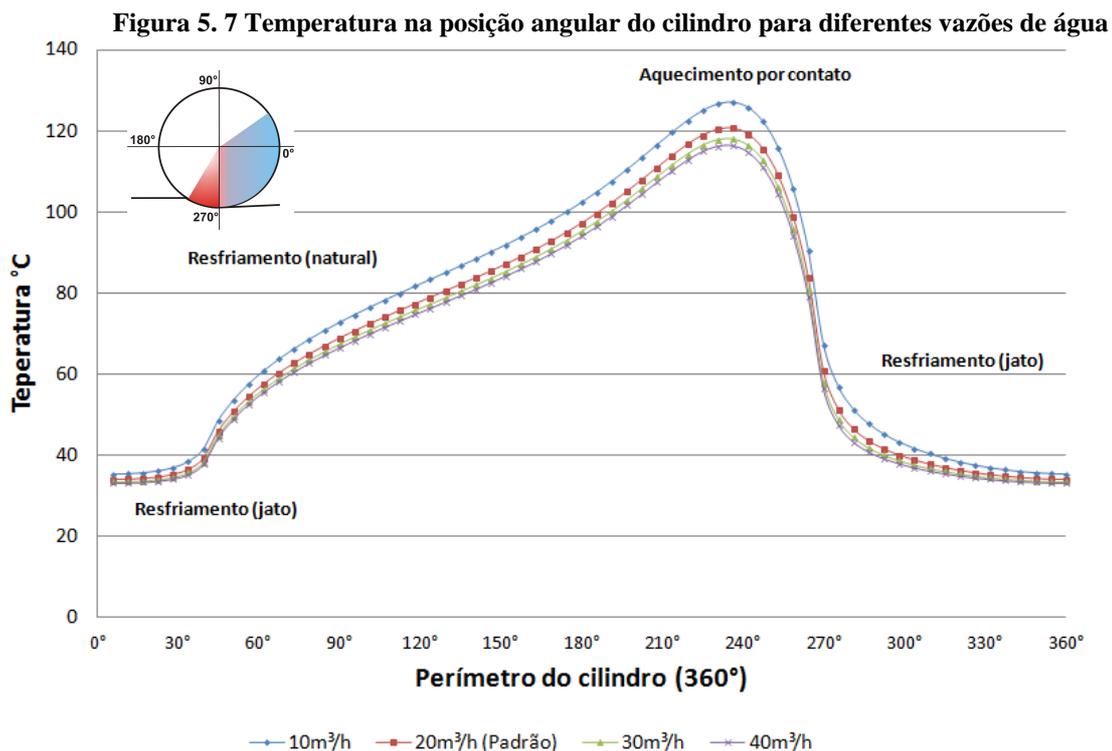
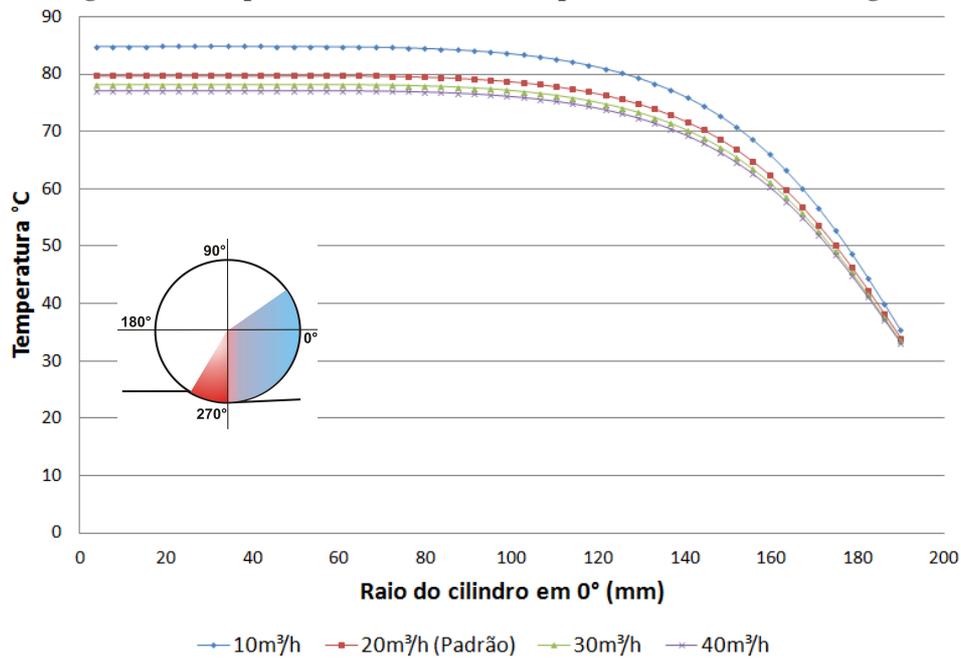


Tabela 5. 7 Temperatura superficial para diferentes níveis de vazão de água na refrigeração dos cilindros

CIRC	10m ³ /h	ΔT	20m ³ /h (Padrão)	ΔT	30m ³ /h	ΔT	40m ³ /h
6°	35,28	1,37	33,91	0,51	33,40	0,80	33,11
28°	36,87	1,72	35,15	0,65	34,50	1,01	34,14
56°	57,47	3,10	54,37	1,15	53,22	1,82	52,55
84°	70,66	3,80	66,86	1,40	65,46	2,22	64,64
113°	79,91	4,27	75,63	1,57	74,06	2,50	73,13
141°	88,31	4,65	83,66	1,73	81,93	2,76	80,90
169°	97,71	5,00	92,71	1,90	90,81	3,03	89,69
197°	110,38	5,42	104,96	2,12	102,84	3,38	101,58
225°	124,92	6,08	118,84	2,47	116,37	3,95	114,89
253°	115,85	6,85	109,00	2,88	106,12	4,58	104,41
281°	51,20	4,87	46,33	1,96	44,37	3,08	43,25
309°	40,31	2,60	37,71	1,00	36,71	1,56	36,15
338°	36,34	1,63	34,71	0,62	34,09	0,96	33,75
360°	35,30	1,38	33,93	0,51	33,41	0,80	33,13

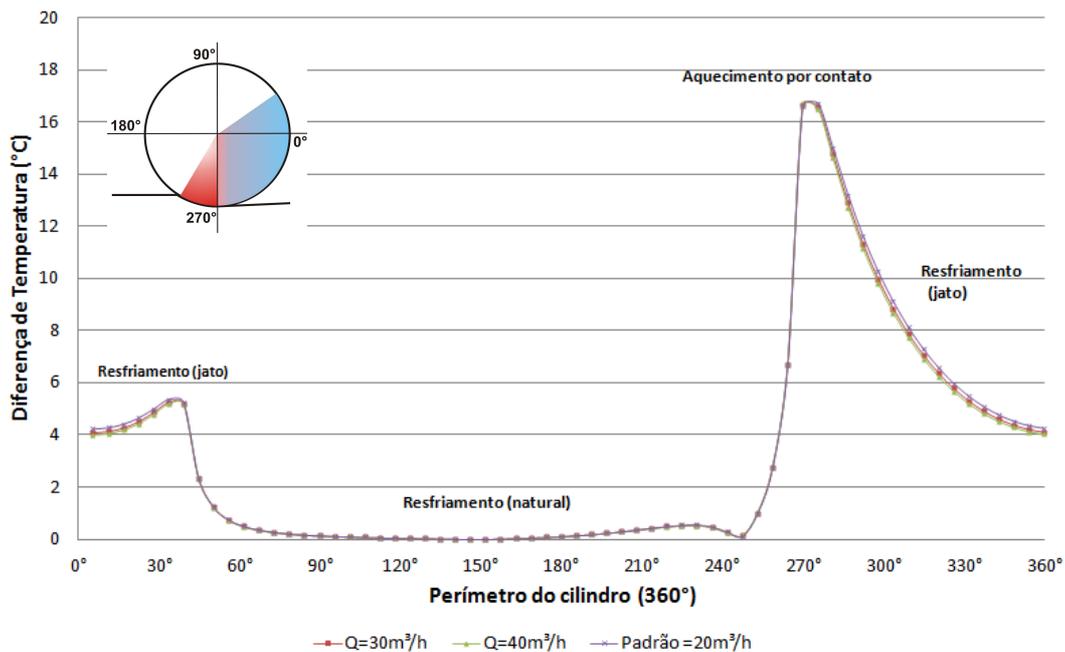
A Tabela 5.7 mostra o diferencial de temperatura entre os diversos níveis de vazão. Também é possível observar que a variação de temperatura é maior quando a vazão decresce do valor de referência, que é 20m³/h. Acima deste valor a variação máxima de temperatura fica em torno de 2,8°C para vazão de 30m³/h e 4,58°C para vazão de 40m³/h. Estes valores representam pouco impacto na temperatura superficial, indicando que o acréscimo de vazão não representa ganhos na vida útil do cilindro.

Figura 5.8 Temperatura radial do cilindro para diferentes vazões de água



O mesmo efeito ocorre com o perfil de temperatura radial do cilindro, o limite máximo atinge a temperatura de 80°C quando a vazão é de 10m³/h, enquanto os demais valores de vazão acima de 20m³/h mantêm a temperatura interna próxima de 70°C conforme apresenta a Figura 5.8. Seguidamente será analisado o impacto causado pela variação de vazão na temperatura circunferencial a uma profundidade de 1,9mm e 5,8mm conforme mostram a Figura 5.9 e a Tabela 5.8.

Figura 5.9 Temperatura na posição angular considerando a variação de vazão e da profundidade radial do cilindro



A comparação das vazões de 30m³/h e 40m³/h na profundidade 5,8mm mostram que a diferença é pouco representativa, pois os valores são praticamente constantes quando comparados com a vazão de referência do sistema que é de 20m³/h.

Como indicado nos estudos apresentados observa-se que a variação de temperatura no sentido circunferencial é dependente da vazão, porém a variação de vazão acima de 20m³/h não representa benefícios para o controle da temperatura superficial do cilindro.

Desta forma, pelas análises elaboradas até o momento indicam que o ganho de qualidade no resfriamento é maior quando se controla a temperatura da água, pois impacta de forma direta na temperatura do cilindro.

Tabela 5. 8 Simulação do perfil de temperatura no sentido angular e a variação de vazão

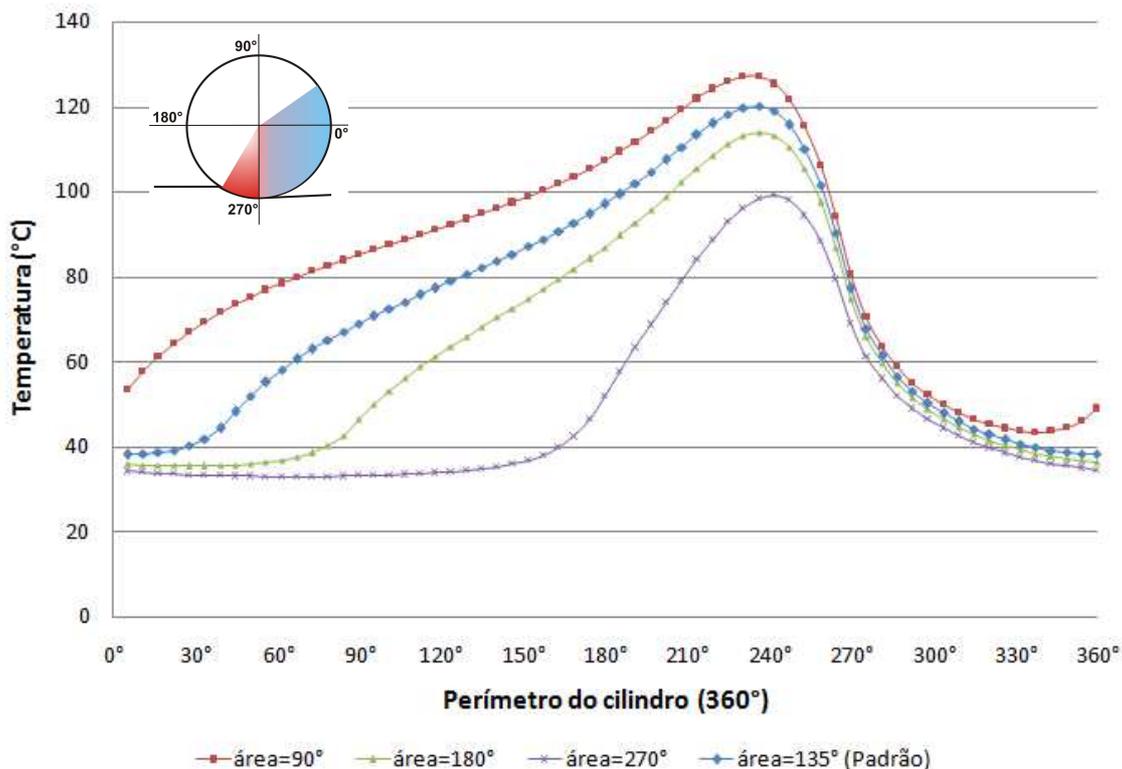
CIRC	Q=30m ³ /h			Q=40m ³ /h			Vazão 20m ³ /h		
	5,8	1,9	ΔT	5,8	1,9	ΔT	5,8	1,9	ΔT
6°	37,49	33,40	4,09	37,12	33,11	4,01	38,15	33,91	4,24
45°	47,19	44,85	2,33	46,59	44,28	2,32	48,24	45,88	2,36
51°	50,78	49,55	1,23	50,14	48,92	1,22	51,91	50,66	1,25
56°	53,97	53,22	0,74	53,29	52,55	0,74	55,16	54,40	0,76
62°	56,78	56,28	0,50	56,07	55,57	0,49	58,04	57,53	0,51
259°	98,68	95,91	2,77	96,98	94,20	2,79	101,56	98,83	2,73
264°	87,46	80,75	6,71	85,80	79,06	6,73	90,30	83,62	6,67
270°	74,56	57,92	16,64	72,98	56,30	16,67	77,28	60,69	16,59
276°	65,38	48,80	16,59	63,95	47,45	16,50	67,86	51,14	16,72
281°	59,13	44,37	14,76	57,86	43,25	14,61	61,34	46,34	15,01
287°	54,68	41,76	12,91	53,55	40,82	12,74	56,65	43,45	13,20
293°	51,31	39,99	11,32	50,31	39,17	11,14	53,07	41,45	11,61
298°	48,63	38,66	9,98	47,75	37,94	9,81	50,20	39,94	10,26
304°	46,43	37,59	8,85	45,64	36,96	8,68	47,83	38,72	9,11
309°	44,59	36,71	7,88	43,88	36,15	7,73	45,85	37,71	8,13
315°	43,04	35,97	7,06	42,40	35,47	6,93	44,17	36,87	7,29
360°	37,53	33,41	4,12	37,16	33,13	4,03	38,20	33,93	4,27

5.6 Estudo III - Cobertura de refrigeração

A região de cobertura de cilindro deve ser a maior possível para retirar o máximo de energia do cilindro após a passagem das barras. Normalmente existem duas regiões com características diferentes na superfície do cilindro. A região em que ocorre o contato da barra com o cilindro na qual acontece o maior pico de temperatura e a região em que existe a possibilidade de formar filme de vapor. A região após a saída material em que a temperatura já apresenta uma forte redução e na qual ocorre a necessidade do resfriamento por banho.

Desta forma é mantido o maior contato entre o fluido de refrigeração e superfície do cilindro. O perímetro sujeito à refrigeração normalmente é definindo de forma prática pela experiência do operador e em função da temperatura do cilindro, porém a Villares (1992) define como parâmetro favorável o perímetro refrigerado contido entre 120° e 200°.

Figura 5. 10 Temperatura na posição angular considerando a variação da área de cobertura do cilindro



Para a análise aqui desenvolvida foi adotado como padrão o valor de 135°, este valor é definido em função do levantamento de campo elaborado no laminador de barras utilizado no estudo do caso base. No caso da cobertura de refrigeração foi avaliada a variação contida entre 90° e 270°.

Tabela 5. 9 Dados do perfil de temperatura circunferencial do cilindro considerando a variação da área de cobertura de refrigeração do cilindro

CIRC	Area 90°	ΔT	Area 135°	ΔT	Area 180°	ΔT	Area 270°
6°	50,23	16,32	33,91	17,39	32,84	18,21	32,02
28°	66,54	31,39	35,15	33,96	32,58	34,93	31,61
56°	76,74	22,37	54,37	43,75	32,99	45,32	31,42
84°	83,83	16,97	66,86	45,75	38,08	52,39	31,45
113°	89,91	14,28	75,63	31,44	58,47	58,19	31,72
141°	96,09	12,43	83,66	25,76	70,33	63,53	32,56
169°	103,62	10,91	92,71	21,83	81,79	66,69	36,93
197°	114,41	9,46	104,96	18,43	95,98	45,83	68,58
225°	126,64	7,80	118,84	14,84	111,80	33,25	93,39
253°	114,29	5,30	109,00	9,83	104,46	20,53	93,77
281°	47,51	1,18	46,33	2,09	45,42	3,94	43,57
309°	38,74	1,03	37,71	1,64	37,10	2,62	36,12
338°	36,55	1,84	34,71	2,52	34,03	3,32	33,23
360°	41,88	7,95	33,93	8,89	32,98	9,69	32,18

A Figura 5.10 apresenta o perfil de temperatura circunferencial do cilindro a partir dos valores 90° , 135° , 180° e 270° adotado para esse estudo. Como já foi citado anteriormente, quanto maior o perímetro de refrigeração menor será a temperatura superficial do cilindro. A Tabela 5.9 apresenta os valores da temperatura envolvida em cada simulação e em destaque a diferença de temperatura em cada variação.

A maior cobertura de refrigeração favorece o resfriamento superficial do cilindro. Na Figura 5.11 pode ser verificado que na cobertura de 270° a temperatura no ponto de contato do cilindro com a barra é praticamente constante, durante o tempo de passagem das 55 barras como mostra a barra tracejada.

Figura 5. 11 Evolução do perfil de temperatura circunferencial durante a passagem de 55 barras.

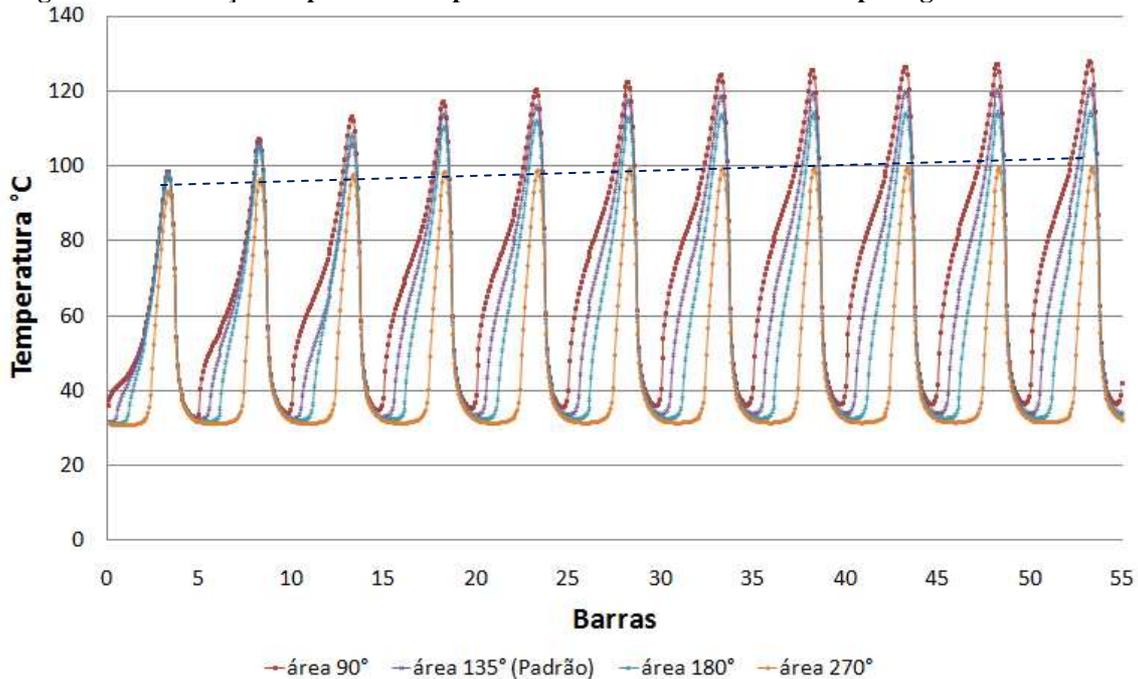
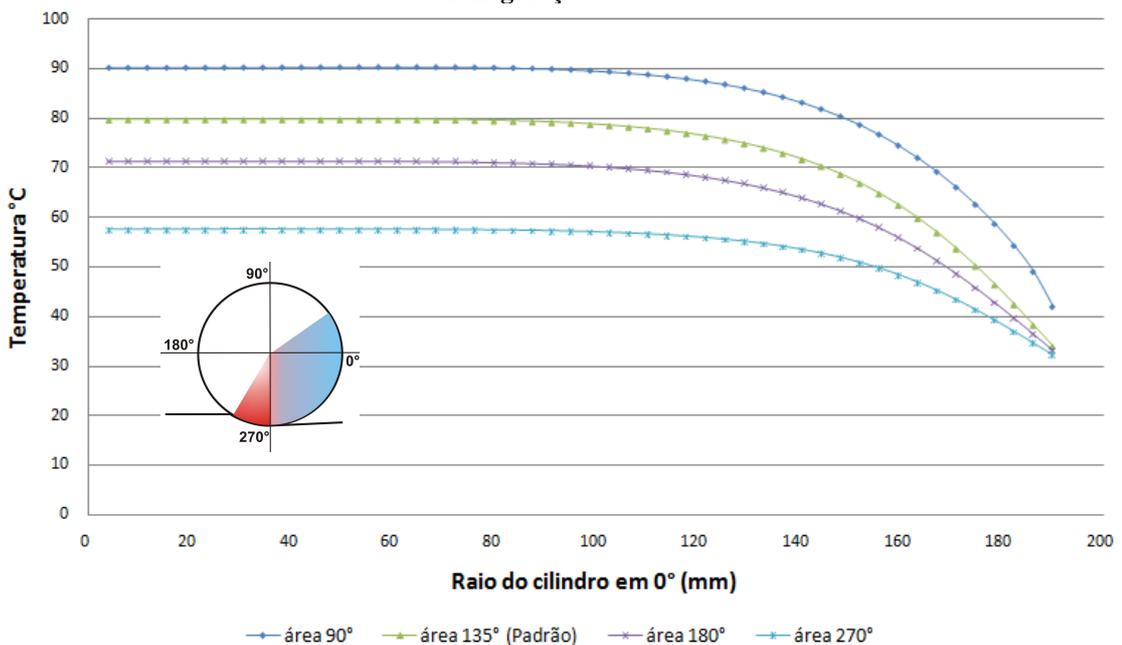


Figura 5. 12 Temperatura radial do cilindro variando em função da área de cobertura da refrigeração



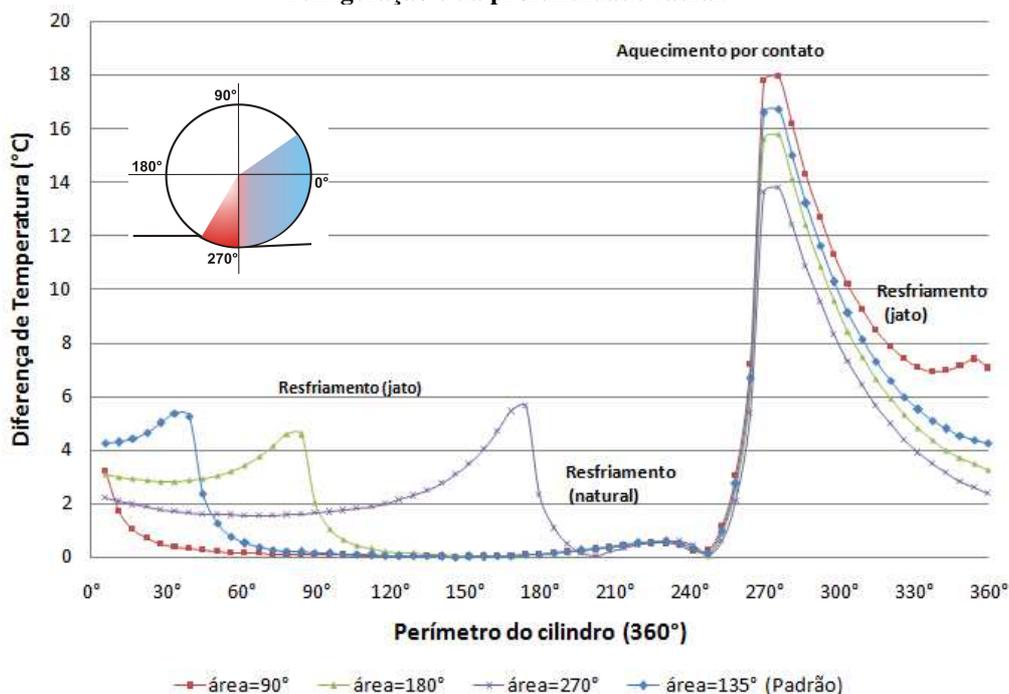
Outra característica que não faz parte das análises, mas é citado como problema operacional para qualidade dos produtos, é que a quantidade de água utilizada nos cilindros de laminação, quando muito elevada, pode também causar resfriamento do material em processamento e prejudicar a qualidade final dos produtos laminados. A Figura 5.12 apresenta o impacto da refrigeração no perfil de temperatura radial do cilindro, em que se verifica a relação entre a temperatura final no interior do cilindro e o perímetro de cobertura com refrigeração.

Tabela 5. 10 Temperatura radial do cilindro em função da área de cobertura da refrigeração

Raio (mm)	Area 90°	ΔT	Area 135°	ΔT	Area 180°	ΔT	Area 270°
4	90,05	10,32	79,74	8,52	71,22	22,18	57,56
19	90,07	10,33	79,74	8,52	71,22	22,19	57,56
38	90,13	10,36	79,77	8,54	71,23	22,21	57,56
57	90,19	10,42	79,78	8,56	71,21	22,24	57,54
76	90,13	10,51	79,62	8,58	71,04	22,18	57,45
95	89,67	10,64	79,03	8,57	70,46	21,88	57,14
114	88,30	10,84	77,46	8,47	69,00	21,08	56,38
133	85,14	11,16	73,98	8,14	65,84	19,33	54,65
152	78,54	11,67	66,88	7,29	59,59	16,03	50,85
171	65,95	12,28	53,67	5,19	48,48	10,32	43,35
190	41,88	7,95	33,93	0,94	32,98	1,74	32,18

A Tabela 5.10 mostra os dados apresentados na variação da temperatura no sentido radial do cilindro e o impacto da refrigeração no perfil de temperatura radial do cilindro. Na Tabela é possível verificar a relação entre a temperatura final no interior do cilindro e o perímetro de cobertura com refrigeração.

Figura 5.13 Diferença de temperatura circunferencial do cilindro em função da área de refrigeração e da profundidade radial.

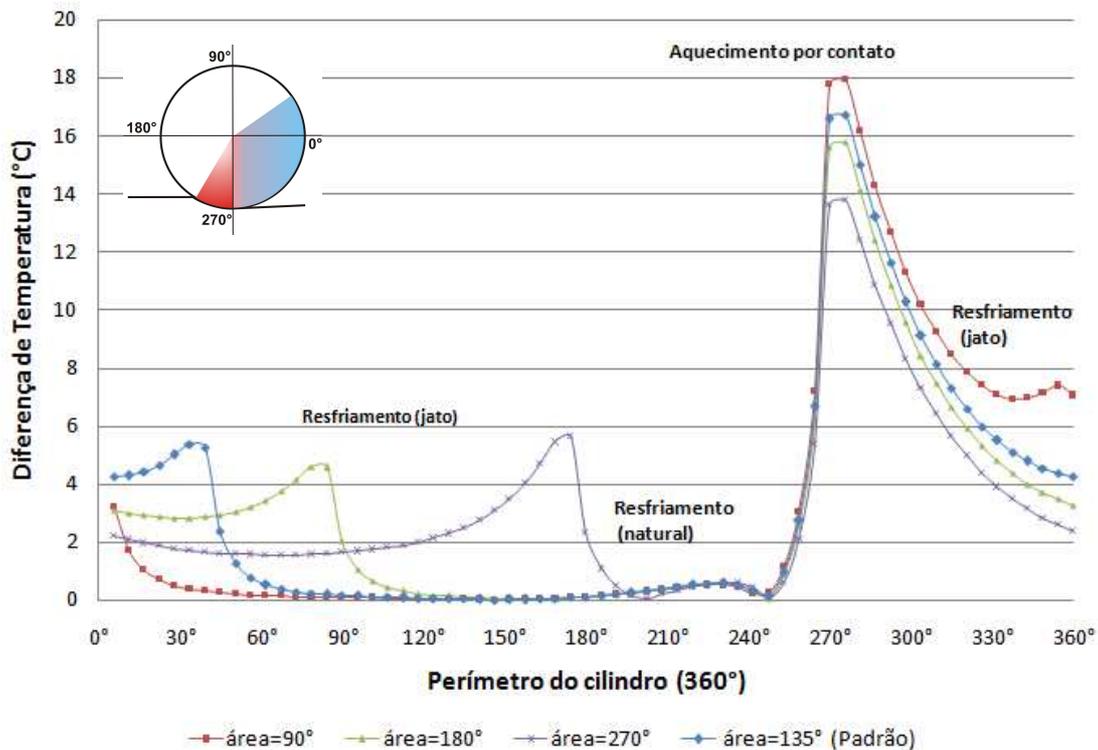


A experiência prática também indica que não é possível colocar toda vazão disponível para refrigeração na região de saída do material, pois a área de cobertura é muito pequena, tornando ineficiente o processo de resfriamento. Assim a cobertura de refrigeração deve ser a maior possível, porém evitando o contato do material com a barra em processamento. A Figura 5.13 mostra a variação da temperatura circunferencial em função da área de cobertura, considerando a diferença de temperatura entre a profundidade de 1,9mm e 5,8mm. A Tabela 5.11 apresenta os valores para as condições simuladas nas diversas condições de serviços da região de cobertura.

Tabela 5. 11 Dados da temperatura circunferencial do cilindro variando em função da área de cobertura de refrigeração e da profundidade radial do cilindro.

CIRC	Area=90°			Area=180°			Area=270°			Area=135° Padrão		
	5,8mm	1,9mm	ΔT	5,8mm	1,9mm	ΔT	5,8mm	1,9mm	ΔT	5,8mm	1,9mm	ΔT
6°	53,41	50,23	3,18	35,95	32,84	3,11	34,23	32,02	2,21	38,15	33,91	4,24
45°	73,49	73,24	0,24	35,63	32,70	2,94	33,08	31,47	1,61	48,24	45,88	2,36
51°	75,26	75,06	0,20	35,86	32,81	3,05	33,02	31,44	1,58	51,91	50,66	1,25
56°	76,91	76,74	0,17	36,20	32,99	3,21	32,98	31,42	1,56	55,16	54,40	0,76
62°	78,46	78,31	0,15	36,69	33,25	3,44	32,96	31,41	1,55	58,04	57,53	0,51
259°	106,33	103,31	3,02	97,50	94,99	2,51	88,24	86,16	2,08	101,56	98,83	2,73
264°	94,29	87,09	7,20	86,94	80,70	6,25	79,47	74,09	5,38	90,30	83,62	6,67
270°	80,46	62,70	17,76	74,66	59,02	15,64	68,99	55,36	13,63	77,28	60,69	16,59
276°	70,50	52,57	17,93	65,75	49,99	15,76	61,33	47,54	13,79	67,86	51,14	16,72
281°	63,67	47,51	16,15	59,55	45,42	14,13	55,95	43,57	12,38	61,34	46,34	15,01
287°	58,79	44,50	14,29	55,06	42,66	12,39	52,00	41,14	10,86	56,65	43,45	13,20
293°	55,11	42,45	12,67	51,61	40,75	10,87	48,93	39,44	9,50	53,07	41,45	11,61
298°	52,22	40,91	11,31	48,83	39,28	9,55	46,43	38,12	8,32	50,20	39,94	10,26
304°	49,88	39,71	10,18	46,52	38,09	8,43	44,32	37,03	7,29	47,83	38,72	9,11
309°	47,97	38,74	9,24	44,56	37,10	7,46	42,52	36,12	6,40	45,85	37,71	8,13
315°	46,43	37,96	8,46	42,89	36,26	6,63	40,97	35,34	5,63	44,17	36,87	7,29
360°	48,93	41,88	7,05	36,24	32,98	3,26	34,56	32,18	2,38	38,20	33,93	4,27

Figura 5. 14 Temperatura circunferencial na profundidade radial de 5,8mm e várias áreas de cobertura.



Como mostram as simulações apresentadas da temperatura circunferencial na profundidade de 5,8mm próximo à região de contato apresenta uma diferença de aproximadamente 2°C em relação às demais áreas de cobertura. Essa diferença é pouco significativa para reduzir na temperatura final do cilindro. A Figura 5.14 mostra o perfil de temperatura circunferencial na profundidade radial de 5,8mm.

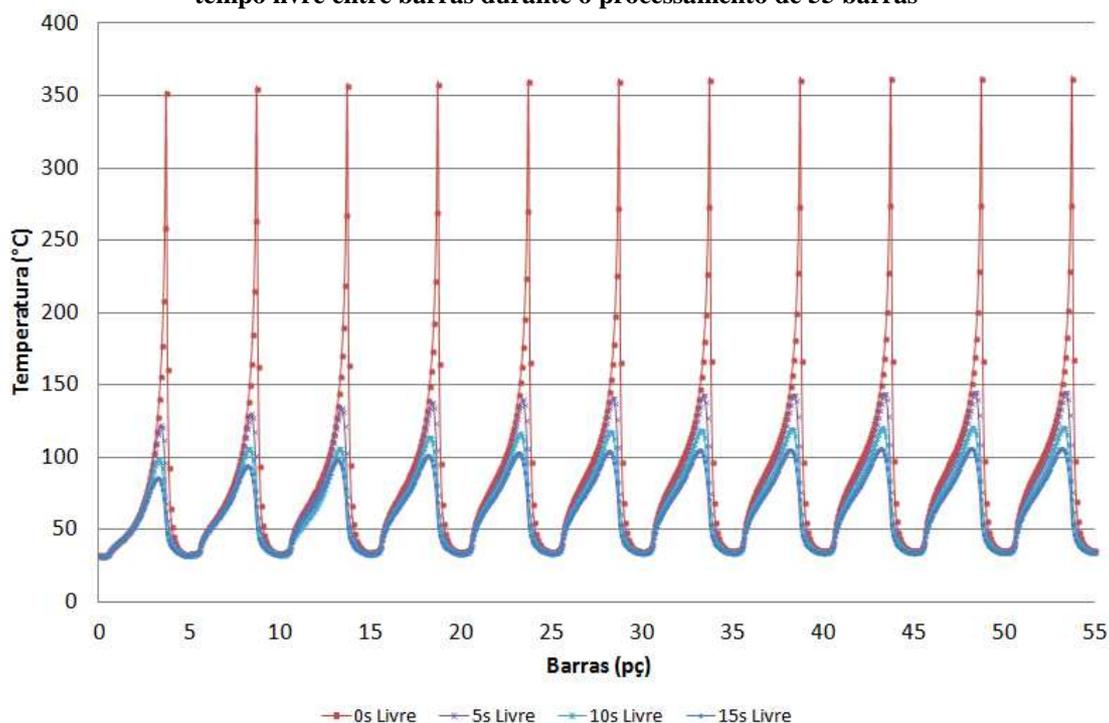
5.7 Estudo IV - Intervalo de tempo entre barras

O laminador opera de forma contínua, porém apresenta intervalos de passagens entre as barras. Este tempo de espera é necessário para compensar a espera no forno e também a inércia sofrida pela barra no intervalo entre as gaiolas da laminação.

O tempo ideal entre barra é o menor possível, porém na prática no laminador esse tempo em média é de 10 segundos. Durante o tempo de espera entre uma barra e outra os cilindros de laminação continuam recebendo água de refrigeração em sua superfície.

Para analisar o impacto do resfriamento no cilindro foram simulados intervalos entre barras de zero a quinze segundos. A Figura 5.15 mostra a evolução da temperatura circunferencial durante a passagem de 55 barras, observando que as variações em 5s, 10s e 15s têm valores próximos. Na operação sem intervalo entre barras a temperatura na superfície do cilindro pode chegar a 350°C na região de contato entre a barra e o cilindro.

Figura 5. 15 Variação da temperatura circunferencial do cilindro de laminação em função do tempo livre entre barras durante o processamento de 55 barras



Seguidamente foi analisada a temperatura no sentido radial do cilindro, em que se observa a temperatura interna na região central do cilindro apresenta uma variação pequena, conforme mostra a Figura 5.16. A Tabela 5.12 apresenta os principais valores desta variação. Conforme se observa a variação máxima no interior do cilindro atinge um valor 10 °C conclui-se que o impacto maior ocorre na temperatura superficial.

Figura 5. 16 Temperatura cilindro com intervalos livres 0, 5, 10 e 15 segundos

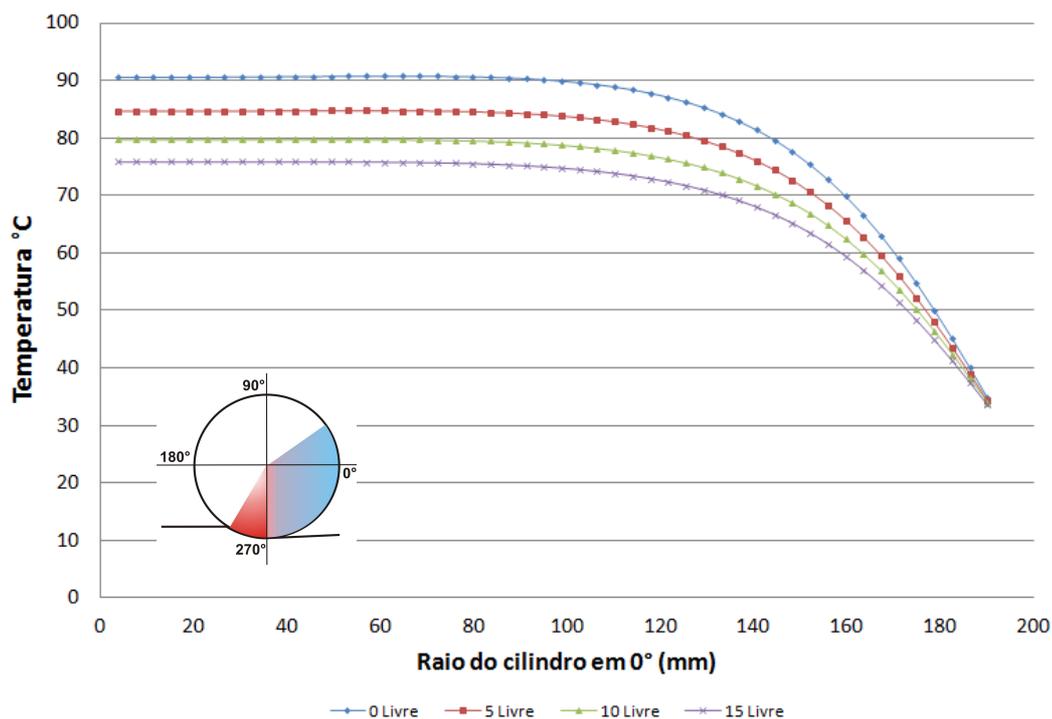


Tabela 5. 12 Temperatura radial do cilindro variando em função do tempo de espera entre barras

Tempo Livre Entre Barras							
Raio (mm)	0 Livre	ΔT	5 Livre	ΔT	10 Livre (Padrão)	ΔT	15 Livre
4	90,58	10,84	84,66	4,92	79,74	3,87	75,86
19	90,60	10,86	84,67	4,93	79,74	3,88	75,86
38	90,69	10,92	84,72	4,95	79,77	3,90	75,87
57	90,79	11,01	84,76	4,98	79,78	3,94	75,84
76	90,73	11,11	84,64	5,01	79,62	3,99	75,64
95	90,17	11,14	84,04	5,01	79,03	4,03	75,00
114	88,41	10,95	82,37	4,91	77,46	4,02	73,44
133	84,20	10,22	78,52	4,54	73,98	3,86	70,12
152	75,37	8,50	70,61	3,73	66,88	3,37	63,51
171	59,02	5,35	56,01	2,34	53,67	2,18	51,50
190	34,80	0,88	34,31	0,39	33,93	0,33	33,59

A Figura 5.17 mostra o perfil de temperatura superficial do cilindro. Nesta análise é possível verificar que o tempo entre barras é extremamente significativo para manutenção da temperatura do cilindro, pois o impacto causado pelo gradiente de temperatura entre intervalo zero e dez, este valor pode chegar a 300°C, conforme mostra Tabela 5.13.

Antes do início da operação, os cilindros de laminação são aquecidos para garantir uma maior aderência entre o cilindro e a barra em processamento. Esta operação é denominada queima de canal e é feita sempre que ocorre uma parada longa no laminador. A análise da temperatura em função da variação de tempo entre barras é fundamental para operação, pois justifica a implantação do bloqueio na refrigeração no momento de paradas com maior intervalo de tempo.

Figura 5. 17 Variação de temperatura circunferencial do cilindro em função do tempo livre entre barras durante o processo de laminação.

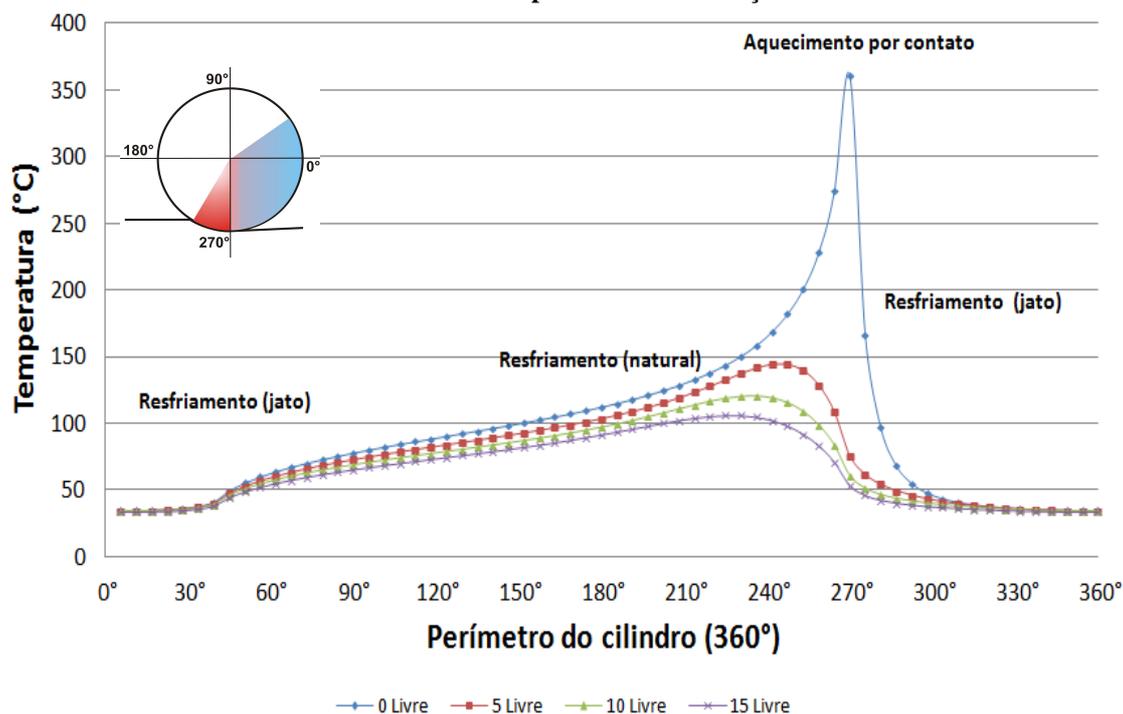


Tabela 5. 13 Variação de temperatura superficial do cilindro relacionada ao tempo livre entre barras durante o processo de laminação.

CIRC	0 Livre	ΔT	5 Livre	ΔT	10 Livre	ΔT	15 Livre
6°	34,80	0,89	34,30	0,39	33,91	0,32	33,59
28°	36,36	1,20	35,69	0,53	35,15	0,42	34,73
56°	60,11	5,73	56,94	2,56	54,37	2,04	52,33
84°	75,57	8,71	70,75	3,89	66,86	3,11	63,75
113°	86,52	10,88	80,49	4,86	75,63	3,86	71,77
141°	96,52	12,87	89,35	5,69	83,66	4,45	79,20
169°	107,38	14,67	99,08	6,37	92,71	4,99	87,72
197°	121,34	16,38	112,21	7,25	104,96	6,66	98,30
225°	143,80	24,96	132,93	14,09	118,84	12,59	106,26
253°	200,78	91,78	140,03	31,03	109,00	16,80	92,20
259°	228,30	129,50	129,05	30,25	98,80	15,26	83,54
264°	274,13	190,52	109,03	25,43	83,60	12,22	71,39
270°	361,02	300,34	75,83	15,15	60,68	7,09	53,59
276°	166,48	115,35	61,72	10,59	51,13	4,91	46,22
281°	96,99	50,67	54,30	7,97	46,33	3,76	42,57
309°	41,03	3,33	39,58	1,87	37,71	1,34	36,37
360°	34,80	0,88	34,31	0,39	33,93	0,32	33,60

Na Tabela 5.13 verifica-se que o intervalo entre barras por mais de 15 segundos, mantendo o sistema de refrigeração atuando na superfície do cilindro, pode ocasionar uma variação de temperatura de até 16°C em relação ao tempo médio de parada de 10s.

Se esta condição de serviço ocorre de forma cíclica, ela é bastante prejudicial para a vida útil do cilindro, pois eleva a tensão térmica no interior do cilindro na região próxima à superficial do cilindro. A Figura 5.18 e a Tabela 5.14 mostram o diferencial de temperatura circunferencial do cilindro a uma distância de 5,8 mm da superfície.

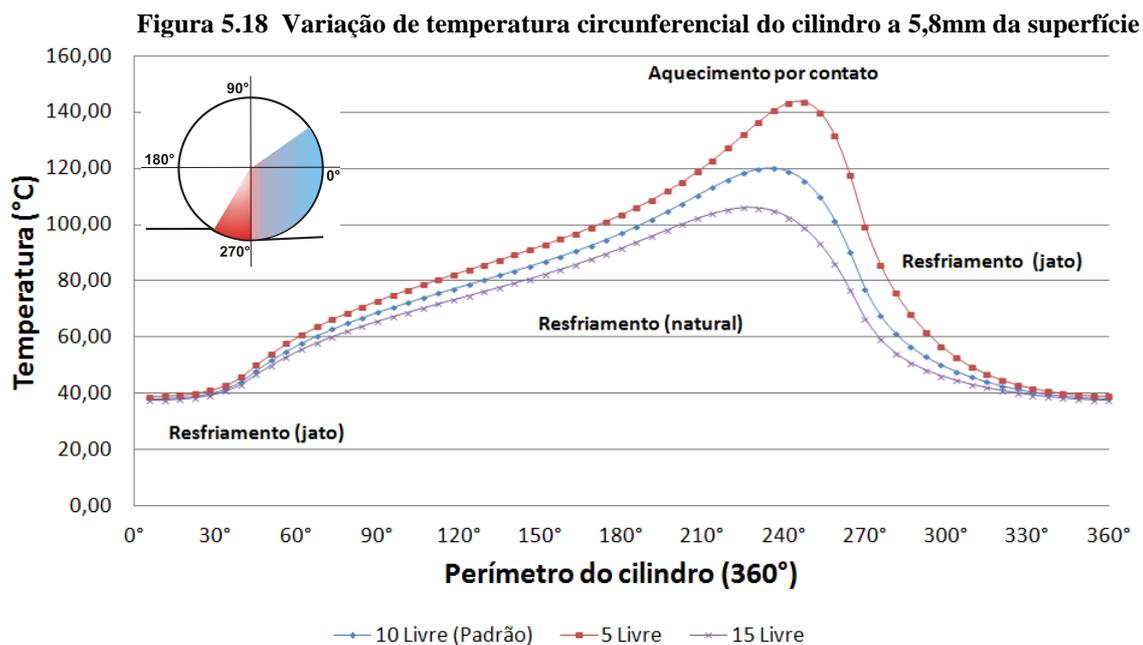
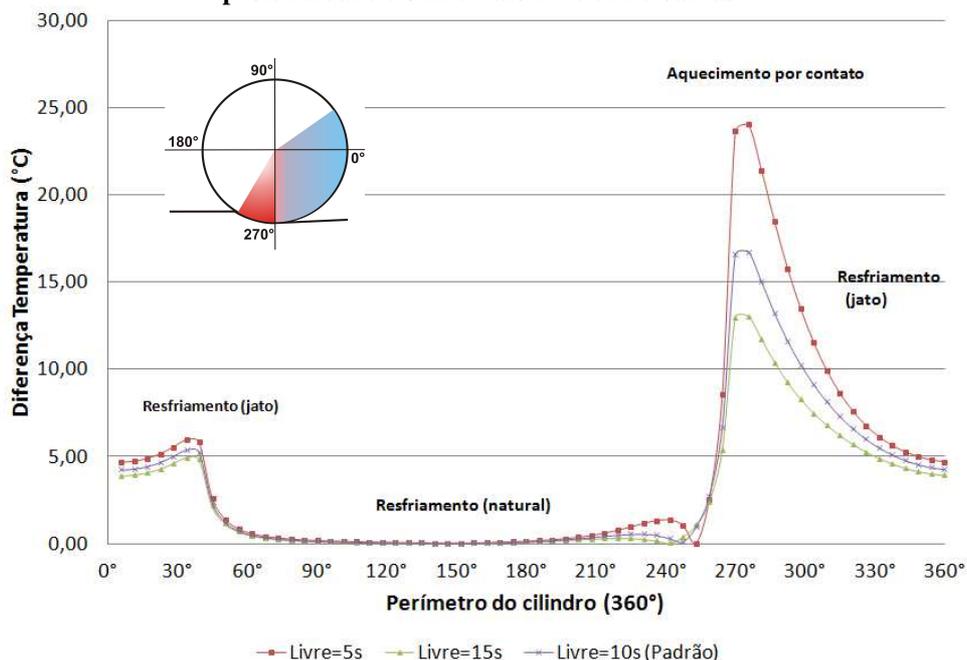


Tabela 5. 14 Dados variação de temperatura circunferencial do cilindro a 5,8mm da superfície.

CIRC	10 Livre	ΔT	5 Livre	ΔT	15 Livre
6°	38,15	0,80	38,96	0,67	37,49
28°	40,16	1,04	41,20	0,84	39,32
56°	55,16	2,61	57,77	2,14	53,03
84°	67,08	3,87	70,95	3,17	63,91
113°	75,76	4,81	80,57	3,92	71,84
141°	83,73	5,63	89,36	4,51	79,22
169°	92,71	6,31	99,01	5,05	87,66
197°	104,76	7,17	111,94	6,67	98,10
225°	118,33	13,65	131,99	12,39	105,94
253°	110,01	30,02	140,02	16,74	93,27
259°	101,56	30,00	131,56	15,61	85,95
264°	90,30	27,26	117,56	13,52	76,78
270°	77,28	22,21	99,49	10,75	66,53
276°	67,86	17,90	85,76	8,62	59,24
281°	61,34	14,36	75,70	7,05	54,29
309°	45,85	3,64	49,49	2,69	43,15
360°	38,20	0,80	38,99	0,68	37,52

A Figura 5.19 mostra a diferença da temperatura na profundidade de 5,8mm para o intervalo de 5 e 15 segundos. É possível verificar que ocorre uma queda de temperatura bastante acentuada quando o tempo de espera entre barras se aproxima de 15 segundos, principalmente na região após a área de contato com a barra.

Figura 5. 19 Temperatura na posição angular do cilindro considerando a variação de profundidade e o intervalo livre entre barras.



O estudo do intervalo entre barras mostra que o controle do tempo livre recebendo refrigeração superficial é fundamental para operação no processo de laminação. A variação de temperatura apresentada na região de contato entre a barra e o cilindro de laminação pode variar em aproximadamente 24°C na região circunferencial, a 276°C com o tempo de 5s, em 13°C para o tempo de espera de 15 segundos e em 16°C para o tempo de espera de 10 segundos como mostra a Tabela 5.15.

Tabela 5. 15 Temperatura circunferencial do cilindro com variação de profundidade da superfície do cilindro e o intervalo livre entre barras.

CIRC	Tempo livre=5s			Tempo livre=15s			Tempo livre=10s Padrão		
	5,8mm	1,9mm	ΔT	5,8mm	1,9mm	ΔT	5,8mm	1,9mm	ΔT
6°	38,96	34,30	4,66	37,49	33,59	3,89	38,15	33,91	4,24
270°	99,49	75,83	23,66	66,53	53,59	12,94	77,28	60,69	16,59
276°	85,76	61,72	24,04	59,24	46,22	13,01	67,86	51,14	16,72
281°	75,70	54,30	21,40	54,29	42,57	11,72	61,34	46,34	15,01
287°	68,02	49,57	18,45	50,81	40,43	10,38	56,65	43,45	13,20
293°	61,89	46,12	15,77	48,22	38,98	9,23	53,07	41,45	11,61
298°	56,89	43,43	13,46	46,19	37,91	8,27	50,20	39,94	10,26
304°	52,80	41,29	11,51	44,53	37,07	7,47	47,83	38,72	9,11
309°	49,49	39,58	9,91	43,15	36,37	6,78	45,85	37,71	8,13
338°	40,82	35,20	5,62	38,80	34,22	4,58	39,80	34,71	5,09
360°	38,99	34,31	4,68	37,52	33,60	3,92	38,20	33,93	4,27

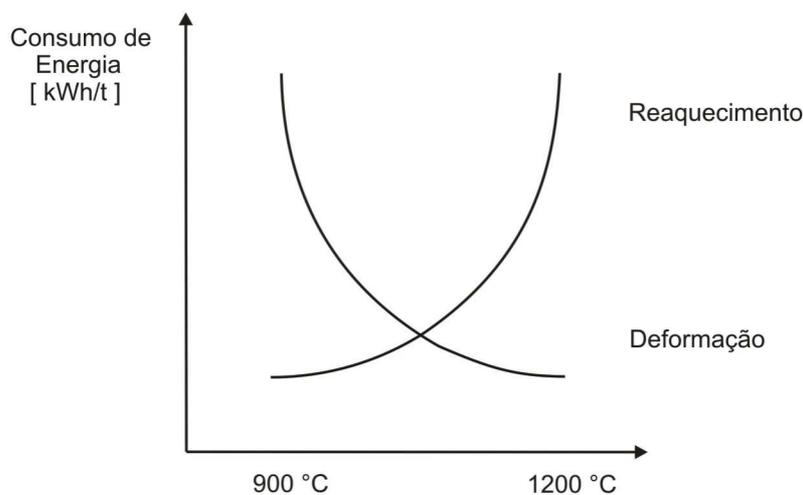
Atualmente no laminador em estudo e em outros laminadores com a mesma configuração, este sistema de controle na refrigeração não é utilizado. Vale destacar que a implantação de um controle deste tipo tem um custo reduzido, pois é necessário apenas a instalação de uma válvula de bloqueio do tipo (on-off), que em muitos casos já se encontra disponível na instalação devendo apenas modificar o procedimento de operação.

O prolongamento da vida útil dos cilindros de laminação está condicionado às pequenas mudanças realizadas no processo e no controle operacional, como é o caso do bloqueio de refrigeração após a ultrapassagem do tempo entre barras no processo de laminação. Estas pequenas mudanças possibilitam um maior tempo de vida útil dos cilindros, menor tempo de parada dos laminadores e maior produção por milímetros de cilindros submetidos ao desgaste.

5.8 Estudo V - Temperatura da barra

Na laminação o aquecimento do material ocorre para garantir a conformação plástica com baixo esforço mecânico desenvolvido pelos cilindros de laminação. O limite de ótimo de temperatura garante também um baixo consumo de energia como mostra a Figura 5.21. No caso do aquecimento de materiais para processo de laminação, um fator importante é a homogeneidade de temperatura entre a face e o núcleo das peças. Este parâmetro é fundamental na conformação do material nas gaiolas de laminação. No caso dos fornos de reaquecimento para laminação, as peças (tarugos) devem manter o diferencial de temperatura de aproximadamente 70°C entre a superfície e o centro do tarugo.

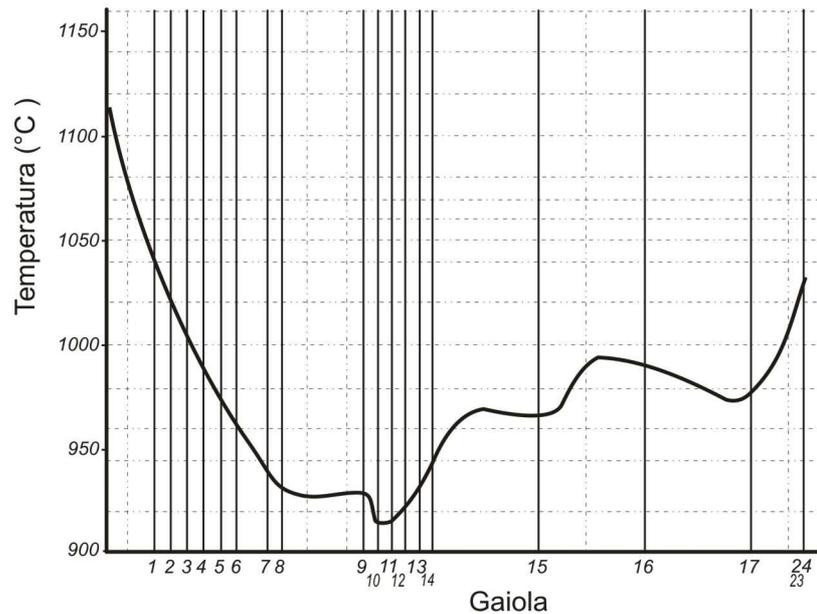
Figura 5. 20 Relação entre a temperatura das barras e o consumo de energia no laminador



Fonte: Laboratório de transformação Mecânica UFRGS

A temperatura também deve ser homogênea em toda extensão das peças e o aquecimento excessivo é indesejado, pois pode ocorrer fusão entre as peças durante o contato de manuseio no interior do forno e também aumenta o consumo de energia e os custos de produção. A temperatura utilizada gira em torno 1000°C ideal para o processo de deformação. A barra no processo de laminação se mantém dentro de uma faixa que varia de 900°C a 1200° como mostra a Figura 5.22. Este gradiente se mantém praticamente constante durante toda laminação e o resultado do ganho de energia liberada na deformação.

Figura 5. 21 Variação de temperatura da barra durante o processo de laminação na passagem das barras no laminador



Fonte: Laboratório de transformação Mecânica UFRGS

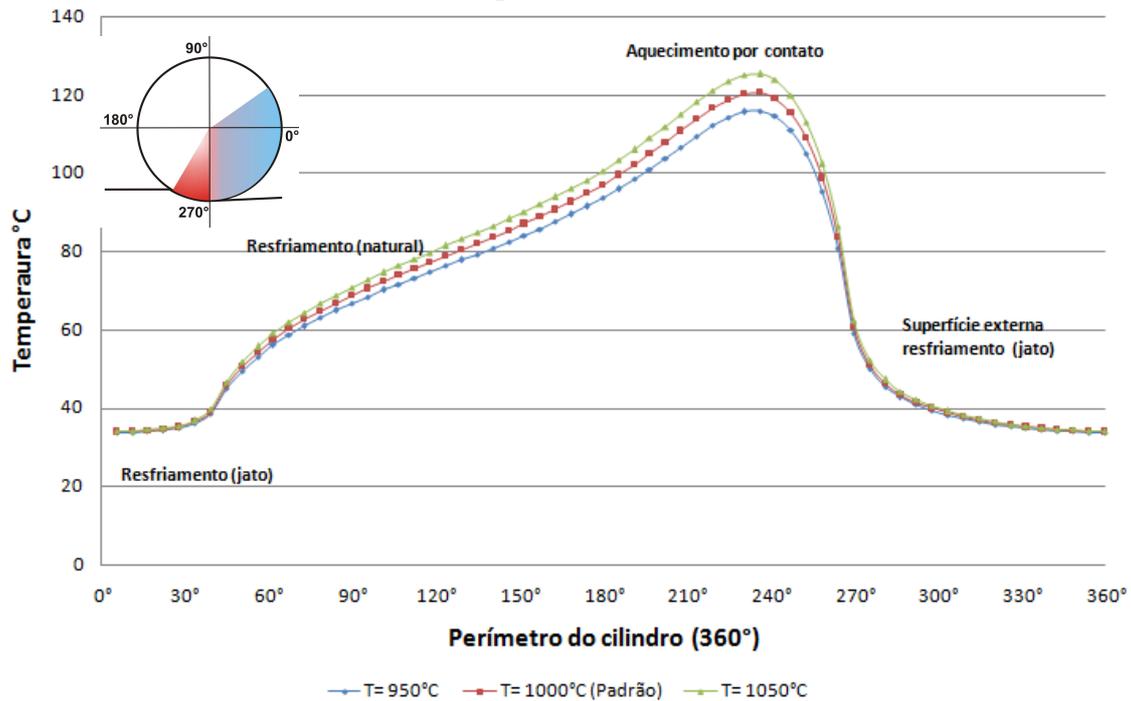
Na Figura 5.21, a temperatura da barra inicialmente é próxima de 1115°C, sofre um decréscimo na gaiola 10 que atinge a temperatura de 910°C. Após a gaiola 10 ocorre uma elevação de 1040°C. Como ocorre variação de temperatura durante a passagem da barra pelas gaiolas de laminação, foi elaborado um estudo para analisar o impacto da variação de temperatura, superficial dos cilindros de laminação como mostra a Tabela 5.16 e a Figura 5.22.

Tabela 5. 16 Variação de temperatura circunferencial considerando a variação de temperatura da barra

Perimetro	T= 950°C	ΔT	T= 1000°C	ΔT	T= 1050°C
6°	33,71	0,20	33,91	0,21	34,12
56°	53,12	1,26	54,37	1,32	55,69
113°	73,28	2,35	75,63	2,46	78,09
169°	89,48	3,23	92,71	3,34	96,06
225°	114,26	4,58	118,84	4,67	123,51
281°	45,49	0,84	46,33	0,85	47,18
338°	34,46	0,24	34,71	0,25	34,96
360°	33,72	0,20	33,93	0,21	34,14

Como pode ser verificada nos dados apresentados a variação de temperatura da barra causa pouco impacto na temperatura circunferencial do cilindro. No caso da variação de 50°C na temperatura da barra o impacto na temperatura da superfície circunferencial é de apenas 4,67°C na condição mais crítica.

Figura 5.22 Variação de temperatura circunferencial considerando a variação de temperatura da barra.



A Tabela 5.17 mostra a variação de temperatura da barra na temperatura radial do cilindro na região em que ocorre o resfriamento por jato na superfície, na posição de 0° no sentido circunferencial, considerando as mesmas condições de contorno utilizadas nas análises anteriores.

Tabela 5.17 Perfil de temperatura radial do cilindro de laminação.

Raio (mm)	T= 950°C	ΔT	T= 1000°C (padrão)	ΔT	T= 1050°C
4	77,17	2,56	79,74	2,76	82,50
19	77,18	2,56	79,74	2,76	82,51
38	77,21	2,57	79,77	2,76	82,53
57	77,21	2,57	79,78	2,75	82,53
76	77,07	2,56	79,62	2,73	82,36
95	76,50	2,53	79,03	2,69	81,72
114	75,01	2,45	77,46	2,59	80,05
133	71,71	2,27	73,98	2,38	76,36
152	64,98	1,90	66,88	1,99	68,87
171	52,45	1,22	53,67	1,27	54,94
190	33,72	0,20	33,93	0,21	34,14

A diferença máxima de temperatura apresentada na Tabela 5.17 é de 2,76°C para uma variação de temperatura da barra de 50°C. A variação apresentada no sentido radial, também pode ser verificada no sentido circunferencial a 5,8mm da superfície do cilindro como mostra a Figura 5.24 e a Tabela 5.18. Os resultados mostram que a temperatura do cilindro apresenta uma variação muito pequena corroborando com as análises do perfil de temperatura circunferencial.

Figura 5. 23 Temperatura circunferencial do cilindro na profundidade de 5,8mm.

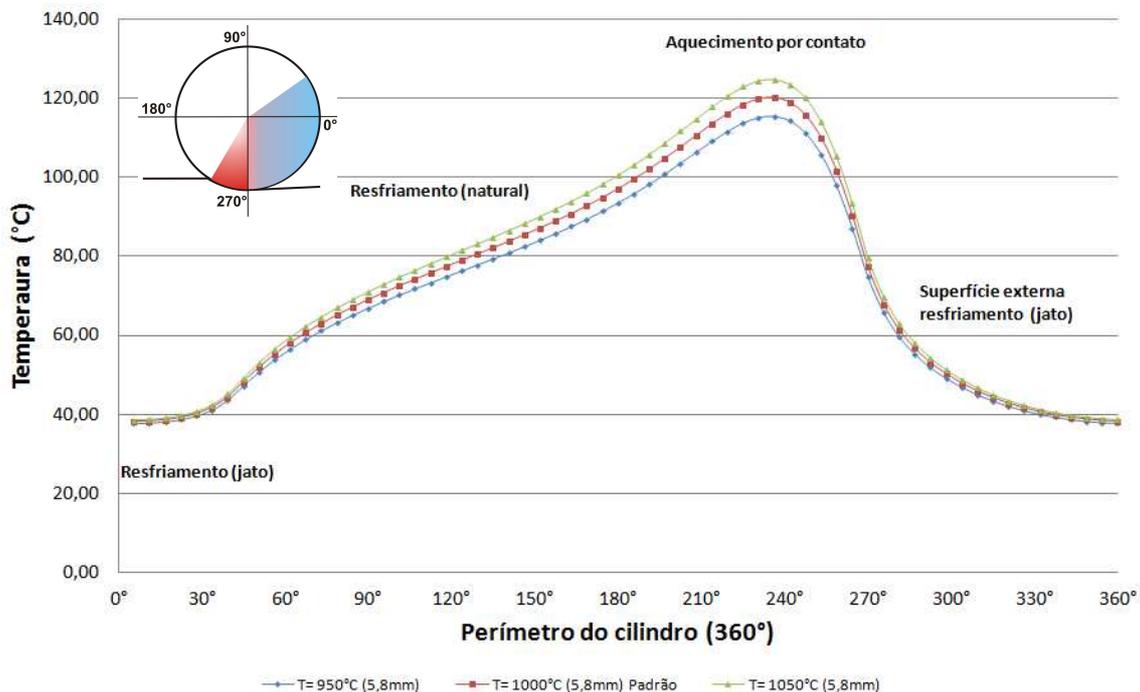


Tabela 5. 18 Dados da temperatura circunferencial do cilindro na profundidade de 5,8mm.

CIRC	T= 950°C (5,8mm)	ΔT	T= 1000°C (5,8mm)	ΔT	T= 1050°C (5,8mm)
6°	37,73	0,43	38,15	0,43	38,58
56°	53,84	1,33	55,16	1,33	56,49
113°	73,35	2,41	75,76	2,41	78,17
169°	89,42	3,28	92,71	3,29	95,99
225°	113,74	4,60	118,33	4,60	122,93
281°	59,72	1,63	61,34	1,63	62,97
338°	39,29	0,51	39,80	0,51	40,32
360°	37,77	0,43	38,20	0,43	38,63

Para finalizar o estudo sobre a influência da temperatura da barra no perfil de temperatura circunferencial, será feita uma análise da diferença entre as profundidades radiais de 1,9mm e 5,8mm como mostram a Figura 5.24 e a Tabela 5.19.

Nos resultados apresentados é possível verificar que a influência é pouco significativa e causa baixo impacto no trecho mais crítico em que ocorre o contato da barra em processamento com o cilindro de laminação. A diferença de temperatura máxima fica próxima de 5°C representando pouco impacto na temperatura, que nessa região do cilindro é próximo de 120°C.

Figura 5. 24 Perfil de temperatura circunferencial na profundidade de 5,8mm e 1,9mm relacionado com a temperatura superficial da barra

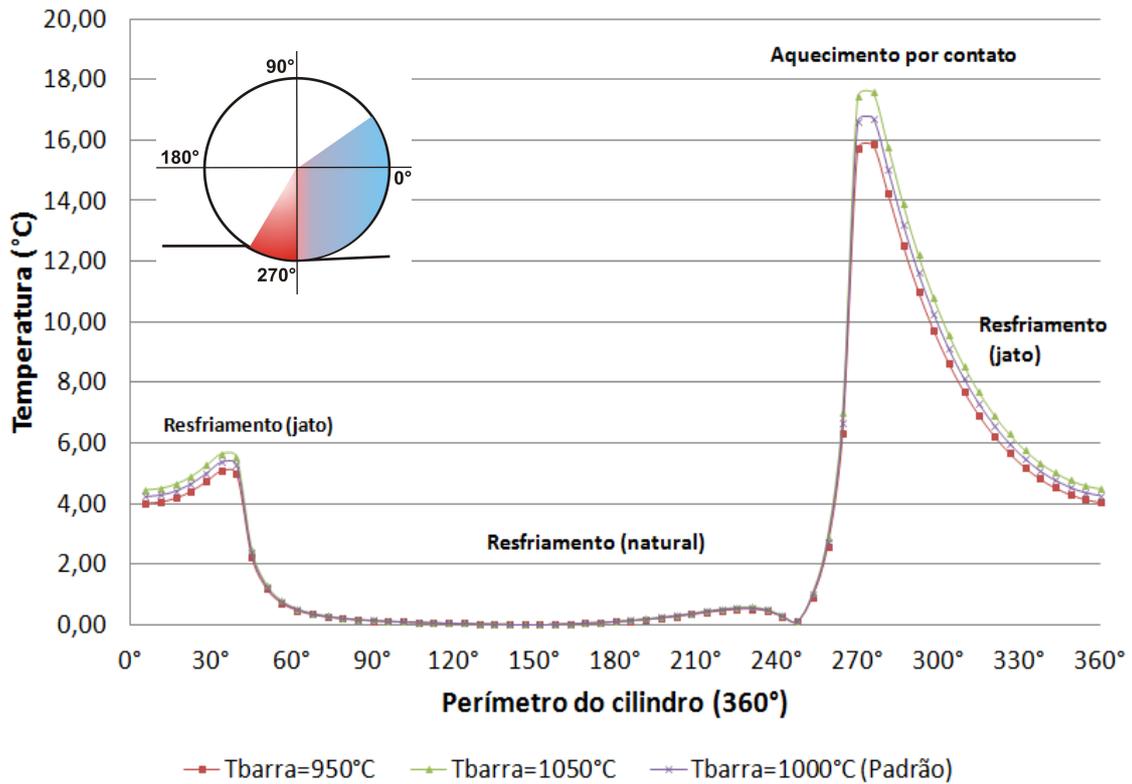


Tabela 5. 19 Dados da temperatura circunferencial na profundidade de 5,8mm e 1,9mm relacionados com a temperatura superficial da barra

CIRC	Tbarra=950°C			Tbarra=1050°C			Tbarra=1000°C (Padrão)		
	5,8	1,9	ΔT	5,8	1,9	ΔT	5,8	1,9	ΔT
6°	37,73	33,71	4,02	38,58	34,12	4,46	38,15	33,91	4,24
62°	56,56	56,08	0,48	59,52	58,98	0,54	58,04	57,53	0,51
113°	73,35	73,28	0,07	78,17	78,09	0,08	75,76	75,69	0,07
169°	89,42	89,48	0,06	95,99	96,06	0,06	92,71	92,77	0,06
225°	113,74	114,26	0,53	122,93	123,51	0,58	118,33	118,89	0,55
253°	105,85	104,92	0,93	114,16	113,13	1,03	110,01	109,03	0,98
259°	97,85	95,25	2,59	105,28	102,40	2,88	101,56	98,83	2,73
264°	87,17	80,84	6,32	93,43	86,41	7,02	90,30	83,62	6,67
270°	74,82	59,10	15,72	79,73	62,28	17,45	77,28	60,69	16,59
276°	65,89	50,04	15,85	69,82	52,24	17,59	67,86	51,14	16,72
281°	59,72	45,49	14,23	62,97	47,18	15,79	61,34	46,34	15,01
287°	55,26	42,75	12,51	58,03	44,15	13,88	56,65	43,45	13,20
293°	51,87	40,86	11,01	54,26	42,05	12,22	53,07	41,45	11,61
298°	49,15	39,42	9,73	51,25	40,45	10,80	50,20	39,94	10,26
304°	46,91	38,27	8,64	48,76	39,17	9,59	47,83	38,72	9,11
309°	45,02	37,31	7,71	46,67	38,11	8,56	45,85	37,71	8,13
338°	39,29	34,46	4,83	40,32	34,96	5,36	39,80	34,71	5,09
360°	37,77	33,72	4,04	38,63	34,14	4,49	38,20	33,93	4,27

5.9 Estudo VI - Variação do diâmetro do cilindro de laminação

O cilindro de laminação quando instalado na gaiola de laminação tem um diâmetro máximo padrão. Com o desgaste devido à operação, os cilindros são usinados para remover as imperfeições causadas por trincas e fazer ajustes para nova campanha.

Para o presente estudo foi utilizado o cilindro no trem médio e acabador de um laminador de aços longos com bitolas variando de 2" (50,8 mm) até 1/4" (6,35 mm), este cilindro sofre variações dimensionais de 390mm a 330mm. Segundo DIALETACHI (1978) quando instalado nos laminadores os cilindros devem cumprir três premissas básicas descritas a seguir:

- Permanecer o máximo de tempo montados no laminador evitando parada para troca do cilindro.
- Gerar máxima produção com qualidade dimensional
- Possibilitar durante o torneamento cortes mínimos, gerando níveis mínimos em milímetros de cilindro por tonelada de aço produzido.

Para atender estas premissas deve ocorrer uma combinação de parâmetros operacionais, entre eles a refrigeração dos cilindros, pois a refrigeração adequada controla a temperatura superficial do cilindro e evita a formação de trincas térmicas, que são geradas a partir aquecimento cíclico na superfície do cilindro. A Figura 5.26 mostra a superfície do cilindro após o desgaste por formação de trincas térmicas.

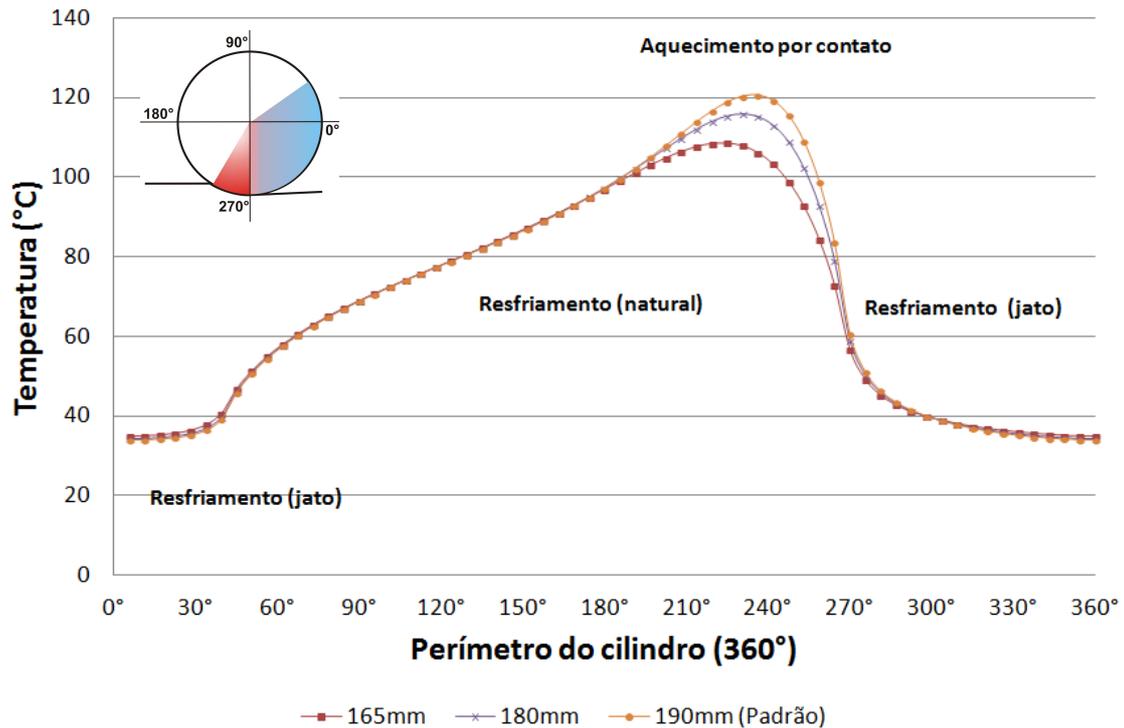
Figura 5. 25 Malha fina de trincas térmicas não orientadas, na superfície do cilindro de aço ligado, temperado de forma diferente



FONTE: DIALETACHI (1978)

A partir destas observações será feito uma análise de como se comporta termicamente os cilindros a partir da redução de diâmetro. Sabe-se que a redução de diâmetro reduz a massa do cilindro, o arco de contato entre a barra e o cilindro. Nas simulações a velocidade angular aumenta, desta forma, aumenta o contato da barra com o cilindro em cada metro linear de barra produzida.

Figura 5. 26 Temperatura circunferencial considerando a variação do diâmetro do cilindro.



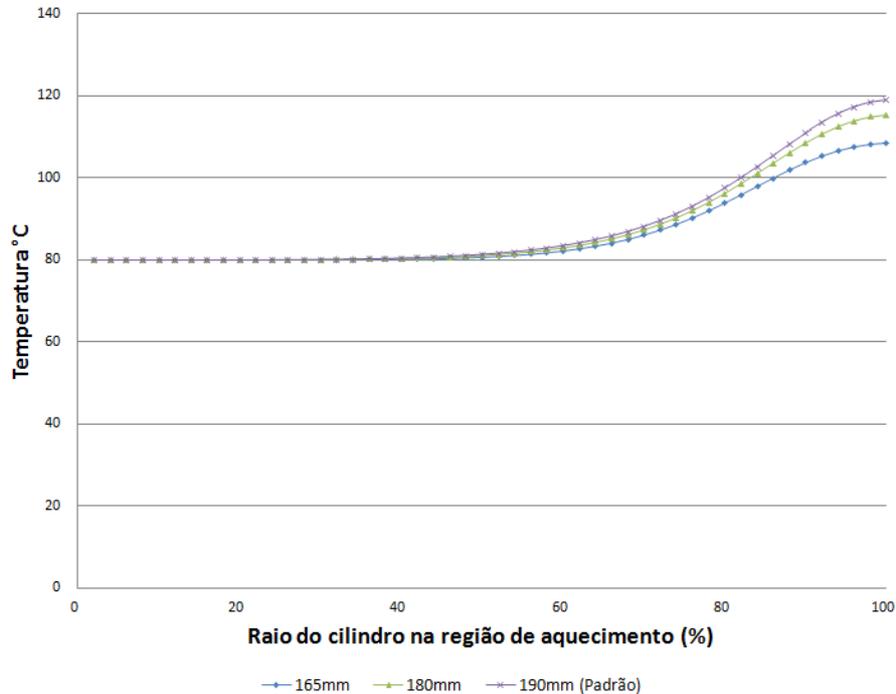
Os resultados apresentados mostram que a temperatura do cilindro de maior diâmetro é menor, ou seja, maior diâmetro maior temperatura e menor diâmetro menor temperatura, conforme mostram a Figura 5.27 e a Tabela 5.20. Essa condição pode ser justificada pela maior quantidade de refrigeração por área de cobertura, garantindo um resfriamento maior na superfície.

Tabela 5. 20 dados da variação de temperatura circunferencial do cilindro considerando a variação do diâmetros do cilindro.

CIRC	165mm	ΔT	180mm	ΔT	190mm
6°	34,84	0,93	34,25	0,34	33,91
28°	36,33	1,18	35,58	0,43	35,15
56°	54,92	0,55	54,62	0,24	54,37
84°	67,05	0,19	66,98	0,13	66,86
113°	75,71	0,08	75,70	0,07	75,63
141°	83,84	0,19	83,74	0,09	83,66
169°	92,92	0,21	92,89	0,18	92,71
197°	103,01	1,95	104,64	0,32	104,96
225°	108,53	10,31	115,33	3,51	118,84
253°	92,69	16,31	102,35	6,65	109,00
281°	45,15	1,18	45,86	0,47	46,33
309°	38,01	0,30	37,86	0,15	37,71
338°	35,55	0,84	35,05	0,34	34,71
360°	34,84	0,91	34,27	0,34	33,93

Seguidamente também será analisada a influência do diâmetro na temperatura radial do cilindro, como mostra na Tabela 5.21 e na Figura 5.27 tomando como referência a variação de diâmetro do cilindro.

Figura 5. 27 Temperatura radial variando em função do diâmetro do cilindro na região de maior temperatura circunferencial



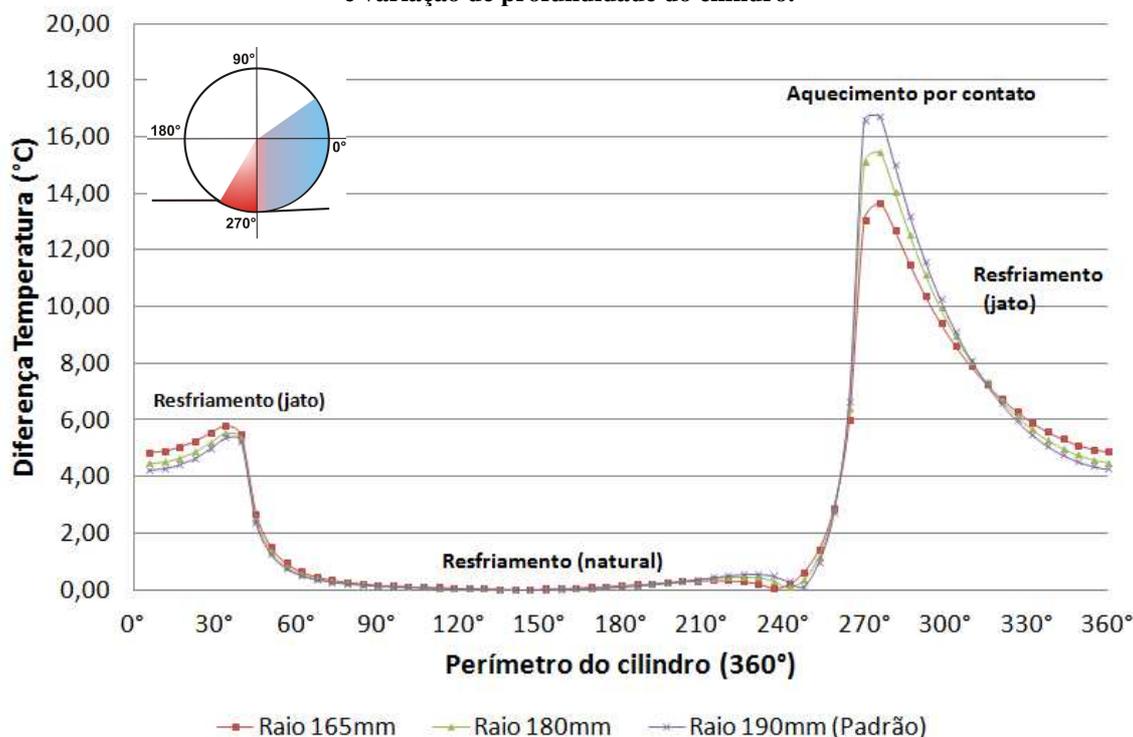
Nos dados apresentados é possível verificar que não ocorre interferência para esta condição. A Figura 5.27 mostra que apesar da temperatura na circunferência ser menor, para os menores diâmetros de cilindro, a temperatura no centro do cilindro é praticamente constante, indicando que o cilindro de menor diâmetro absorve mais energia.

Tabela 5. 21 Temperatura radial do cilindro

Raio (%)	165mm	ΔT	180mm	ΔT	190mm
2	80,01	0,03	79,98	0,15	79,83
10	80,01	0,02	79,99	0,15	79,84
20	80,02	0,01	80,01	0,13	79,88
30	80,06	0,04	80,09	0,09	80,00
40	80,20	0,15	80,35	0,01	80,35
50	80,70	0,38	81,08	0,19	81,26
60	82,22	0,73	82,94	0,45	83,40
70	86,07	1,25	87,31	0,79	88,10
80	93,84	2,33	96,18	1,31	97,49
90	103,73	4,76	108,49	2,48	110,97
100	108,53	6,80	115,33	3,55	118,89

Para finalizar os estudos referentes à variação de diâmetro dos cilindros será feita a análise do perfil de temperatura circunferencial do cilindro nas profundidades de 1,9mm e 5,8mm conforme mostra a Figura 5.28 e a Tabela 5.22.

Figura 5. 28 Perfil de temperatura circunferencial do cilindro considerando a variação de diâmetro e variação de profundidade do cilindro.



No estudo é possível verificar que o diferencial de temperatura na região de 253° para o cilindro de 165 mm de raio é de 14,89°C. E no raio 190 mm, a diferença de temperatura é de 13,6 °C.

Tabela 5. 22 Dados de temperatura circunferencial do cilindro considerando a variação de diâmetro e variação de profundidade do cilindro.

CIRC	Raio 165mm			Raio 180mm			Raio 190mm		
	5,8mm	1,9mm	ΔT	5,8mm	1,9mm	ΔT	5,8mm	1,9mm	ΔT
6°	39,69	34,84	4,85	38,73	34,25	4,48	38,15	33,91	4,24
56°	55,86	54,92	0,94	55,44	54,62	0,82	55,16	54,40	0,76
113°	75,79	75,71	0,08	75,78	75,70	0,08	75,76	75,69	0,07
169°	92,82	92,92	0,10	92,81	92,89	0,08	92,71	92,77	0,06
225°	108,22	108,53	0,31	114,86	115,33	0,47	118,33	118,89	0,55
270°	69,75	56,69	13,06	74,20	59,07	15,13	77,28	60,69	16,59
276°	62,82	49,17	13,65	65,82	50,35	15,47	67,86	51,14	16,72
281°	57,83	45,15	12,68	59,93	45,86	14,08	61,34	46,34	15,01
338°	41,13	35,55	5,59	40,36	35,05	5,31	39,80	34,71	5,09
360°	39,71	34,84	4,88	38,77	34,27	4,51	38,20	33,93	4,27

Na análise sobre a influência do diâmetro do cilindro foi possível verificar que a variação de diâmetro interfere na temperatura superficial e na variação de temperatura circunferencial na profundidade de 5,8mm da superfície. Como a tendência de garantir maior tempo de operação e maior produção por milímetro de cilindro utilizado é fundamental garantir maior controle na refrigeração principalmente na condição dos cilindros com menor diâmetro.

5.10 Estudo VII Bloqueio de refrigeração no intervalo de Barras

No processo de conformação a superfície do cilindro que entra em contato com material atinge temperaturas de 400°C a 600°C, logo após o contato recebe um jato de água a temperatura de 25°C, o resfriamento rebaixa a temperatura da superfície para 80°C. Esse diferencial eleva a tensão do material e quando o intervalo entre barras é muito grande essa temperatura reduz ainda mais.

A base do estudo VII é verificar a influência de bloqueio da refrigeração durante o intervalo entre barras, minimizando assim a tensão mecânica por diferença de temperatura. A Figura 5.29 mostra a variação de temperatura com bloqueio de refrigeração comparado com o caso padrão após a passagem de 55 barras, condição limite para operação em regime permanente.

Figura 5.29 Temperatura circunferencial do cilindro considerando o regime permanente com bloqueio de água no intervalo entre barras.

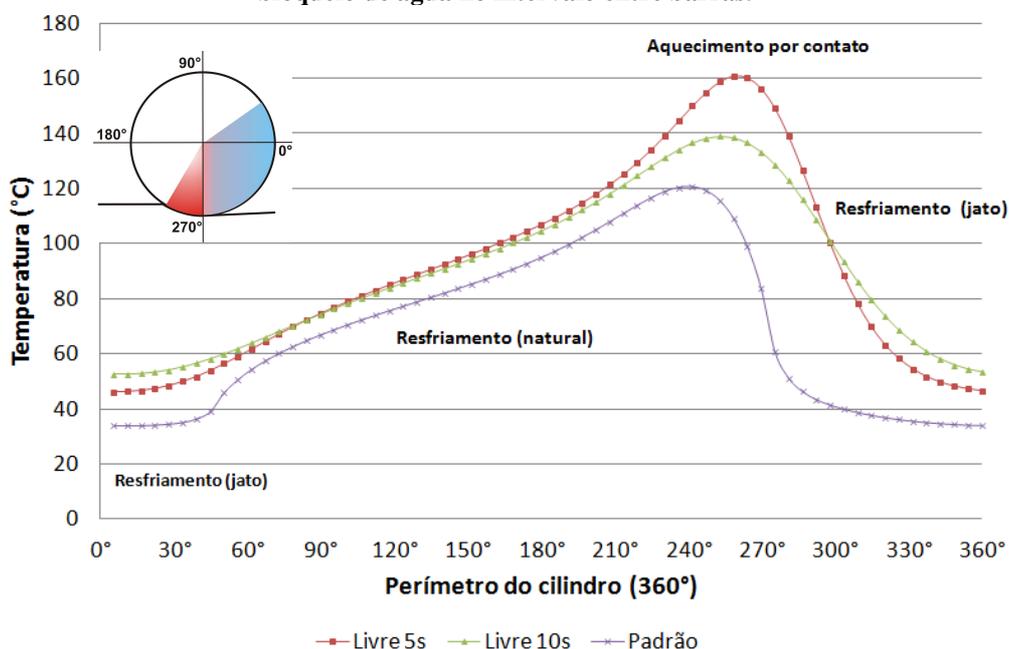


Tabela 5.23 Temperatura do cilindro considerando o bloqueio de água no intervalo entre barras.

CIRC	Tempo Livre 5s	ΔT	Tempo Livre 10s (Padrão)	ΔT	Tempo Livre 10s
6°	46,14	6,40	52,54	18,64	33,90
28°	48,44	5,56	54,00	19,49	34,51
56°	59,00	2,73	61,73	11,10	50,63
84°	72,27	0,05	72,21	7,39	64,82
113°	83,04	1,06	81,99	7,99	74,00
141°	92,45	1,62	90,83	8,80	82,03
169°	102,31	2,14	100,18	9,46	90,72
197°	114,80	2,71	112,09	9,92	102,17
225°	134,01	6,05	127,96	11,39	116,57
253°	158,77	19,87	138,89	23,38	115,51
281°	138,83	16,00	122,83	71,70	51,13
309°	78,09	8,05	86,14	47,43	38,72
338°	51,74	8,99	60,74	25,64	35,09
360°	46,59	6,71	53,30	19,29	34,01

Na Figura é possível verificar que o tempo livre de 10s, apesar de ter um maior tempo sem passagem de barras atinge uma temperatura superior à passagem com 5 segundos. Esta análise mostra que quanto menor o tempo entre barras menor à fadiga térmica apresentada pelo cilindro. A Tabela 5.23 mostra os dados da variação de temperatura circunferencial.

Além da temperatura circunferencial também foi analisada a influência do bloqueio de refrigeração na temperatura radial do cilindro como mostram a Figura 5.30 e a Tabela 5.24 apresentada a seguir. Na Figura é possível observar que o bloqueio de refrigeração mantém o perfil de temperatura radial praticamente constante, com uma pequena variação na superfície do cilindro devido à variação das condições de contorno superficial.

Figura 5. 30 Temperatura radial do cilindro considerando o regime permanente com bloqueio de água no intervalo entre barras.

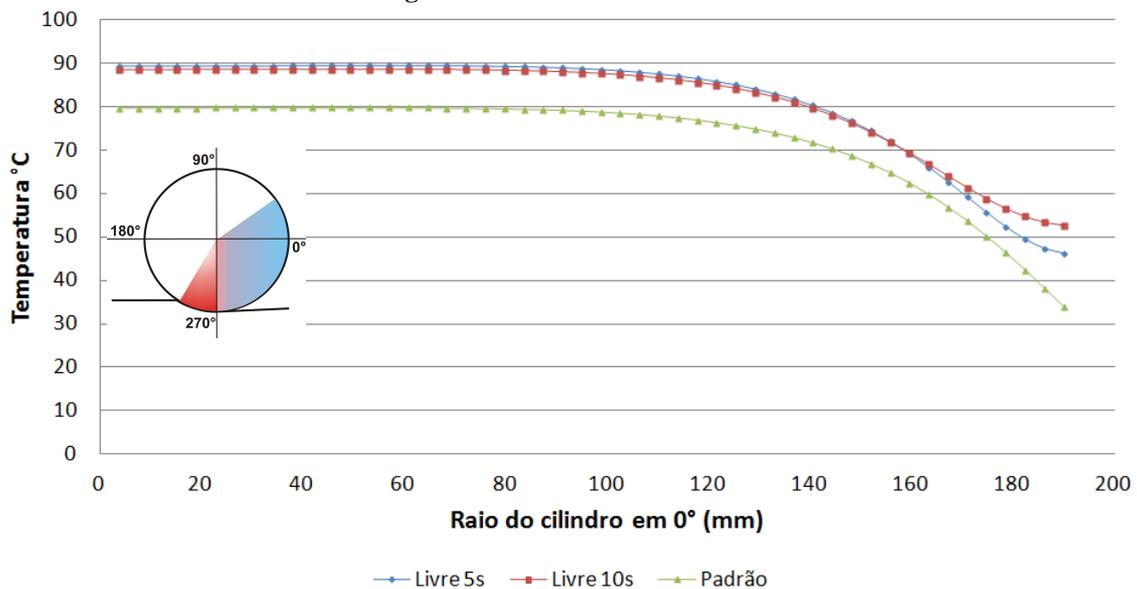


Tabela 5. 24 Dados da temperatura radial do cilindro considerando o regime permanente com bloqueio de água no intervalo entre barras.

Raio (mm)	Tempo Livre 5s	ΔT	Tempo Livre 10s (Padrão)	ΔT	Tempo Livre 10s
4	89,41	9,68	79,74	8,70	88,44
19	89,43	9,69	79,74	8,71	88,45
38	89,49	9,72	79,77	8,72	88,49
57	89,54	9,76	79,78	8,73	88,51
76	89,43	9,80	79,62	8,75	88,37
95	88,83	9,80	79,03	8,75	87,77
114	87,10	9,64	77,46	8,64	86,10
133	83,03	9,05	73,98	8,20	82,18
152	74,49	7,61	66,88	7,20	74,08
171	59,24	5,57	53,67	7,70	61,37
190	46,28	12,36	33,93	18,78	52,71

Seguidamente na análise da temperatura circunferencial do cilindro na profundidade radial de 1,9mm e 5,8mm. Como mostram a Figura 5.31 e a Tabela 5.25, a diferença de temperatura na região de contato entre o cilindro e barra é de 16,72°C em relação à condição padrão.

Figura 5.31 Variação de temperatura circunferencial na profundidade radial de 1,9 e 5,8.

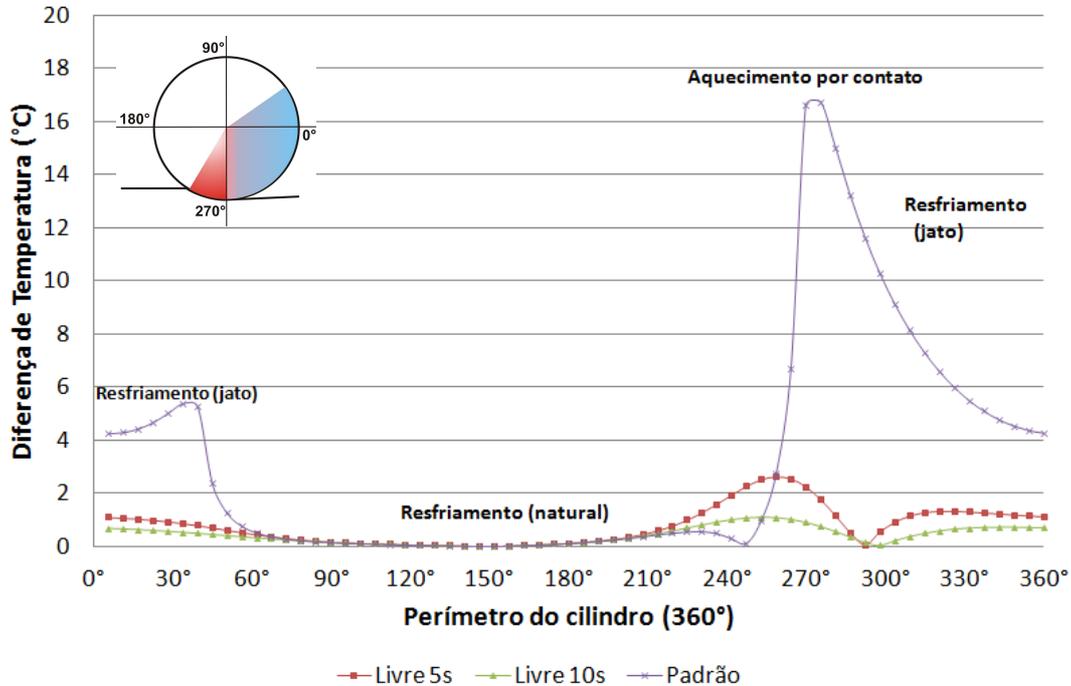


Tabela 5.25 Dados Variação de temperatura circunferencial na profundidade radial de 1,9mm e 5,8mm.

CIRC	Livre 5s			Livre 10s			Livre 10s		
	5,8mm	1,9mm	ΔT	5,8mm	1,9mm	ΔT	5,8mm	1,9mm	ΔT
6°	47,40	46,30	1,10	53,19	52,51	0,68	38,15	33,91	4,24
56°	62,26	61,73	0,53	64,13	63,76	0,37	55,16	54,40	0,76
62°	64,92	64,48	0,44	66,18	65,85	0,32	58,04	57,53	0,51
259°	157,54	160,17	2,63	135,46	136,53	1,07	101,56	98,83	2,73
264°	153,75	156,30	2,55	132,26	133,27	1,01	90,30	83,62	6,67
270°	146,80	149,05	2,26	127,76	128,65	0,90	77,28	60,69	16,59
276°	137,06	138,83	1,78	122,09	122,83	0,74	67,86	51,14	16,72
281°	125,34	126,51	1,17	115,50	116,06	0,56	61,34	46,34	15,01
338°	50,98	49,71	1,27	58,69	57,98	0,71	39,80	34,71	5,09
360°	47,41	46,28	1,13	53,40	52,71	0,70	38,20	33,93	4,27

Com base nos resultados apresentados foi possível verificar o comportamento da distribuição de temperatura dos cilindros de laminação utilizando o bloqueio da refrigeração no intervalo entre barras.

Na Figura 5.31 é possível observar que o bloqueio da refrigeração reduz o diferencial de temperatura na região de contato entre a barra e cilindro em 16 °C. Não é possível afirmar o impacto dessa diferença de temperatura no comportamento da camada superficial do cilindro, porém é importante destacar que quanto menor a variação cíclica da temperatura superficial, menor a possibilidade de formação de trincas.

5.11 Conclusões

A utilização de um modelo desenvolvido possibilitou a análise de diversas condições de serviço e suas influências no comportamento térmico dos cilindros. No primeiro estudo foi verificado que a temperatura da água tem influência direta na variação da temperatura superficial do cilindro. Mesmo considerando pequenas variações na temperatura da água, quando se considera a variação de temperatura diária este valor pode ampliar bastante gerando um diferencial de até 20°C.

Na sequência foi apresentada a contribuição da vazão na temperatura superficial do cilindro. A análise mostrou que até a vazão de 20 m³/h ocorre redução da temperatura na superfície do cilindro e a partir deste valor a variação do coeficiente de convecção é mínima e não interfere na temperatura superficial do cilindro.

Este resultado é bastante significativo, pois mostra que novo investimento para ampliar a capacidade de resfriamento deve ser evitado, se a vazão de processo já atingiu o patamar de 20m³/h por cilindro. Se a vazão por cilindro estiver abaixo desse valor, indica a possibilidade de melhoria no sistema com o aumento da vazão.

Na análise III foi simulada a capacidade de resfriamento do cilindro com base na cobertura de refrigeração. Foi verificado que o ângulo de cobertura deve obedecer aos limites entre 120° e 180°, pois o excesso de refrigeração aumenta o diferencial de temperatura durante na região superficial do cilindro.

Seguidamente no estudo IV foi avaliado o impacto da refrigeração durante a passagem das barras. Nesta condição se observa que para um tempo mais elevado entre a passagem das barras o resfriamento excessivo prejudica a superfície do cilindro. Outra condição de serviço analisada foi a relação de impacto entre a temperatura do cilindro e a temperatura da barra. Neste caso, foi observado que as variações até o limite de 100°C têm pouca influência na temperatura superficial do cilindro.

O estudo VI avaliou a influência do diâmetro do cilindro de laminação na temperatura do cilindro, ele mostrou que a temperatura superficial aumenta com o diâmetro, sendo assim, a refrigeração deve ser ajustada sempre que houver instalação de um novo cilindro.

No estudo VII a influência do bloqueio de refrigeração no intervalo entre passagem das barras no processo de laminação mostrou que este tipo de procedimento na operação pode reduzir em até 16°C a oscilação de temperatura na região de contato entre a barra e o cilindro.

Capítulo 6 – Conclusões e sugestões para trabalhos futuros

6.1 Conclusões.

O presente trabalho concentrou a sua análise no cilindro de laminação, objetivando a determinação do campo de temperatura tanto na superfície quanto no interior do cilindro em função dos principais parâmetros envolvidos no processo. Como contraponto à maioria dos trabalhos sobre o processo de laminação que têm sido realizados utilizando simulação numérica e que tem tido como foco principal de estudo o material conformado.

Considerando que o campo de temperatura é um parâmetro que pode indicar maior impacto das condições de serviço e deve estar relacionado ao aparecimento de desgastes prematuros e trincas superficiais, logo o presente estudo se reveste de importância por fornecer subsídios técnicos para uma análise envolvendo estas questões. É uma ferramenta de avaliação e controle para estabelecer as melhores condições para estender a vida útil dos cilindros e redução de paradas, garantindo assim o aumento de produtividade e a redução dos custos de produção de materiais laminados.

O modelo desenvolvido apresentou resultados satisfatórios quando comparado com imagem termográfica durante a calibração e também na simulação de casos mostrados no capítulo 5. Antes do detalhamento das simulações foi apresentado um estudo com uma curva qualitativa, que serviu como referência para as análises dos dados de saída do programa. Todos os estudos apresentados foram simulados a partir do cilindro utilizado no trem intermediário de um laminador de barras. Este cilindro foi escolhido por ser o utilizado em 70% das gaiolas do laminador de barras.

A partir da modelagem computacional é possível fazer a simulação com diversos tipos de cilindros, seja no laminador de barras, ou laminador de chapas considerando diversos tipos de materiais em processamento. A utilização do modelo também permite variar o material do cilindro, o tipo de fluido no processo de resfriamento por jato, o tipo de spray, a pressão do fluido, a vazão e temperatura. Essa flexibilidade permite fazer diversos estudos considerando as variações específicas de cada sistema produtivo, ou seja, é possível analisar o comportamento térmico dos cilindros em várias condições de serviço.

Os resultados foram validados através da termografia de um cilindro de laminação, operando nas mesmas condições impostas na simulação computacional do caso padrão. Essa verificação garante a consistência dos dados coletados e a confirmação dos resultados apresentado pelo modelo desenvolvido. O perfil de temperatura superficial do cilindro mostrou que o modelo a partir da simulação fornece dados capazes de ser utilizados como ferramenta de análise para melhoria das condições operacionais. Os estudos também mostraram a capacidade do modelo de simular condições específicas, e fornecer resultados satisfatórios para tomada de decisão na melhoria do processo de laminação.

No estudo foi possível observar que a temperatura da água tem influência direta e proporcional na temperatura superficial do cilindro, mesmo em pequenas variações na temperatura da água. Outro resultado significativo foi o impacto da refrigeração durante a passagem das barras, nessa condição observa-se que para tempo mais elevado entre barras o resfriamento excessivo prejudica a superfície do cilindro. Também é importante observar que o bloqueio de refrigeração no intervalo entre a passagem de barras no processo de laminação pode reduzir em até 16°C a oscilação de temperatura na região de contato entre a barra e o cilindro.

6.2 Sugestões para trabalhos futuros e melhorias no processo

Baseado nos resultados da simulação numérica pode-se sugerir como continuidade do presente trabalho:

- a) Simular experimentalmente o aquecimento de cilindro no processo industrial de laminação de rolos é uma atividade extremamente complexa, pois envolve condições de serviço que não podem ser reproduzida em uma planta real como bloqueio de água por um tempo muito prolongado, variação do tipo de material, entre outros. A construção de uma bancada, para analisar de forma experimental os estudos apresentados neste trabalho.
- b) Simular o sistema utilizando modelagem tridimensional para analisar o funcionamento do laminador operando com barras paralelas operando simultaneamente. Também fica como sugestão para simulações futuras, a utilização de um pacote computacional para modelagem de fluidos, possibilitando uma análise mais refinada da distribuição de fluido na gaiola e análise detalhada do comportamento do jato.
- c) Como a temperatura do cilindro varia quando é feito o bloqueio de refrigeração, indica-se fazer um estudo para definição de uma correlação empírica e definição do coeficiente de transferência de calor por convecção e o impacto do spray. Tal definição pode ser feita através de análises experimentais com diversos tipos de jato testando as diversas condições de contorno impostas na superfície de uma placa côncava com a mesma característica superficial do cilindro.
- d) As restrições adotadas no desenvolvimento do modelo, como fornecimento de energia para o cilindro através da diferença de temperatura apresentou boa aproximação. No entanto, pode ser implementada em trabalhos futuros a energia de deformação do material em função do fator de atrito, da temperatura do material e do coeficiente de redução espessura em cada gaiola.
- e) Nos estudos foi observado que ocorre uma variação considerável na temperatura superficial do cilindro, quando é feito o bloqueio da refrigeração no intervalo das barras durante o processo de laminação. Desta forma, indicamos como trabalho futuro o bloqueio de refrigeração em uma das gaiolas de um laminador real para fazer um comparativo do impacto deste bloqueio na vida útil do cilindro.

Capítulo 7 – Referências

ATAACK, P.A., CONNELLY, S., ROBISON, I.S. *Control of Thermal Camber by SprayCooling When Hot Rolling Aluminium*. Ironmaking and Steelmaking, 1996. v.23, n.1, p.69-73.

BINTORO, J. S., AKBARZADEH, A., MOCHIZUKI, M. *A Closed-Loop Eletronics Cooling by Implementing Single Phase Impinging Jet and Mini Channels Heat Exchanger*. Elsevier Ltda, 2005. p.2741-2753.

BISWAS, S.; K., SHIH-J, C., SATYANARAYANA, A. *Optimal Temperature Tracking for Accelerated Cooling Processes in Hot Rolling of Steel*. Dynamics and Control, 1997. v.7, p.327-340.

BORGNAKKE, V.W.S. *Fundamentos da Termodinâmica*. 5.ed. São Paulo: Edgard Blucher, 1998, 537 p.

BORISOV, I. A., BORISOV, A. I. *Development of the Techonology of Spray Quenching of Back-up Rolls*. Metal Scienc and Heat Treatment, 1997. v.39, n.8, p.321-323.

C.G. Sun., S.M. H. *Prediction of Roll Thermal Profile in Hot Strip Rolling by the Finite Element Method*. Isij International: Departamento of Mechanical Engineering, Pohang University of Science an Technology, Pohang, 790-794 Korea. v.40, n.8, p. 794-801.,27 mar 2000.

CETLIN, Paulo Roberto, HELMAN, Horácio. *Fundamentos da Conformação Mecânica dos Metais – ARTLIBER 2ª ED. – 2005*.

ÇENGEL, Y. A. *Transferência de Calor e Massa: Uma abordagem prática / Yunus A Cengel; Tradução Luiz Felipe Mendes e Moura ; Revisão Técnica Kamal A. R. Ismail.*— São Paulo: MacGraw-Hill, 2009.

CHOI, J. W.; CHOI, J. W. *Convective Heat Transfer Coefficient for High Pressure Water Jet*. School of Mechanical and Automotive Engineering, Sunchon National University, Suncheon-City, 540-742, Korea. Technical Research Laboratories, Pohang Iron & Steel Co., Ltd., Gwangyang-City, 545-090, Korea. Received on July 23, 2001; accepted in final form on December 5, 2001.

DEVADAS, C., SAMARASEKERA, I.V. *Heat Transfer During Hot Rolling of Steel Strip*. Ironmaking and Steelmarking, 1986. V.13, n.6, p.311-321.

FILHO, C.S. *Metodologia de Pesquisa Modulo Instrumental*. João Pessoa, 2005.

FOX, R.W. , ALAN T Mc Donald., PHILIP, J. P. Tradução Nicolau Nassar, Geraldo Augusto Campolina França. *Introdução a Mecânica dos Fluidos*. 6 ed. Rio de Janeiro, LTC, 2006.

FUJIMOTO, H., HATTA, N., ASAKAWA, H., HASHIMOTO, T. *Predictable Modeling of Heat Transfer Coefficient Between Spraying Water and a Hot Surface Above the Leidenfrost Temperature*. ISIJ Internacional, 1997. V.37, n.5, p.492-497.

GINZBURG, V. B., BAKHTAR, F.A., ISSA, R. J. *Application of Coolflex Model for Analysis of Work Roll Thermal Conditions in Hot Strip Mills*. Iron and Steel Engineer, 1997. V.74, n.11, p.38-45.

GRADECK, M., KOUACHI, A., BOREAN, J.L., GARDIN, P., LÉBOUCHÉ, M. *Heat Transfer From a Hot Moving Cylinder Impinged by a Planar Subcooled Water Jet*. International Journal of Heat and Mass Transfer, 2011. v. 54, p.5527-5539.

HATTA, N., TANAKA, Y., TAKUDA, H., KOKADO, J. *A Numerical Study on Cooling Process of Hot Steel Plates by a Water Curtain*. ISIJ Internacional, 1989. V.29, n.8, p.673-679.

HILL, D. R., GRAY, L.E. *Colling of Work Rolls in Hot Rolling Mills*. Iron Steel Engineer, 1981. v.58, p.57-62.

JONG WOOK, C., JIN WON, C. *Convective Heat Transfer Coefficient for High Pressure Water Jet*. ISIJ Internacional, 2002. v.42, n. 3, p. 283–289.

LEE, P.; CHOI, H., LEE, S. *The Effect of Nozzle Height on Cooling Heat Transfer from a Hot Steel Plate by an Impinging Liquid Jet*. ISIJ Internacional, 2004.v.44, n.4, p. 704–709.

LEE, Y. *An Analytical Study of Mean Roll Radius in Rod Rolling*. ISIJ Internacional, 2001. v.41, n.11, p. 1414-1416.

LIU, J; YANAGIMOTO, J. *Three-dimensional Numerical Analysis of Microstructural Evolution in and after Bar and Shape Rolling Processes*. Isij International: Institute of Industrial Science, The University of Tokyo, Komaba, Meguro-ku, Tokyo 153-8505, Japan, v. 8, n. 42, p.868-875, 14 maio 2002.

MALISKA, C. R. *Transferência de Calor e Mecânica dos Fluidos Computacional*. Rio de Janeiro: LTC, 2004.

MORALES, R. D., LÓPEZ, A. G., OLIVARES, I. M. *Heat Transfer Analysis During Water Spray Cooling of Steel Rods*. Isij International, Puebla México, n. 30, p.48-57, 08 out. 1989. Department of Metallurgy, ESIQIE-Instituto Politécnico Nacional.

ÖZISIK, M. N. *Transferência de Calor um texto Básico*. Rio de Janeiro: Guanabara, 1990.

PÉREZ, A., C, R.L., FUENTES, R., COLÁS, R. *Computer Simulation of the Thermal Behaviour of a Work Roll During Hot Rolling of Steel Strip*. Journal of Materials Processing Technology, 2004. p. 894–899.

RAUDENSKY, M., HORSKY, J., KOTRBACEK, P., POHANKA, M. *Cooling of Rolls Used in Hot Rolling of Long Products*. Brno University of Technology, Heat Transfer and Fluid Flow Laboratory, Technicka 2896/2, 616 69 Brno, Czech Republic.

RIZZO, E.M.S. *Processo de Laminação dos Aços: Uma introdução*. São Paulo, Associação de Brasileira de Metalurgia e Materiais 2007.

SABOONCHI, A., ABBASPOUR, M. *Changing the Geometry of Water Spray on Milling Work Roll and its Effect on Work Roll Temperature*. Journal of Materials Processing Technology, 2004. P.35-49.

SERAJZADEH, S., MIRBAGHERI, H., KARIMI TAHERI, A. *Modelling the Temperature Distribution and Microstructural Changes During Hot Rod Rolling of a Low Carbon Steel*. Journal of Materials Processing Technology, 2002. P.89-96.

SILVA, A.L.C., MEI, P. R. *Aços e Ligas Especiais*. Sumaré, São Paulo: Eletrometal S.A, 1988.

SPECTOR, Nelson. *Manual para a Redação de Teses, Projetos de Pesquisa e Artigos Científicos*. 2.ed. Rio de Janeiro: Guanabara Koogan, 2001.

STEVENS, P.G., IVENS, K.P., HARPER, P. *Increasing Work-Roll Life by Improved Roll-Cooling Practice*. Journal of the Iron and Steel Institute, Jan.1971.

SUN, C.G., HWANG, S.M. *Prediction of Roll Thermal Profile in Hot Strip Rolling by the Finite Element Method*. ISIJ Internacional, 2000. V.40, n.8, p.794-801.

SUN, C. G.; HAN, H. N.; AL, J. K. Lee Et. *A Finite Element Model for the Prediction of Thermal and Metallurgical Behavior of Strip on Run-Table in Hot Rolling*. Isij International: Departamento of Mechanical Engineering, Pohang University of Science and Technology, 790-784, Korea., Puebla México, v. 42, n. 4, p.392-400, 21 jan.2002.

WANG, S.R., TSENG, A.A. *Macro-and Micro-Modelling of Hot Rolling of Steel Coupled by a Micro-Constitutive Relationship*. Materials & Design, 1995. V.16, n.1, p.316-336.

WHE-LIN, C., YU-CHING, Y. *Inverse problem of estimating the heat flux at the roller/workpiece interface during a rolling process*. Applied Thermal Engineering. Clear Energy Center, Department of Mechanical Engineering, Kun Shan University, Yung-Kang City, Tainan 710-03, Republic of China, p.1247-1254, 11 fev.2010.

TRINKS, W. *Fundamentos de la Laminacion; Traduzido por J. Montero Aires*, Grafica Osca S.A. Aravanca Madrid, 1964.

UFRGS, *Processo de Laminação – Centro de Tecnologia – Laboratório de Transformação Mecânica – Porto Alegre*.

VILLARES; Aços Villares S.A. – *Cilindros para Laminação de Desbaste de Produtos Não Plano*. Flávio Dialeachi. Sipiósio da Comissão de Manutenção e Laminação da ABM. Porto Alegre, maio de 1978.

VILLARES; Aços Villares S.A. – *Conceito Básico Aplicados à Refrigeração na Laminação de Nãao Planos*. Autores: Marcos A. Stuart Nogueira, Carlos Morone, Marcelo Arantes Rebellato e José Domingos da Silva. São Paulo, abril de 1992.

WU, W.F., FENG, Y.H., ZHANG, X.X. *Heat Transfer Analysis During Rolling of Thin Slab in CSP*. Acta Metallurgica Sinica: English letters, 2006. v. 19, n.4, p.244-25.

ZONE-CHING, Lin., CHANG-CHENG, Chen. *Three-Dimensional Heat-Transfer and Termal-Expansion Analysis of the Work Roll During Rollin*. Journal Materials Processing Tecnology, 1995. V.49, p.125-147.

8. ANEXOS

Anexo 1 – Artigo CIBEM 10 – RESFRIAMENTO POR JATOS DE ÁGUA EM CILINDROS DE LAMINAÇÃO DE ROLOS

Anexo 2 – Artigo CONEM 2010 - SIMULAÇÃO NUMÉRICA DO AQUECIMENTO DE CILINDRO DE LAMINAÇÃO

Anexo 3 – Artigo CONEM 2012 – ESTUDO NUMÉRICO DOS PARÂMETROS ENVOLVIDOS NO AQUECIMENTO DOS CILINDROS DE LAMINAÇÃO .

RESFRIAMENTO POR JATOS DE ÁGUA EM CILINDROS DE LAMINAÇÃO DE ROLOS

Lira Jr, J.C. ¹, Henriquez, J.R. ², Dutra, J.C.C. ³

¹ Universidade Federal de Pernambuco, Departamento de Engenharia Mecânica, Av. Acad. Hélio Ramos s/n, Recife, Pernambuco, Brasil
Brasillira.jr@gmail.com

² Universidade Federal de Pernambuco, Departamento de Engenharia Mecânica, Av. Acad. Hélio Ramos s/n, Recife, Pernambuco, Brasil
rjorge@ufpe.br

³ Universidade Federal de Pernambuco, Departamento de Engenharia Mecânica, Av. Acad. Hélio Ramos s/n, Recife, Pernambuco, Brasil
charamba@gmail.com

Palavras chave: Laminação de rolos, Resfriamento por Jato, Simulação Numérica.

Resumo

O estudo de jatos tem grande importância para o controle de diversos processos industriais, seja no resfriamento de peças, distribuição de fluidos, dosagem, diluição de produtos, agitação ou mesmo controle de substâncias. Existem várias configurações para o perfil de distribuição dos jatos, eles podem ser de cone oco, cone cheio, cilíndricos, retangulares entre outros. Também é possível variar a cobertura do jato em função do afastamento do bico em relação ao ponto de contato do, como também variar a vazão em função da pressão de operação. O objetivo deste trabalho foi simular o comportamento do resfriamento de cilindros de laminação em função de coeficientes de resfriamento, adotado através de equações empíricas para jatos no processo de resfriamento dos cilindros, considerando as propriedades do fluido e as condições de contorno na superfície do cilindro. Para elaboração deste trabalho foi desenvolvido um modelo matemático para simulação numérica do comportamento dos cilindros em processo de laminação, considerando jatos de água e suas influências sobre superfícies e resfriamento. O modelo foi avaliado através da comparação com publicações relacionadas ao resfriamento de cilindros e dados operacionais de laminação de rolos. O resultado encontrado após a implantação total do modelo de simulação vai possibilitar uma análise mais detalhada das variáveis que representam maior impacto na vida útil do cilindro. Os resultados encontrados nesse trabalho foram satisfatórios para validação da etapa desse modelo e determinação de parâmetros operacionais que permitissem maior eficiência na distribuição de água para o resfriamento superfícies metálica.

1. Introdução

O processo de laminação é uma das formas mais antigas de conformação de materiais, tem vantagem sobre outros métodos, pois possibilita a produção em larga escala, e também garante precisão no acabamento e na dimensão final das peças. A laminação pode ocorrer a frio ou a quente. O laminador a frio é tem sua aplicação direcionada, principalmente em processos de conformação de metais não ferrosos ou materiais ferrosos com bitolas bastante reduzida, como na produção de arames e fios e fitas metálicas.

Os laminadores a quente são utilizados em laminação de aços longos, pois apresenta massa maior na seção longitudinal, essa característica eleva bastante os esforços absorvido pelos cilindros, elevando a temperatura superficial e também o desgaste superficial. A configuração básica do processo de laminação acontece através de dois cilindros sobre eixos paralelos e alinhados girando com sentido de rotação oposta.

Existe também outro tipo de configuração na montagem dos laminadores como gaiolas de três cilindros paralelos, ou fracionados com cilindros superficiais. Os produtos de laminação são classificados como em dois grandes grupos, os laminados planos que estão relacionados à produção de chapas de diversas espessuras e os laminados não planos ou laminados longos, conforme apresentado na figura a seguir:

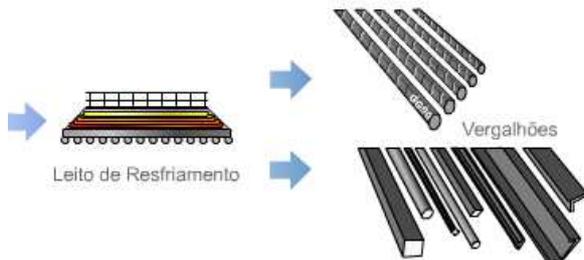


Figura 1 Acabamento do laminador de barras (www.gerdau.com.br)

Ao sair das gaiolas do acabamento, o material, dependendo da finalidade, pode seguir dois caminhos. Se o objetivo for à produção de perfis e vergalhões, as barras prontas seguem para o leito de resfriamento e posterior embarque para expedição como indicado na figura 1. O antes de entrar no leito, passa por um sistema de tratamento térmico com água a alta pressão, que é uma combinação entre tempera e revenimento.

Caso o objetivo não seja produzir barras e perfis, após a redução inicial de espessura o material segue para um bloco de laminadores, para produção de fio-máquina, que é a matéria prima utilizada para fabricação de arames, pregos, grampos, pequenos perfis entre outros.



Figura 2 - laminador de fio máquina (www.gerdau.com.br)

Normalmente os laminadores de aços longos têm a temperatura do material em processamento praticamente constante em toda extensão do caminho da barra. O nosso estudo vai se basear em um processo de laminação de aços longos para construção mecânica com bitolas entre 12,5 mm e 6,35 mm. A temperatura média de laminação utilizada no processo de laminação e adotada no nosso estudo é de aproximadamente 1000°C.

Nesses processos os cilindros de laminação são montados em pares alinhados em forma de trem passando por vários passes sofrendo vários tipos de esforços, tanto pela conformação do material como pela energia do material aquecido em processamento, conforme apresentado na figura 3.

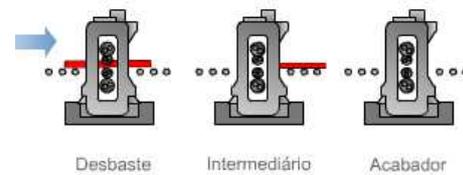


Figura 3 - laminador de rolos (www.gerdau.com.br)

Existem diversas variáveis envolvidas no processo de aquecimento dos cilindros, como temperatura da água de resfriamento, velocidade de laminação, redução da área de deformação, são fatores que influenciam no processo de aquecimento e resfriamento do cilindro. Nesse trabalho será apresentado o modelo, para simular o controle de temperatura e a representação do perfil de temperatura considerando as condições de contorno imposta na superfície do cilindro.

2. Sistema de resfriamento de cilindros

O sistema de refrigeração de cilindros é fundamental para o controle do processo de laminador, sendo considerado um gargalo na produção do laminador. Por se tratar de um trem contínuo a parada de uma das gaiolas, para cambio por desgastes de canais, leva a parada total do laminador.

O processo de desgaste dos cilindros pode ser atenuado quando se tem um controle da temperatura através do sistema de refrigeração. O controle de temperatura dos cilindros de laminação envolve diversas variáveis que normalmente são controladas de forma empírica, com baixo índice de precisão.

Este procedimento não considera, por exemplo, a variação das propriedades dos fluidos a variação de temperatura da água de processo, densidade e viscosidade dos fluidos entre outras propriedades importantes para o processo de transferência de calor.

Outro parâmetro que não é considerado no processo de aquecimento dos cilindros é a quantificação da energia absorvida por deformação das peças, esta parcela é apenas estimada em função da característica do material em processamento. Em um estudo futuro complementar, será implantado o módulo que quantifica no o processo de aquecimento, através da energia de deformação do material e da radiação superficial.

Também será aoplado ao modelo o módulo de resfriamento feito por jatos de água através de

distribuidores, montados a montante e a jusante dos cilindros. Além do resfriamento feito pelos distribuidores, às guias de laminação, utilizadas para direcionamento das barras nos cilindros de laminação também possuem distribuidores incorporados ao conjunto de resfriamento conforme apresentado na figura 4 a seguir.



Figura 4 Sistema de resfriamento de cilindro de laminação

Atualmente nos laminadores de alto desempenho são utilizados cilindros de metal duro, que são cilindros normais de ferro fundido, encamisado com material de auto-carbono, que tem resistência mecânica bastante superior ou de ferro fundido. Estes cilindros possuem tempo de vida superior aos cilindros de ferro fundido, garantindo assim, uma redução significativa do tempo parada para cambio.

Devido ao regime de operação contínua, estes cilindros, necessitam de um sistema de resfriamento com maior precisão no controle e na distribuição e vazão, essa premissa é fundamental, para garantir o controle de temperatura superficial e a redução de desgaste prematuro devido aos desgastes excessivos por utilização contínua.

Todos esses controles possibilitam um maior tempo de operação e redução das paradas para manutenção, troca de canais ou mesmos substituição dos cilindros. Nos sistemas de refrigeração para cilindros de ferro fundido, a distribuição de água nos cilindros é feita por tubos dotados de rasgos conforme apresentados nas figuras 5 e 6 representadas a seguir.

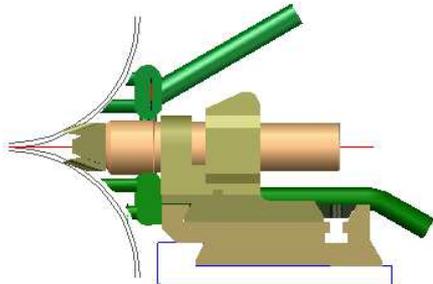


Figura 5: Guia de Laminação em perfil com o cilindro

Esta forma de resfriamento tem boa eficiência, porém as aberturas dos canais não têm uma precisão muito grande quando comparado com bico de spray. No estudo completo complementar a esse trabalho será feito um comparativo da eficiência apresentada pelos dois sistemas. O desempenho da refrigeração pode variar em função do

volume de água utilizado em cada condição, para garantir a mesma capacidade de resfriamento

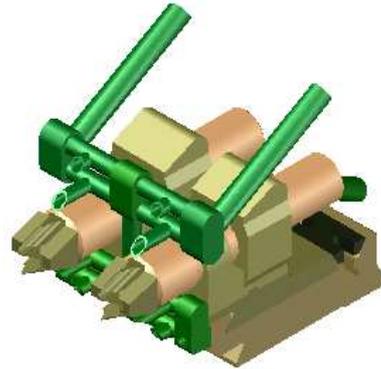


Figura 6: Distribuidor de água sobre a guia

Para garantir uma forma controle do resfriamento, pautada em dados técnicos, este estudo fará uma breve descrição do processo de resfriamento, apresentando características detalhado do escoamento por jato, para identificar os principais fenômenos envolvidos nesta forma de transporte e possibilitar a análise paralela destes com o processo de resfriamento controlado dos cilindros.

Inicialmente serão apresentadas as principais variáveis envolvidas no escoamento por jato e as correlações aplicadas ao resfriamento e identificar a que melhor se aplica ao processo de laminação de barras. O resfriamento por jato através de uma superfície cilíndrica tem como principal agente de resfriamento a transferência de calor por convecção na superfície do cilindro.

O resfriamento por convecção ocorre através da troca de calor e massa na superfície do cilindro, o estudo desta forma de transferência de calor, envolve propriedade do fluido em contato com a superfície a ser resfriada. Estas propriedades variam em função da temperatura do fluido, modificando o valor do calor específico, da viscosidade da densidade entre outros.

O processo de atomização do fluido no resfriamento por jato envolve mudança de fase nas pequenas partículas atomizada, quando a pressão de contato e a temperatura superficial do cilindro são muito elevadas. Este fenômeno interfere significativamente no resfriamento, pois a mudança de fase, apesar de retirar maior quantidade de energia do processo não representa uma refrigeração eficiente.

Experiência prática demonstram que quando ocorre formação de vapor por mudança de fase no resfriamento, indica que o volume de água utilizado no resfriamento é insuficiente para garantir o controle de temperatura superficial causando aquecimento excessivo no conjunto de cilindros de laminação. Porém esta análise é apenas subjetiva não existe comprovação teórica. Durante o processo experimental desenvolvido no trabalho final desta pesquisa será verificado este parâmetro, porém nesta etapa do estudo será simulado a variação do volume de água em função da retirada de energia do sistema.

3. Modelo Matemático

O modelo matemático será desenvolvido para simular o aquecimento do cilindro de laminação em um processo de conformação contínua de barras de aço carbono a 1000°C. Para manutenção da temperatura superficial das peças foi considerado um sistema de resfriamento por sprays de água a 25°C. Para descrição do problema de forma detalhada, será apresentada na figura 4 uma vista em perfil do sistema em estudo na condição real do laminador em operação.

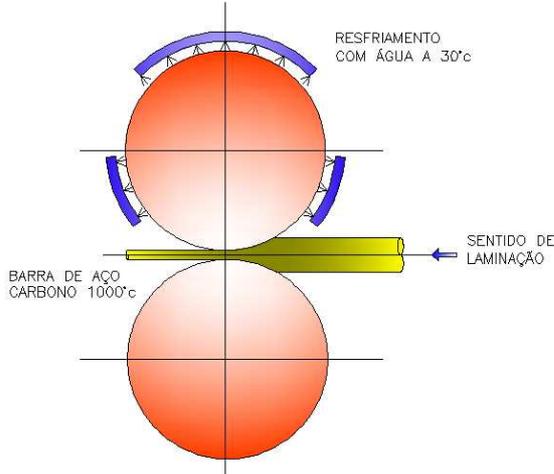


Figura 7: Representação do problema físico

O sistema proposto foi modelado em três etapas descritas a seguir:

- Na primeira etapa foi elaborado um modelo simples unidimensional e transiente para ajustar as condições iniciais e melhorar a afinidade com o problema físico;
- Na segunda etapa foi implantada a condição bidimensional e transiente do problema em estudo, nesta etapa, também foram consideradas as condições de contorno imposta à superfície do cilindro e às regiões onde ocorre o aquecimento e resfriamento;
- Na terceira etapa será implantada a modelagem do sistema de resfriamento do cilindro através de jatos, considerando a variação de temperatura e as propriedades da água.

3.1. Modelagem

Foi desenvolvido um modelo implícito em três dimensões, onde a temperatura é calculada no mesmo passo de tempo, porém nesta etapa a condição longitudinal no sentido do eixo z será considerada constante, com condições de contorno das diversas na superfície do cilindro e condições reais de operação, onde se considera aquecimento e resfriamento em regiões distintas. O modelo será desenvolvido a partir da equação geral para um sistema tridimensional transiente conforme apresentado na equação a seguir:

$$\frac{\partial T}{\partial t} = \alpha \left[\frac{\partial^2 T}{\partial r^2} + \frac{1}{r} \cdot \frac{\partial T}{\partial r} + \frac{1}{r^2} \cdot \frac{\partial^2 T}{\partial \theta^2} \right]$$

Integrando os termos da equação em função do volume e do tempo teremos:

$$\underbrace{\iint_V \frac{\partial T}{\partial t} dt dV}_{\text{Termo-I}} = \alpha \underbrace{\iint_V \left(\frac{\partial^2 T}{\partial r^2} + \frac{1}{r} \cdot \frac{\partial T}{\partial r} \right) dt dV}_{\text{Termo-II}} + \alpha \underbrace{\iint_V \left(\frac{1}{r^2} \cdot \frac{\partial^2 T}{\partial \theta^2} \right) dt dV}_{\text{Termo-III}}$$

Logo os termos depois de desenvolvidos ficam representados em três etapas distintas, a solução para os nós centrais, e as condições de contorno para os nós centrais e superfície externa do cilindro conforme descrito nas equações a seguir:

Equação geral para os elementos internos

$$\Delta \theta \cdot \Delta r \cdot r_p (T_p^{i+\Delta t} - T_p^i) = \frac{\alpha \Delta t \Delta \theta}{\Delta r} [r_e T_e^{i+\Delta t} - (r_e + r_w) T_p^{i+\Delta t} + r_w T_w^{i+\Delta t}] + \frac{\alpha \Delta t}{\Delta \theta} \ln \left(\frac{r_e}{r_w} \right) (T_n^i - 2T_p^{i+\Delta t} + T_s^i)$$

Condição de contorno no centro do cilindro

$$\rho c_p \frac{\Delta \theta \Delta r}{2k \Delta t} (T_p^{i+\Delta t} - T_p^i) = \Delta \theta (T_e^{i+\Delta t} - T_p^{i+\Delta t}) + \frac{\Delta r}{\Delta \theta r_p} (T_n^i - T_p^{i+\Delta t}) - \frac{\Delta r}{\Delta \theta r_p} (T_p^{i+\Delta t} - T_s^i)$$

Condição de contorno na superfície do cilindro

$$\Delta \theta \cdot \Delta r \cdot r_p (T_p^{i-\Delta t} - T_p^i) = \frac{\Delta t \Delta \theta}{\rho c_p} \left[r_f \frac{(T_\infty - T_p^{i+\Delta t})}{\frac{\Delta r}{2} + \frac{1}{h}} - r_w k \frac{(T_p^{i+\Delta t} - T_w^{i+\Delta t})}{\Delta r} \right] + \frac{\alpha \Delta t}{\Delta \theta} \ln \left(\frac{r_e}{r_w} \right) (T_n^i - 2T_p^{i+\Delta t} + T_s^i)$$

4. Condições de contorno na superfície do cilindro

A distribuição das condições de contorno ocorre de quatro formas distintas, resfriamento por sprays na superfície do cilindro, radiação da barra sobre a área não refrigerada, convecção natural e transferência de calor em contato com a barra em processamento conforme apresentado na figura 8 a seguir.

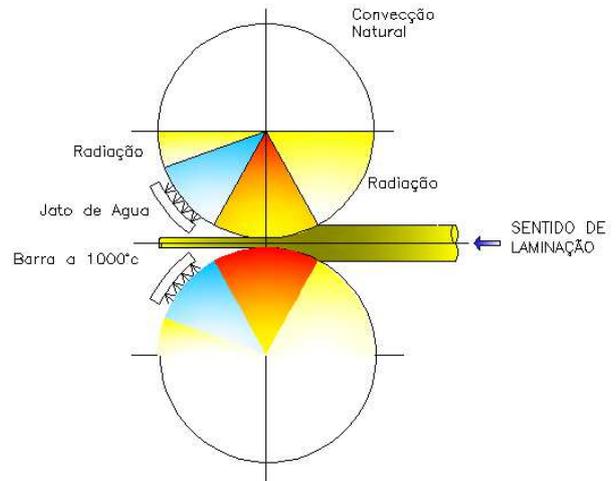


Figura 8 – Distribuição das condições de contorno

4.1. Sistema de resfriamento por sprays

No resfriamento por jato diversos fatores devem ser considerados para definição do coeficiente de convecção segundo R. D Morales et al que desenvolveu um modelo matemático para simular o comportamento dos produtos laminados sobre ação do sprays de água em um sistema resfriamento, o coeficiente de transferência de calor, em sistema de refrigeração por sprays tem sido uma busca constante, através de vários trabalhos experimentais, diversos parâmetros como tipo de bico, pressão da água distância do bico para superfície entre outros são fundamentais para determinação do coeficiente de transferência de calor por convecção.

O coeficiente de transferência de calor, em sistema de refrigeração por sprays tem sido uma busca constante, através de vários trabalhos experimentais, diversos parâmetros como tipo de bico, pressão da água distância do bico para superfície entre outros, são fundamentais para determinação do coeficiente de transferência de calor por convecção.

O coeficiente de transferência de calor por radiação, adotado no problema tomou como base a equação 21 representada a seguir:

$$h_r = \frac{\left(4,5333 \left[\left(\frac{T_s + 273}{100} \right)^4 - \left(\frac{T_w + 273}{100} \right)^4 \right] \right)}{(T_s - T_w)}$$

A equação faz parte da combinação dos coeficientes de convecção e radiação conforme representado a seguir:

$$h = h_c + h_r$$

Onde o coeficiente de convecção adotado é:

$$h_c = 0,62 \left[\frac{H' \rho g (\rho_l - \rho) k^3}{\mu (T_s - T_{sat}) D} \right]^{\frac{1}{4}}$$

Onde:

H' = Calor efetivo da vaporização da água

H = Calor de vaporização

k = Condutividade térmica

D = Diâmetro da barra

ρ_l = Densidade da água

ρ = Densidade do vapor

μ = Viscosidade da água

A seguir na tabela 1 serão apresentados os dados referente às propriedades termo físicas aplicada na correlação adotada.

Tabela 1: Propriedades termofísicas (transcrita de Morales, López)

Tipo	Unidade	Estado Material	Correlação	Temperatura °K
μ	Pa.s	Vapor Água	$\mu = 3,5068.10^{-8}T - 6,22.10^{-7}$	$380 \leq T \leq 1000$
C_p	J/kg	Vapor Água	$C_p = 4067 - 102,92.10^3 / (T^{1/2} + 966,50.10^3/T)$	Qualquer temperatura
C_p	J/kg	Aço	$C_p = 281,4 + 0,5066T$	$550 \leq T \leq 950$
K	J/mK ² s	Vapor Água	$k = C_p \cdot \mu$	Qualquer temperatura
K	J/mK ² s	Aço	$K = 75,42 + 0,047T$	$830 \leq T \leq 1075$
P	Kg/m ³	Vapor Água	$\rho = 244,75837T^{-1,01645}$	Qualquer temperatura
P	Kg/m ³	Aço	7850	Constante
H	J/kg	Vapor Água	$H = -2576,57T + 32,11.10^5$	Qualquer temperatura

Seguidamente as condição adotada para resfriamento com bicos de sprays, será imposta as demais condições de convecção natural com o ar e também a condição de contorno entre o cilindro e barra em deformação.

4.2. Coeficiente de convecção natural

A superfície exposta a convecção natural é compreendida por 50% da superfície do cilindro, o coeficiente de transferência de calor nessa superfície será definido a partir da correlação desenvolvida por Churchill e Chu, para cilindros horizontais longos. O cilindro é considerado longo quando a o seu diâmetro é maior que sua camada limite térmica, normalmente essas condições desconsidera a curvatura da superfície do cilindro e aproxima a análise a de uma superfície plana, foi proposta a expressão empírica apresentada a seguir:

$$Nu_m^{1/2} = 0,6 + \frac{0,387R_D^{1/6}}{\left[1 + \left(\frac{0,559}{Pr} \right)^{16} \right]^{8/27}}$$

A expressão apresentada tem como limitação o numero $10^{-4} < Ra_D < 10^{12}$

Onde o numero de Nusselt e Rayleigh estão baseados no diâmetro do cilindro conforme representado a seguir:

$$Nu_m = \frac{vD}{k}$$

$$Ra_D = Gr_D Pr = \frac{g\beta(T_{sup} - T_{\infty}) D^3}{\nu^2} Pr$$

Onde:

g = Aceleração da gravidade (m/s²)

β = Coeficiente de expansão térmica (1/K)

ν = Viscosidade cinemática (m²/s)

Pr = Numero de Prandtl

4.3. Radiação entre a barra e o cilindro

A superfície do cilindro absorve uma parcela de energia por radiação, compreendida entre o conjunto de refrigeração e a linha de centro do cilindro, na região situada a montante da zona de conformação e na superfície entre a parte jusante da zona de conformação e a linha de centro do cilindro. Para definição dessa parcela será adotado um valor fixo, nesse primeiro momento. Posteriormente será adotado um fator de forma para referida condição.

4.4. Zona de conformação da barra

Na região de conformação da barra existe um fluxo de energia transportado pelo contato entre a barra quente e o cilindro de laminação e também pela energia de deformação da barra. Essa parcela de energia será calculada utilizando o método adotado por uma empresa especializada em cilindros de laminação.

$$ID = \left(\frac{D_{cil} * \Delta h}{2} \right)^{1/2} \text{ Arco de contato (mm)}$$

$$Q = k_{aco} * bsc * (ID * vl)^{1/2}$$

- Q = calor absorvido pelo canal
- D= 250 diâmetro do cilindro (mm)
- Δh= 0,5 Redução da altura equivalente da barra"
- L = 300 Comprimento da barra na saída da gaiola (m)"
- n = 80 Numero de barras/hora por gaiola"
- vl = 3 Velocidade de laminação (m/s)"
- bsc= largura do canal x 1,25) Contato barra/canal (mm)

5. Calibração e simetria.

Para garantir a homogeneidade do modelo foi elaborado um teste de simetria considerando condições de contorno similares em duas coordenadas em pares conforme pode ser verificado no gráfico representado na figura 9a seguir.

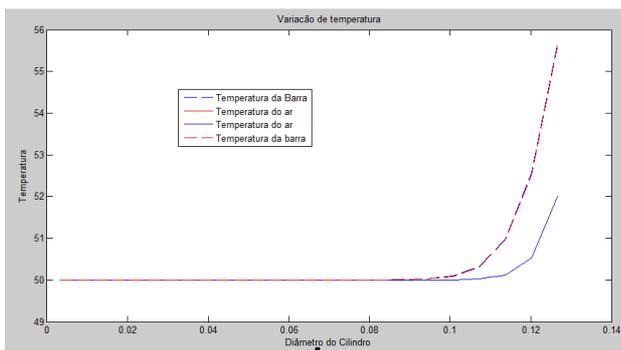


Figura 3 – Representação gráfica da simetria do modelo

6. Simulação de casos particulares

Na figura 10 será considerada as condições de contorno, representadas graficamente de forma separada de forma separada, essa condição vai permitir visualizar a linha de aquecimento onde acontece o contato da barra em processamento com o cilindro de laminação, a superfície exposta a radiação entre a barra e o cilindro, a condição de resfriamento por sprays e a condição de convecção

natural. Nessa representação o tempo considerado adotado para simulação foi 60 segundos de funcionamento do cilindro.

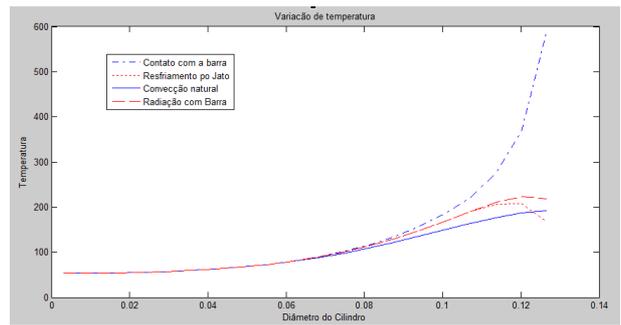


Figura 10 – Distribuição de temperatura inicial t=60s

Na figura 10 será apresentada a representação gráfica, considerando as mesmas condições de contorno, porém com um tempo de operação de 300 segundos.

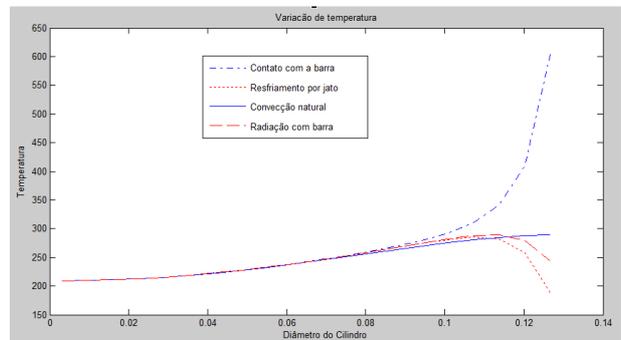


Figura 11 – Distribuição de temperatura inicial t=300s

Nessa representação observa a influencia do resfriamento na manutenção da temperatura superficial. Estas simples análises têm como objetivo apresentar de forma qualitativa a influencia do resfriamento na superfície da da barra.

A seguir na figura 12 será apresentada a distribuição superficial da temperatura na superfície do cilindro

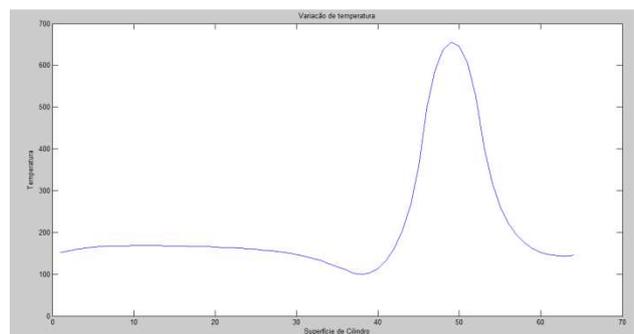


Figura 12 – Distribuição superficial da temperatura do cilindro

Na figura acima é possível observar a variação da temperatura superficial do cilindro. Inicialmente tem-se a temperatura próxima dos 150°C depois acontece uma ligeira queda de temperatura, resultado da influencia dos resfriamento por jato, posteriormente o aquecimento devido a conformação do material, onde temperatura superficial atinge o seu ponto máximo.

7. Análise das simulações

Na simulação foi considerado um cilindro de aço carbono ASTM-A-1010. Esta análise verificou apenas o diferencial de temperatura entre a superfície e o interior do cilindro de laminação e a variação da temperatura superficial do cilindro em função das condições de contorno imposta conforme foi apresentado na figura 12. Na simulação foi considerado a temperatura do ambiente de 30°C e a temperatura inicial do cilindro de 50°C. Inicialmente foi verificada a calibração do modelo através da simulação em varias condições da malha física e temporal. Seguidamente foi verificado a simetria conforme apresentado na figura 9 onde é possível verificar a linha de aquecimento em condições sobreposta para condições de contorno equivalente. Posteriormente na figura 10 foi apresentado o perfil de temperatura representado em varias condições de contorno, nesta representação é possível verificar cada parcela de forma isolada, identificando as condições de resfriamento com resfriamento por jato no processo de convecção, a parcela radioativa, convecção natural e aquecimento por deformação mecânica. Na figura 11 pode ser observado a elevação da temperatura superficial do cilindro em função do tempo na região de contato do cilindro com barra em processamento.

8. Conclusões

De forma geral o objetivo do trabalho foi alcançado, pois os resultados apresentados nas simulações foram bastante coerentes com as condições de contorno imposta no sistema. Como se pode observar a temperatura superficial em cada condição de contorno imposta apresentou um perfil de temperatura equivalente a cada condição. No estágio atual o modelo consegue representar todo impacto das parcelas de aquecimento e resfriamento imposto na superfície do cilindro, a próxima etapa será a implantação do modulo giro, onde será analisada a influencia da rotação do cilindro na variação da temperatura superficial do cilindro. Este trabalho será utilizado para composição de trabalhos futuros como a implantação de módulos complementares das dimensões do canal de laminação, velocidade de laminação, temperatura e propriedades do fluido de refrigeração, do material que está sendo laminado. Os novos trabalhos devem considerar entre outros aspectos estudo em três dimensões, o modulo de radiação e variação das propriedades da água.

Referências

[1] Morales, R. D.; López, A. G.; Olivares, I. M.. *Heat Transfer Analysis During Water Spray Cooling of Steel Rods*. Isij International, Puebla México, n. 30, p.48-57, 08 out. 1989. Department of Metallurgy, ESQIE-Instituto Politécnico Nacional.

[2]Sun, C. G.; Han, H. N.; AL, J. K. Lee Et. *A Finite Element Model for the Prediction of Thermal and Metallurgical Behavior of Strip on Run-Table in Hot Rolling*. Isij International: Departamento of Mechanical Engineering, Pohang University of Science and Technology, 790-784, Korea. , Puebla México, v. 42, n. 4, p.392-400, 21 jan. 2002.

[3]Liu, Jinshan; Yanagimoto, Jun. *Three-dimensional Numerical Analysis of Microstructural Evolution in and after Bar and Shape Rolling Processes*. Isij International: Institute of Industrial Science, The University of Tokyo, Komaba, Meguro-ku, Tokyo 153-8505, Japan, v. 8, n. 42, p.868-875, 14 maio 2002.

[4] Rizzo, Ernandes Marcos da Silveira, *Processos de laminação dos aços: uma introdução*, Associação Brasileira de Metalurgia e Materiais, São Paulo 2007. Editora, 2011.

SIMULAÇÃO NUMÉRICA DO AQUECIMENTO DE CILINDRO DE LAMINAÇÃO

Lira Jr, J. C., claudino@vortice.com.br¹
Henríquez, J.R., rjorge@ufpe.br¹
Dutra, J. C. C., charamba@gmail.com¹

¹ Universidade Federal de Pernambuco, Departamento de Engenharia Mecânica, Av. Acad. Hélio Ramos s/n, Recife, Pernambuco, Brasil

Resumo: Os produtos laminados de aço carbono têm elevada importância em vários segmentos industriais, como construção civil, mecânica e agropecuária entre outros. Devido a elevada aplicabilidade, este material tornou-se o principal produto de exportação da indústria siderúrgica nacional. Para garantir a competitividade no mercado internacional, o material deve obedecer a parâmetros de qualidade e também apresentar custo de produção diferenciado. No processo de laminação os cilindros que conformam o material sofrem desgastes constantes, devido ao aquecimento contínuo provocado pelas barras. O desgaste por aquecimento interfere na vida útil do cilindro, provocando trincas e desgaste prematuro das peças. Para evitar desgastes e a substituição dos cilindros, são feitos câmbios para reposicionar o ponto de passagem das barras em processamento, porém, esta operação leva a parada total do laminador causando perdas financeiras para produção. O objetivo deste trabalho foi desenvolver um modelo matemático para simulação numérica do processo de aquecimento dos cilindros. Em trabalhos futuros será implementado, uma análise detalhada do aquecimento em função dos operacionais como dimensões do canal de laminação, velocidade de laminação, temperatura e propriedades do fluido de refrigeração e do material que está sendo laminado. O modelo desenvolvido apresentou resultados satisfatórios para uma proposta inicial, apenas para simular o aquecimento do cilindro. Este trabalho, no futuro, servirá como base para simulação numérica das novas etapas previstas para um estudo completo do processo de laminação de rolos.

Palavras-chave: Laminação de aço, Transferência de Calor, Simulação Numérica.

1. INTRODUÇÃO

O desenvolvimento de um modelo para avaliação do aquecimento do cilindro de laminação em um processo de conformação contínua de barras de aço carbono a 1000°C consiste de várias etapas até a simulação completa do processo de aquecimento. Este trabalho faz parte de um conjunto de atividades desenvolvidas para analisar todas as propriedades e operações envolvidas nesse processo. Neste trabalho será apresentado um modelo matemático para simulação do processo de aquecimento dos cilindros de laminação, considerando um fluxo de calor constante na superfície do cilindro, avaliando assim a propagação do calor no interior do cilindro em função da temperatura superficial. Para manutenção da temperatura superficial das peças foi considerado um sistema de resfriamento por sprays de água a 30°C. Para descrição do problema de forma detalhada, será apresentada na figura 1 uma vista em perfil do sistema em estudo na condição real do laminador em operação.

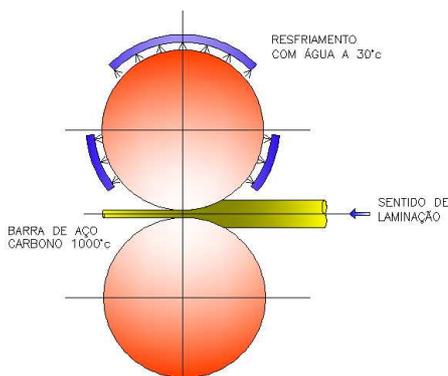


Figura 1. Sistema de aquecimento do cilindro de laminação.

O sistema proposto será modelado em três etapas. Na primeira etapa, apresentada neste trabalho, será elaborado um modelo unidimensional e transiente, para ajuste das premissas básicas, e melhor afinidade com o problema físico. Na segunda etapa será implantada a condição bidimensional e transiente do problema em estudo. Nesta etapa serão consideradas as várias condições de contorno impostas na superfície do cilindro, considerando as regiões onde serão as condições de aquecimento e resfriamento, Seguidamente na terceira etapa será considerada a terceira dimensão, onde será implementado a transferência de calor no sentido longitudinal do cilindro, também nesta etapa será considerado o efeito casca, relacionando a condição real de um cilindro encamisado.

Após estas etapas será implantado um módulo do sistema de resfriamento do cilindro através de jatos, com um sistema de refrigeração para controlar a temperatura da água. Para validação dos modelos será construída uma bancada, do sistema de aquecimento e resfriamento. No processo de aquecimento do cilindro será utilizado um queimador poroso, para simular a condição radiativa de aquecimento do cilindro, nesta análise, será considerado todo processo de combustão com gás natural. Adicionalmente serão utilizados os dados extraídos de um processo de laminação de barras com cilindros fundidos e encamisados.

O sistema de refrigeração de cilindro de laminação é de fundamental para o processo de laminação, sendo considerado um dos caminhos críticos no processo de laminação. Por se tratar de um trem contínuo a parada para cambio por desgastes de canais leva a parada total do laminador. O processo de desgaste dos cilindros pode ser atenuado quando se tem um controle da temperatura do mesmo através do processo de refrigeração. A seguir serão apresentados diversos trabalhos relacionados a sistema de refrigeração em laminação e suas especificidades.

Liu and Yanagimoto (2002) desenvolveram um método de análise numérica tridimensional para analisar a evolução da microestrutura interna e externa em um processo de conformação por laminação. O que motivou o trabalho foi a necessidade das indústrias de produzir aço de alto desempenho através de um processo, onde o tempo gasto para desenvolvimento de novos materiais fossem o menor possível. Este trabalho foi importante pois, possibilitou a realização de novos produtos laminados melhorando também a microestrutura do aço produzido. Foi verificado que a nova microestrutura, têm uma relação próxima com a mudança de temperatura e a deformação plástica no processo de laminação.

A deformação plástica também é fator que determina a precisão do produto final. A melhoria nos procedimentos de laminação relacionada à microestrutura dos produtos e acabamento final das peças necessita de tempo e custo bastante elevado para conclusão das análises. A necessidade dessas melhorias estimula o desenvolvimento de um método para análise tridimensional das deformações considerando o efeito da temperatura na evolução da microestrutura dos vários produtos laminados como folhas, barras e perfis de diferentes seções. A forma geométrica que tem influencia direta na microestrutura da peça pode ser analisada e flexibilidade a partir desta ferramenta tridimensional, possibilitando o ajuste das características desejadas, através das análises apresentadas na simulação numérica da conformação do grão.

As propriedades mecânicas são fortemente afetadas com a variação da microestrutura dos metais produzidos. Os metais de menor dimensão de grão apresentam elevada ductibilidade elevada em baixas temperaturas associada a uma elevada tensão residual. Esses aspectos reforçam a necessidade de controlar a formação do grão no processamento a quente para melhorar as propriedades mecânicas dos materiais produzidos em laminadores a quente. O controle de temperatura na laminação são fatores que influenciam diretamente na qualidade do produto, garantindo assim a estrutura fina do grão nos processos de produção em escala. Esta tecnologia é amplamente utilizada nos processo de laminação a quente, que tem a fase austenítica afetada quando o material é conformado.

O estudo foi elaborado com base na integração numérica em três dimensões para prever a evolução da microestrutura do material em função da deformação plástica e da mudança de temperatura durante o processo de laminação de barras. Para elaboração do estudo foram utilizadas barras produzidas no processo de laminação a quente com 20 mm e 10 mm. A primeira foi utilizada para calibrar o modelo com uma viga tipo H do estudo. O modelo numérico do perfil H laminado a quente, analisou os efeitos do resfriamento na distribuição da microestrutura, que mostra a real importância destas informações para garantir a dureza em toda seção transversal da peça, o modelo numérico possibilita o ajuste das condições ótimas no processo de laminação.

Os resultados apresentados em cada situação proposta permitiram avaliar a evolução da microestrutura a deformação plástica em três dimensões. Também foi demonstrada a variação da temperatura da laminação de barras e outros laminadores.

Sun and Han et al. (2002), desenvolveram um modelo pelo método dos elementos finitos para previsão térmica e metalúrgica de uma barra na mesa de saída de um laminador a quente. A qualidade final do produto tal como suas propriedades metalúrgicas são bastante influenciadas pelo processo de resfriamento nas mesas de saída, com base nessa premissa muitas pesquisas são desenvolvidas com objetivo de definir o controle termomecânico dos produtos de laminação. Modelar com precisão o comportamento dos materiais é bastante complexo, pois, é necessária a integração entre os parâmetros térmicos e mecânicos do comportamento dos materiais em função da formação do grão, estudo recente identificaram a importância de uma interação da transferência de calor e a evolução das fases. Este trabalho foi composto de dois modelos, um termodinâmico e outro de transformação de fase. A interação destes dois modelos vai possibilitar uma análise em três dimensões de toda peça, possibilitando uma avaliação completa do comportamento da peça na saída da mesa de rolos.

O modelo desenvolvido permitiu avaliar os efeitos no resfriamento das peças, e no comportamento do resfriamento das peças em três dimensões em função do sistema de resfriamento implantado para o controle de

temperatura das mesmas. Também foi possível simular o comportamento metalúrgico do material em função do processo resfriamento. De forma geral o modelo se mostrou robusto para prever o comportamento do material independente das correntes térmicas envolvidas no processo de resfriamento, estas análises são favoráveis para o controle final do produto e ajustes qualitativo nas características metalúrgicas dos materiais.

Morales e Lópes et al. (1989) desenvolveram um modelo matemático para simular o comportamento dos produtos laminados sobre ação do sprays de água em um sistema resfriamento. O modelo desenvolvido possibilitou a determinação da transferência de calor na peça durante o processo de laminação. O coeficiente de transferência de calor e fatores como tipo de bico, pressão da água distancia do bico para superfície entre outros são fundamentais para determinação do coeficiente de transferência de calor por convecção. Outros fatores também pode influenciar como a formação de bolhas na superfície das barras. Cada condição característica leva a determinação da equação experimental e do coeficiente de transferência calor. O método das diferenças finitas foi utilizado para solução das equações. As equações desenvolvidas de forma empírica, foram utilizadas para os coeficientes de transferência calor por radiação e convecção. Foram elaboradas várias simulações do resfriamento com diversos arranjos caixas de resfriamento.

Como pode ser verificado nos trabalhos apresentados, a utilização de simulação numérica em processos de laminação é uma ferramenta extremamente eficaz para melhoria da qualidade dos produtos e otimização do processo produtivo. Este estudo é parte inicial de um sistema numérico que pretende simular o processo de transferência de calor em laminador contínuo de elevado desempenho. A seguir será apresentado a modelagem numérica inicial para simulação do processo de aquecimento do cilindro.

2. MODELAGEM UNIDIMENSIONAL TRANSIENTE

Para análise do aquecimento neste trabalho será elaborado um modelo unidimensional transiente com as seguintes condições de contorno: convecção externa e variação de energia acumulada no centro do cilindro. Para o processo transiente será considerado o método explícito para interpolação no tempo, ou seja, as novas temperaturas são calculadas com base na temperatura obtida nos cálculos do tempo anterior. A seguir na figura 2 será definida a condição de contorno para os pontos centrais.

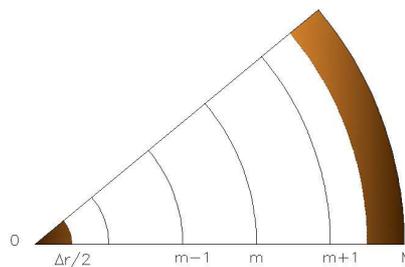


Figura 2 condição para $0 < r < M$.

Para os pontos centrais, tomando como base a equação geral da condução de calor.

$$\frac{1}{r} \cdot \frac{d}{dr} \left(r \frac{dT}{dr} \right) = \frac{1}{\alpha} \cdot \frac{dT}{dt} \quad (1)$$

Onde:

r = raio do cilindro

T = temperatura do cilindro

α = difusividade térmica

t = tempo

k = coeficiente de transferencia de calor por condução

ρ = massa específica

c_p = calor específico

$$\alpha = \frac{k}{\rho c_p} \quad (2)$$

$$\frac{1}{r} \cdot \frac{d}{dr} \left(r \frac{dT}{dr} \right) = \frac{T_{m-1}^t + T_{m+1}^t + 2T_m^t}{\Delta r} \quad (3)$$

$$\frac{1}{\alpha} \cdot \frac{dT}{dt} = \frac{1}{\alpha} \cdot \frac{T_m^{t+1} - T_m^t}{\Delta t} \quad (4)$$

Logo:

$$\frac{T_{m-1}^t + T_{m+1}^t + 2T_m^t}{\Delta r} = \frac{1}{\alpha} \cdot \frac{T_m^{t+1} - T_m^t}{\Delta t} \quad (5)$$

Reordenando os termos da equação, tem-se para os termos representando os nodos no centro do cilindro, para $m = 1, 2, 3 \dots m-1$ e $t = 0, 1, 2, \dots nt$.

$$T_m^{t+1} = c(T_{m+1}^t + T_{m-1}^t) + (1 - 2c)T_m^t \quad (6)$$

$$c = \frac{\alpha \Delta t}{\Delta r^2} \quad (7)$$

Condições de contorno em $r = 0$, com base nos dados apresentados na figura 3 apresentada a seguir:

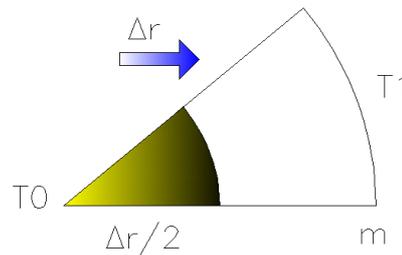


Figura 3 (Condição de contorno $r = 0$)

$$\frac{T_1^t - T_0^t}{R} = \rho c_p \Delta V \frac{dT}{dt} \quad (8)$$

$$T_1^t - T_0^t = \frac{R \rho c_p \Delta V}{\Delta t} (T_0^{t+1} - T_0^t) \quad (9)$$

$$T_0^{t+1} = \frac{\Delta t}{R \rho c_p \Delta V} (T_1^t - T_0^t) + T_0^t \quad (10)$$

Onde:

$$R = \frac{\Delta r}{\pi \frac{\Delta r}{2} L k} \quad (11)$$

$$cte = \frac{\Delta t}{R\rho c_p \Delta V} = \frac{\Delta t}{\frac{\Delta r}{\pi \frac{\Delta r}{2} L k} \rho c_p 2\pi \left(\frac{\Delta r}{2}\right)^2 L} = \frac{\alpha \Delta t}{\Delta r^2} = c \quad (12)$$

Logo:

$$T_0^{t+1} = T_0^t (1-c) + cT_0^t \quad (13)$$

Condições de contorno em $r = M$, com base nos dados apresentados na figura 4 apresentada a seguir:

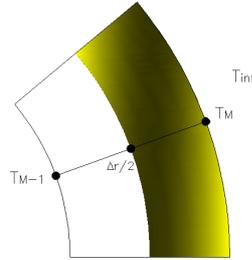


Figura 4 condição de contorno em $r = M$

Balço de energia na fronteira:

$$\left(\begin{array}{c} \text{Taxa de calor} \\ \text{efluente na} \\ \text{superfície} \end{array} \right) = \left(\begin{array}{c} \text{Energia} \\ \text{acumulada} \\ \text{no volume} \end{array} \right) + \left(\begin{array}{c} \text{Energia} \\ \text{do interior} \\ \text{do cilindro} \end{array} \right) \quad (14)$$

$$hA(T_\infty - T_M^t) = \rho c_p \Delta V \frac{\Delta T}{\Delta t} + kA \frac{\Delta T}{\Delta r} \quad (15)$$

$$T_M^{t+1} - T_M^t = \frac{2\alpha \Delta t h \Delta r}{\Delta r^2 k} (T_\infty - T_M^t) - \frac{2\alpha \Delta t}{\Delta r^2} (T_M^t - T_{M-1}^t) \quad (16)$$

$$T_M^{t+1} = \frac{2\alpha \Delta t h \Delta r}{\Delta r^2 k} (T_\infty - T_M^t) - 2c(T_M^t - T_{M-1}^t) + T_M^t \quad (17)$$

Onde:

h = coeficiente de transferência de calor por convecção

A = área do volume fundamental do cilindro.

T_∞ = temperatura do ambiente

$$c1 = \frac{2\alpha \Delta t h \Delta r}{\Delta r^2 k} \quad (18)$$

$$T_M^{t+1} = 2cT_{M-1}^t - (2c + c1 - 1)T_M^t - c1T_\infty \quad (19)$$

Para montagem do sistema de equações será feito o ordenamento dos termos das condições de contorno em $r = 0$.

$$T_0^{t+1} = T_0^t (1-c) + cT_0^t \quad (20)$$

$$\text{Em } r = M \quad T_M^{t+1} = 2cT_{M-1}^t - (2c + c1 - 1)T_M^t - c1T_\infty \quad (21)$$

$$\text{E nos nodos internos como: } T_0^{t+1} = T_0^t (1 - c) + cT_0^t \quad (22)$$

$$\text{Onde: } t = 0, 1, 2, \dots, nt \quad nt = \frac{\text{tempo}}{\Delta t} \quad i = 0, 1, 2, \dots, nr \quad nr = \frac{M}{\Delta r}$$

Logo o sistema de equações fica:

$$\begin{bmatrix} T_0^{t+1} \\ T_1^{t+1} \\ T_2^{t+1} \\ \cdot \\ \cdot \\ T_{M-2}^{t+1} \\ T_{M-1}^{t+1} \\ T_M^{t+1} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} (1-c) & c & 0 & \cdot & \cdot & \cdot & 0 & 0 & 0 \\ c & (1-2c) & c & \cdot & \cdot & \cdot & 0 & 0 & 0 \\ 0 & c & (1-2c) & \cdot & \cdot & \cdot & 0 & 0 & 0 \\ \cdot & \cdot \\ \cdot & \cdot \\ 0 & 0 & 0 & \cdot & \cdot & \cdot & (1-2c) & c & 0 \\ 0 & 0 & 0 & \cdot & \cdot & \cdot & c & (1-2c) & c \\ 0 & 0 & 0 & \cdot & \cdot & \cdot & 0 & 2c1 & (-2c - c1 - 1) + c1T_\infty \end{bmatrix} \times \begin{bmatrix} T_0^t \\ T_1^t \\ T_2^t \\ \cdot \\ \cdot \\ T_{M-2}^t \\ T_{M-1}^t \\ T_M^t \end{bmatrix}$$

A temperatura do ambiente pode variar em função das condições operacionais, ou seja, pode representar uma condição de resfriamento ou aquecimento variando o coeficiente de convecção. Para definição do coeficiente de convecção, inicialmente será definido o número de Reynolds, apresentado na equação 23 e o número de Nusselt Médio apresentado na equação 24, onde o valor é calculado através da equação empírica apresentada para valores de Reynolds variando de $10^2 < Re < 10^7$

$$Re = \frac{vD}{\nu} \quad (23)$$

$v =$ velocidade média do fluido

$D =$ diâmetro do tubo condutor

$\nu =$ viscosidade cinemática

$$Nu = \frac{0,3 + 0,62 Re^{\frac{1}{2}} Pr^{\frac{1}{3}}}{\left[1 + (0,41 Pr)^{\frac{2}{3}}\right]^{\frac{1}{4}}} \left[1 + \left(\frac{Re}{282.000}\right)^{\frac{5}{8}}\right]^{\frac{4}{5}} \quad (24)$$

Com os dados numéricos apresentados, foi desenvolvido um modelo unidimensional transiente para simulação do processo de aquecimento dos cilindros, O sistema de equações gerado para cálculo da temperatura do cilindro de laminação será resolvido de forma matricial com programa MatLab, que tem habilidade para trabalhar com sistema matriciais.

3. RESULTADOS DA SIMULAÇÃO

Na simulação será considerado um cilindro de aço carbono ASTM-A-1010. Esta análise vai verificar apenas o diferencial de temperatura entre a superfície e o interior do cilindro de laminação. Também foi considerada a temperatura do ambiente de 45°C e a temperatura inicial do cilindro de 30°C. Posteriormente, conforme apresentado na figura 5, foi analisado dois tipos de materiais dos cilindros de laminação. Um de ferro fundido, bastante utilizado nas gaiolas do sistema de desbaste, que fazem os primeiros passes no processo da laminação. Seguidamente foi utilizado um cilindro de metal duro com elevado teor de cromo. Este tipo de cilindro é utilizado em laminadores de alto desempenho ou em trem de gaiolas acabadoras, no final do processo de laminação. Verifica-se que o cilindro de ferro fundido apresenta um perfil de aquecimento, que demonstra uma propagação mais rápida do calor no interior da peça, quando comparado com o de metal duro. Esta informação é importante para planejamento do sistema de refrigeração, possibilitando um controle maior da temperatura superficial do cilindro em cada condição do processo.

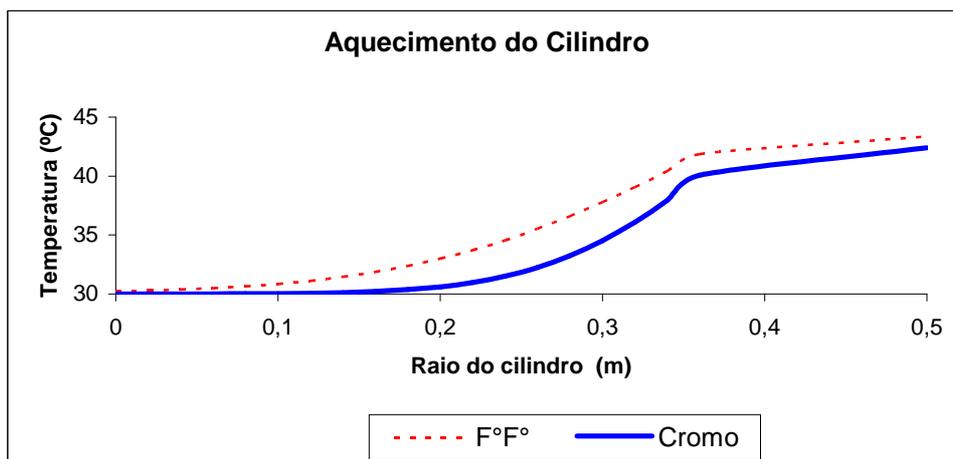


Figura 5 Simulação do aquecimento com dois tipos de materiais

A seguir será apresentado uma simulação com um cilindro de metal duro, para avaliar o perfil de aquecimento em diversos tempos de simulação. Para essa condição foi considerada a temperatura de operação da barra a ser laminada no processo 1000°C, nesta condição observa-se em 120 minutos o cilindro atinge a temperatura da barra.

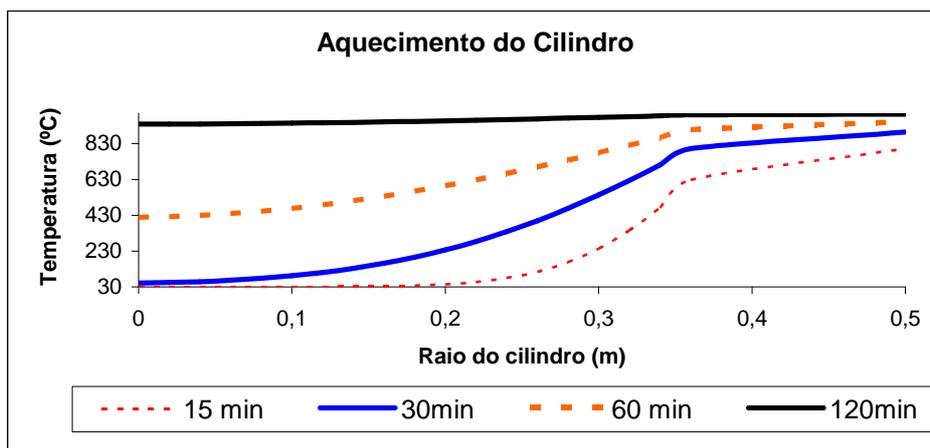


Figura 6 (Aquecimento do cilindro em processo transiente)

4. Conclusões

Apesar de existir poucos trabalhos escritos sobre os cilindros de laminação, é um tema bastante relevante no estudo da transferência de calor em processo de laminação a quente. O trabalho mesmo utilizado ferramentas simples para simulação dos processos, apresentou resultados os resultados esperados para essa primeira etapa. O resultados apresentados nas simulações indicaram o perfil de aquecimento para os cilindros de metal duro e ferro fundido Apesar da necessidade de melhorias na elaboração do programa para permitir simulações mais refinadas, o modelo desenvolvido apresentou resultados satisfatórios para um estudo inicial. Este trabalho será utilizado para composição de trabalhos futuros como a implantação de módulos complementares das dimensões do canal de laminação, velocidade de laminação, temperatura e propriedades do fluido de refrigeração, do material que está sendo laminado e também um modulo adicional se de resfriamento por jato conforme citado anteriormente. Os novos trabalhos devem considerar entre outros aspectos estudo em três dimensões, o modulo de radiação e o fornecimento de energia por deformação da barra.

5. Bibliografia

MORALES, R. D.; LÓPEZ, A. G.; OLIVARES, I. M.. Heat Transfer Analysis During Water Spray Cooling of Steel Rods. **Isij International**, Puebla México, n. 30, p.48-57, 08 out. 1989. Department of Metallurgy, ESIQIE-Instituto Politécnico Nacional.

SUN, C. G.; HAN, H. N.; AL, J. K. Lee Et. A Finite Element Model for the Prediction of Thermal and Metallurgical Behavior of Strip on Run-Table in Hot Rolling. **Isij International**: Departamento de Mechanical Engineering, Pohang University of Science and Technology, 790-784, Korea. , Puebla México, v. 42, n. 4, p.392-400, 21 jan. 2002.

LIU, Jinshan; YANAGIMOTO, Jun. Three-dimensional Numerical Analysis of Microstructural Evolution in and after Bar and Shape Rolling Processes. **Isij International**: Institute of Industrial Science, The University of Tokyo, Komaba, Meguro-ku, Tokyo 153-8505 , Japan, v. 8, n. 42, p.868-875, 14 maio 2002.

6. DIREITOS AUTORAIS

Os autores são os únicos responsáveis pelo conteúdo do material impresso incluído no seu trabalho.

NUMERICAL SIMULATION OF HEATING CYLINDER LAMINATION

Lira Jr, J. C., claudino@vortice.com.br¹

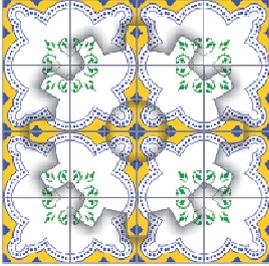
Henríquez, J.R. , rjorge@ufpe.br¹

Dutra, J. C. C. , charamba@gmail.com¹

¹ Universidade Federal de Pernambuco, Departamento de Engenharia Mecânica, Av. Acad. Hélio Ramos s/n, Recife, Pernambuco, Brasil

ABSTRACT: Rolled carbon steel has high importance in various industries such as construction, mechanics and agriculture among others. Because of high applicability, this material became the main export of domestic steel industry. To ensure competitiveness in the international market, the material must meet the quality parameters and also provide production cost differential. In the process of rolling cylinders which form the material suffer constant wear, due to heating caused by the bars still in process, this interferes with the wear life of the cylinder, causing cracks and premature wear of parts. To prevent wear and replacement cylinders are made to reposition the exchange crossing point of the bars in processing, however, this operation leads to a complete stop the mill causing financial loss to production. The aim of this study was to develop a mathematical model for numerical simulation of the process of heating the cylinder, thus enabling a detailed analysis of heating for different operating parameters. The model showed satisfactory results for an initial simulation of heating cylinders. This work is a basis for numerical simulation whole heating process.

Keywords: Rolling steel, heat transfer, Numerical Simulation.



ESTUDO NUMÉRICO DOS PARÂMETROS ENVOLVIDOS NO AQUECIMENTO DOS CILINDROS DE LAMINAÇÃO

Lira Jr, J. C., claudino@vortice.com.br^{1,2}
Henríquez, J.R. , rjorge@ufpe.br¹
Dutra, J. C. C. , charamba@gmail.com¹

¹ Universidade Federal de Pernambuco, Departamento de Engenharia Mecânica, Av. Acad. Hélio Ramos s/n, Recife, Pernambuco, Brasil

² Faculdade Boa Viagem, Departamento de Engenharia de Produção Av. Jean Emile Favre, 422 – Imbiribeira, Recife, Pernambuco, Brasil

Resumo: Os produtos laminados de aço carbono têm elevada importância em vários segmentos industriais, como construção civil, mecânica, agropecuária, entre outros. Devido a elevada aplicabilidade este material tornou-se o principal produto de exportação da indústria siderúrgica nacional. Para garantir a competitividade no mercado internacional, o material deve obedecer a parâmetros de qualidade e também apresentar custo de produção diferenciado. No processo de laminação, os cilindros que conformam o material sofrem desgastes constantes, devido ao aquecimento contínuo provocado pelas barras em processamento, esse desgaste interfere na vida útil do cilindro. Para evitar a substituição dos cilindros, são feitos câmbios para reposicionar o ponto de passagem da barra, porém, esta operação leva a parada total do laminador causando perdas financeiras para produção. O objetivo desse trabalho é avaliar o efeito da vazão de água na refrigeração dos cilindros de laminação, através do comparativo do perfil de temperatura, obtido a partir da simulação numérica do processo de laminação. O estudo foi conduzido elaborando um modelo matemático do processo de aquecimento dos cilindros durante a laminação e do processo de resfriamento com jatos de água dispostos na superfície externa do cilindro. O modelo matemático foi resolvido numericamente através do método de volumes finitos e o código computacional para a simulação numérica implementado na plataforma MATLAB, possibilitando a análise em função de parâmetros operacionais e propriedades do material laminado. O modelo desenvolvido apresentou resultados satisfatórios quando comparado com as condições reais de operação.

Palavras-chave: transferência de calor. laminador de rolos, simulação numérica

1. INTRODUÇÃO

O estudo do comportamento térmico dos cilindros de laminação é de fundamental importância para indústria siderúrgica. Os produtos laminados, principalmente os aços longos, utilizados na construção civil tem grande participação no desenvolvimento econômico do país. Os laminadores em sua maioria possuem o arranjo de produção em forma de trem contínuo e a parada de qualquer equipamento impacta em todo laminador. Os cilindros de laminação funcionam como ferramentas na conformação, e devido ao contato com material aquecido sofrem desgastes constantes. Para fazer a substituição ou mudança de posicionamento dos cilindros é necessário a parada total do laminador, causando perdas indesejadas de produção. Uma das principais causas de desgaste dos cilindros é a fadiga térmica, que pode ser mitigada através do controle de temperatura durante o processamento das barras.

A refrigeração nos laminadores envolve diversos fatores, pois a relação entre controle de temperatura e propriedades mecânicas, sempre foi um desafio para pesquisa ao longo dos anos, o processo de resfriamento por jato, apareceu como uma alternativa de baixo custo, porém de grande complexidade, pois envolvia troca térmica em processo convectivo com mudança de fase. O desafio foi lançado e pesquisa científica na área de materiais teve grande avanço nos últimos anos, hoje através do resfriamento por jato em laminadores é possível ajustar o limite de escoamento dos materiais a patamares considerados ideais para aplicação na construção civil no caso dos aços longos ou mesmo na construção mecânica, com o caso das chapas e do fio máquina.

Com o desenvolvimento no controle das propriedades dos materiais, a aplicação passou a acontecer em larga escala com produtos cada vez mais específicos em sua utilização. A indústria siderúrgica nacional viveu um período de grande crescimento, segundo o Instituto Aço Brasil (IAB), a produção brasileira teve sua maior alavancagem na década de 60 onde a produção do Brasil em 10 anos passou de 788 mil para 5,5 milhões toneladas ano. Com a retração no mercado na década de 80 a indústria passou a buscar o mercado internacional, se consolidando como grande exportador de

laminados não planos. Para se manter competitivo, o setor siderúrgico do brasileiro enfrenta os desafios do mercado internacional, onde os resultados da produção em larga escala com baixo custo é principal indicador de eficiência. Para produzir em larga escala é necessário ter eficácia no processo o que leva a busca constante de melhorias.

Um dos caminhos para eficácia e melhoria contínua do processo é o conhecimento científico dos fenômenos envolvidos, e isso pode representar um diferencial competitivo no mercado. A pesquisa científica no setor siderúrgico nos últimos cinquenta anos passou por diversas fases, primeiro vieram os estudos empíricos com materiais e depois as análises numéricas. Sempre buscando excelência na qualidade, em uma fase posterior as análise numéricas e os estudos sobre materiais passaram a ser aplicado nos cilindros de laminação, este tipo de pesquisa estava focada no processo, melhorando assim a capacidade produtiva dos laminadores. Assim, intensa pesquisa já foi feita sobre laminadores nos últimos anos e como os laminadores envolvem diversos tipos de processo em uma única planta, as pesquisas relacionadas a esse segmento têm um campo vasto de temas e com diferentes tipos de abordagem. O estudo do comportamento térmico dos cilindros de laminação é um deles.

O estudo térmico dos cilindros de laminação envolve diversos fatores, como deformação, tipo de material processado, material do cilindro, formas de resfriamento, temperatura do fluido, temperatura do cilindro e temperatura do material entre outros. STEVENS et al. (1971) Elaborou um trabalho experimental para avaliar o comportamento térmico dos cilindros de laminação a partir de um cilindro instrumentado que permitiu reproduzir, a partir dos dados coletados as curvas de aquecimento, a pesquisa na época foi motivada, devido à grande variedade de parâmetros adotados no processo de laminação, hoje se evolui muito pouco em relação à qualidade do resfriamento, pois os laminadores continuam com baixa padronização, quando se comparam plantas com a mesma configuração. O que é perceptível em termos de evolução são os materiais empregados na fabricação dos cilindros, essa evolução levou a um grande avanço no sentido de redução do tempo de parada para cambio do laminador. Porém os novos materiais como aço rápido e metal duro, necessitam cada vez mais de controle na qualidade da água utilizada no processo de resfriamento. Mesmo com essa necessidade, já apontada naquela época, os laminadores que utilizam metal duro, ainda refrigeração inadequada em diversos parâmetros como a posição dos distribuidores, a pressão de operação dos sprays, a vazão de água entre outros. Outra característica observada no trabalho de Stevens et al. (1971) que ainda se mantém é a grande falta de informação sobre o resfriamento dos rolos, e a influencia destes parâmetros no controle da temperatura superficial e na vida útil dos cilindros.

A importância do controle temperatura superficial dos cilindros, está diretamente relacionado ao processo de desgaste dos cilindros. Segundo Stevens et al. (1971) o fluido refrigerante é aplicado à superfície do cilindro por duas razões. A primeira é minimizar a variação de temperatura entre o fluido refrigerante e a superfície do cilindro, reduzindo assim a possibilidade de ruptura devido à diferença de dilatação do material e a variação de curvatura no perfil do rolo. A segunda razão e para realização do controle de temperatura do cilindro é redução do desgaste na superfície do cilindro. O controle de temperatura superficial é muito complexo, pois envolvem diversas variáveis, com poucas informações, devido ao baixo nível de controle dessa etapa do processo. Normalmente os cilindros de laminação se desgastam por conta da abrasão, devido ao contato da barra com o cilindro, devido à fadiga praticada pelas tensões provocada pela deformação da barra em contato com o cilindro e pela fadiga térmica causada pelo aquecimento e resfriamento cíclico que o cilindro é submetido. Hill et al. (1981) desenvolveram um estudo sobre resfriamento de laminadores, o objetivo era controlar a temperatura superficial do cilindro e garantir a manutenção da temperatura próximo a do ambiente, preservando assim, as características físicas dos cilindros. DEVEDAS et al. (1986) desenvolveram um estudo para simulação da transferência de calor em um processo de laminação. A referência utilizada para validação dos trabalhos foi a de um laminador de chapas de uma planta siderúrgica. O trabalho foi desenvolvido a partir de um modelo matemático capaz de analisar o comportamento térmico dos cilindros de laminação a partir de diversas condições de contorno imposta, foi possível analisar a influência do sistema de resfriamento e energia absorvida na deformação na barra. O modelo matemático foi elaborado a partir da equação da condução de calor, considerando como correlação para definição do coeficiente de transferência uma equação extraída da literatura existente. A correlação adotada toma com base a vazão de água de refrigeração e a temperatura superficial do cilindro. Na análise desenvolvida foi considerada um sistema de baixa pressão e vazão. Um fato importante de destacar é que o coeficiente de convecção envolvidos no processo de transferência de calor sofre uma forte influência da temperatura superficial do material.

MORALES et al. (1989) desenvolveram um modelo matemático para simular o comportamento dos produtos laminados sobre ação do resfriamento por jatos de água na sua superfície. Para modelagem matemática foi utilizado à equação da transferência de calor para essa condição de resfriamento e o coeficiente de transferência de calor utilizado foi extraído de vários trabalhos experimentais, onde diversos parâmetros como tipo de bico, pressão da água, distância do bico para superfície, entre outros, são levados em consideração para a definição deste coeficiente.

GINZBURG et al (1997) desenvolveram um modelo denominado COOLFLEX para análise do trabalho do cilindro durante a laminação a quente. Como citado em outros trabalhos este estudo destaca a importância da simulação numérica na análise deste tipo de problemas. O modelo adotado considera o efeito do contacto, além do modelo adotado para o aquecimento, também foi considerado o processo de resfriamento através de jatos que defini o coeficiente de transferência de calor por convecção

SABOONCHI et al. (2004) definem como parâmetro importante no processo de laminação, o controle do mecanismo de resfriamento no cilindro de laminação. A partir de um modelo matemático resolvido por diferenças finitas eles determinaram o perfil de temperatura superficial e interna do cilindro em função do processo de resfriamento por jatos de água na sua superfície, objetivando otimizar o processo de resfriamento. RANDENSKY et al.

(2007), desenvolveram um trabalho para analisar a influência do resfriamento por jato no controle de resfriamento da superfície dos cilindros de laminação. No trabalho foi considerada a variação a ângulo do jato, tipo de jato, pressão e vazão do jato, afastamento da superfície de contato e afastamentos entre bicos. Os resultados permitiram a identificação da melhor configuração de bicos e uma distribuição que possibilitasse uma maior retirada de calor do cilindro de laminação. Atualmente muitos laminadores utilizam sistema de resfriamento com tubos perfurados substituindo os bicos de sprays, esse tipo de configuração foi comparado com o sistema de sprays, para analisar a eficiência dos dois sistemas. Foi verificado no estudo que o distribuidor com sprays apresenta uma capacidade de resfriamento com maior eficiência quando comparado com sistema de rasgos.

Atualmente a técnica de análise inversa é bastante utilizada para análise de sistemas complexos, como análise térmica envolvendo problema da condução, problemas térmicos com materiais, temperaturas limites e distribuição de fluxo de calor. Hoje existe uma série de técnicas para análise dos problemas inversos como o método do gradiente conjugado, o método de especificação do funcionamento, o método do espaço marchado e o método de filtro de Kalman. CHEN YANG (2010) desenvolveram um algoritmo para análise inversa do processo de transferência de calor entre a barra e o cilindro em um processo de laminação. O estudo destacou a importância deste tipo de análise para processos industriais, pois o cilindro de conformação de materiais é bastante utilizado em vários segmentos industriais, como indústria de alumínio, papel, filme, alimentos e siderúrgica, objeto maior do nosso estudo. Nesse trabalho será apresentado um modelo numérico desenvolvido para analisar o comportamento térmico dos cilindros de laminação em função da refrigeração, considerando apenas a influência da vazão de água de refrigeração na superfície do cilindro.

2. DESCRIÇÃO DO PROCESSO

O aquecimento dos cilindros de laminação ocorre através da deformação do material em contato com o cilindro por condução de calor através do contato da peça com o cilindro e por radiação entre a barra e o cilindro, todas estas parcelas de energia tem contribuições representativas no aquecimento dos cilindros de laminação. A energia de deformação é bastante representativa, pois mantém a temperatura da barra constante em torno de 1000°C em toda extensão do laminador, mesmo recebendo um grande volume de água do processo de refrigeração das gaiolas.

Para controlar a temperatura do cilindro e garantir a operação contínua sem aquecimento excessivo da sua superfície, são instalados distribuidores de água com um conjunto de bicos sprays para refrigeração do cilindro, posicionado de forma equidistante no ponto de saída do material. Em algumas aplicações, como os cilindros de desbaste a refrigeração ocorre em toda superfície do cilindro.

Quando se analisa de forma detalhada o processo de aquecimento dos cilindros de laminação, observa-se que na passagem da barra ocorre um aquecimento superficial no canal de laminação e no intervalo entre as barras ocorre o resfriamento brusco da superfície, com a entrada de uma nova barra no laminador a superfície aquece novamente fechando o ciclo de aquecimento e resfriamento de forma contínua em rotação permanente.

A oscilação da temperatura superficial do cilindro tem como consequência a fadiga térmica, causando desgaste excessivo por trincas e acúmulo de tensões na superfície dos cilindros. Em muitos casos quando não existe um bom tratamento para garantir a qualidade da água, os bicos entopem com frequência causando aquecimento indesejado por falta de refrigeração. Nesses casos, é comum a operação substituir os distribuidores por rasgos para garantir a refrigeração dos cilindros, essa solução reduz a eficiência do sistema, a distribuição irregular da refrigeração e elevação da fadiga térmica.

3. MODELO MATEMÁTICO

Foi desenvolvido um modelo numérico para simulação do comportamento térmico do cilindro de laminação, no processo de conformação contínua de barras de aço carbono a 1000°C. Para manutenção da temperatura superficial do cilindro foi considerado um sistema de resfriamento por sprays de água a 30°C distribuídos sobre o canal de laminação onde ocorre a passagem da barra. O modelo foi desenvolvido a partir da equação geral para um sistema bidimensional transiente conforme apresentado na equação a seguir:

$$\frac{\partial T}{\partial t} = \alpha \left[\frac{\partial^2 T}{\partial r^2} + \frac{1}{r} \cdot \frac{\partial T}{\partial r} + \frac{1}{r^2} \cdot \frac{\partial^2 T}{\partial \theta^2} \right] \quad (1)$$

As condições de contorno imposta para o modelo superfície externa, levam em consideração as diversas situações que afetam o cilindro, durante o processo de laminação, conforme descrito a seguir:

1. Resfriamento superficial por convecção natural;
2. Aquecimento superficial na região de deformação do material;
3. Resfriamento superficial por convecção forçada, causado pelo conjunto de sprays de água;

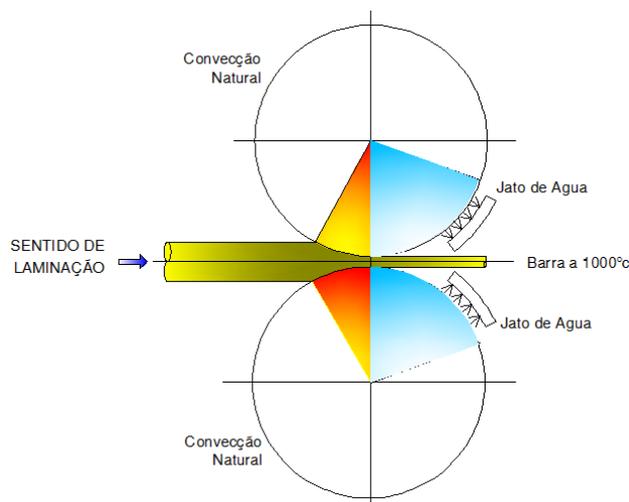


Figura 1 (condições de contorno na superfície do cilindro)

Para análise das condições de contorno na superfície externa do cilindro será apresentado balanço de energia no volume de controle da fronteira. O balanço será composto das parcelas envolvidas nos volumes da fronteira e nos adjacentes a superfície externa. Cada elemento de volume tem sua contribuição na variação da temperatura do ponto P situado no centro do volume superficial do cilindro.

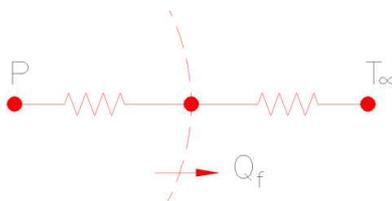


Figura 2 (balanço de energia na superfície do cilindro)

O valor de Q_f é uma relação direta entre a diferença de temperatura entre T_p e T_∞ dividido pela resistência térmica entre os dois pontos, logo, essa resistência varia em função das diversas condições contornos citadas anteriormente, para condição de fluxo convectivo na fronteira, seja convecção natural ou forçada com uso de sprays, conforme apresentado na a equação (2) a seguir,

$$Q_f = A_f \frac{(T_p - T_\infty)}{\sum R_T} = \frac{A_f (T_p - T_\infty)}{\frac{\Delta r}{2k} + \frac{1}{h_\infty}} \quad (2)$$

Onde o h_∞ pode varia em função do regime de escoamento superficial, se for convecção natural a o valor de h_∞ é bem menor que na convecção forçada, pois esse coeficiente tem uma dependência muito grande da temperatura superficial e velocidade de escoamento do fluido em contato com a superfície.

Convecção natural em cilindros aquecidos

As correlações de transferência de calor para uma convecção natural sobre uma determinada superfície, segundo Çengel, são expressas em função do numero de Rayleigh elevado a uma constante n e também multiplicado por uma constante C essas constantes foram determinadas a partir de estudos experimentais.

$$Nu = C \cdot Ra^n \quad (3)$$

Os valores das constantes C e n dependem da geometria da superficial do regime de escoamento. O numero de Nusselt médio sobre a superfície pode ser calculado a partir da expressão sugerida por Churchill e Chu (1975), para um cilindro horizontal isotérmico.

$$Nu = \left\{ 0,6 + \frac{0,387 Ra_D^{1/4}}{\left[1 + (0,559 / Pr)^{9/16} \right]^{8/27}} \right\}^2 \quad (4)$$

$$h = \frac{Nuk}{L_c} \quad (5)$$

3.1. Energia absorvida pela deformação do cilindro

Para calcular a parcela de energia envolvida nesse processo, a principal característica é a definição do ângulo de contato entre a peça e o cilindro no processo de laminação, nessa análise, duas variáveis são limitantes para definição ângulo de contato é coeficiente de redução do material e o diâmetro cilindro. Definido a área de contato na fronteira entre o cilindro e a barra o balanço de energia na superfície é determinado a partir da equação apresentada a seguir

$$Q_f = A_f \frac{(T_p - T_\infty)}{\sum R_T} = \frac{A_f (T_p - T_\infty)}{\frac{\frac{\Delta r}{2}}{k_{cilindro}} + \frac{\frac{\Delta r}{2}}{k_{aco}}} \quad (8)$$

3.2. Convecção forçada em cilindros aquecidos

No resfriamento por jato, diversos fatores devem ser considerados para definição do coeficiente de convecção para aquecimento e resfriamento do cilindro. Nesse trabalho foi utilizada a correlação apresentada por BISWAS et al. (1997) conforme apresentada a seguir, essa correlação obteve uma boa aproximação com a condição física adotada como parâmetro para nosso estudo e também adota parâmetros relacionados a as características da refrigeração.

$$h_{jet} = \bar{a} (u_{jet})^{0,6} \left(\frac{x}{u_{barra}} \right)^{1,89} e^{\bar{b} \left(\frac{x}{u_{barra}} \right)}$$

$$\bar{a} = 17,694 \left(\frac{u_{barra}}{L_{jet}} \right)^{1,89}$$

$$\bar{b} = 0,352 \left(\frac{u_{barra}}{L_{jet}} \right)$$

Onde:

u_{jet} = Velocidade do jato

x = Área do jato

u_{barra} = Velocidade da barra

L_{jet} = Comprimento do jato

3.3. Solução Numérica

O modelo desenvolvido para simular o perfil de temperatura do cilindro, considerando as variações impostas como condição de contorno na superfície do cilindro, e a variação física das condições contorno e a rotação do cilindro. O sistema de equações gerado para cálculo da matriz temperatura é resolvido pelo método dos volumes finitos, considerando um sistema bi-dimensional e transiente. Na iteração são utilizadas todas as informações de temperatura do passo anterior nos elementos da nova iteração. Por se tratar de um sistema matricial foi utilizado como solver o programa MatLab é bastante favorável para este tipo de utilização, pois tem habilidade para trabalhar com matrizes.

No processo de conformação de materiais com uso de cilindro de laminação existem diversas variáveis que interferem diretamente na qualidade do material e na vida útil do cilindro. Para simulação do modelo foram adotados

alguns termos constantes como a temperatura da água, temperatura da barra, temperatura inicial superficial do cilindro, velocidade do fluido, rotação dos cilindros, viscosidade do fluido. Estas condições podem ser variadas para critério de análise e simulação do processo. A seguir na tabela 1 será apresentada as variáveis, valores adotados e a condição no processo de simulação, ou seja, sua variação no processo de simulação os termos constantes do modelo serão indicados na respectiva tabela de variáveis.

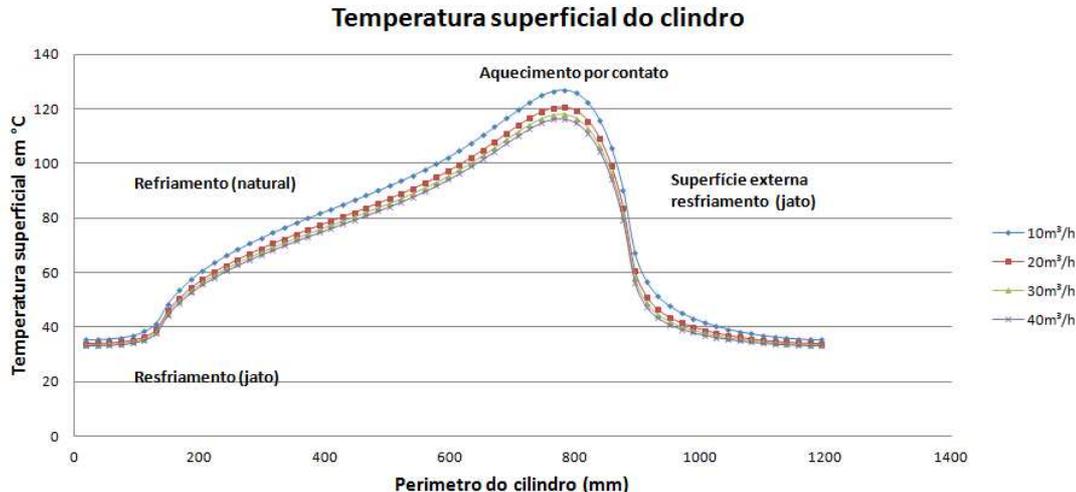
Tabela 1(dados de processo)

<i>Dados Gerais</i>				
<i>Nomenclatura</i>	<i>V. ini</i>	<i>Unidade</i>	<i>Descrição</i>	<i>V. final</i>
T_ini	50	°C	Temperatura Inicial do Cilindro	Constante
T_barra	1000	°C	Temperatura da barra	Constante
T_water	30	°C	Temperatura de água	Constante
T_inf	30	°C	Temperatura do ambiente	Constante
D_cilindro	390	Mm	Diâmetro do cilindro	Constante
v_cilindro	3	m/s	Velocidade do cilindro	Constante
u_water	Variável	m/s	Velocidade do jato	Constante

Como pode ser verificado na tabela acima existe um grande numero de variáveis envolvidas na simulação de aquecimento do cilindro. No estudo de calibração os valores das propriedades dos fluidos envolvidas na simulação serão considerados não variando com a temperatura. Com a implantação destes valores no processo de simulação foi possível reproduzir curvas com os resultados característicos para perfil de aquecimentos de cilindros, como variação da temperatura a partir da superfície para o centro da peça.

4. RESULTADOS E DISCUSSÕES

No estudo foram considerados os dados operacionais de um laminador real instalado na região. No processo de simulação foi variada apenas a refrigeração, mantendo outros parâmetros constantes. Essa análise permite identificar o impacto da vazão na temperatura final do cilindro. Este indicador é fundamental para modificação do volume de água do sistema. Através do estudo foi possível verificar que o aumento da vazão reduz a temperatura superficial do cilindro até o valor de 20 m³/h, após este valor a variação de vazão interfere muito pouco na temperatura final do cilindro, conforme pode ser observado na figura 3 a seguir.



Seguidamente na figura 4 pode ser verificada a curva que representa a temperatura transversal do cilindro durante o período de 55 barras, tempo suficiente para o perfil de temperatura sair da condição transiente e entrar em regime. Nessa análise também pode ser verificado que a vazão de água após 20m³/h modifica muito pouco o perfil de temperatura transversal.

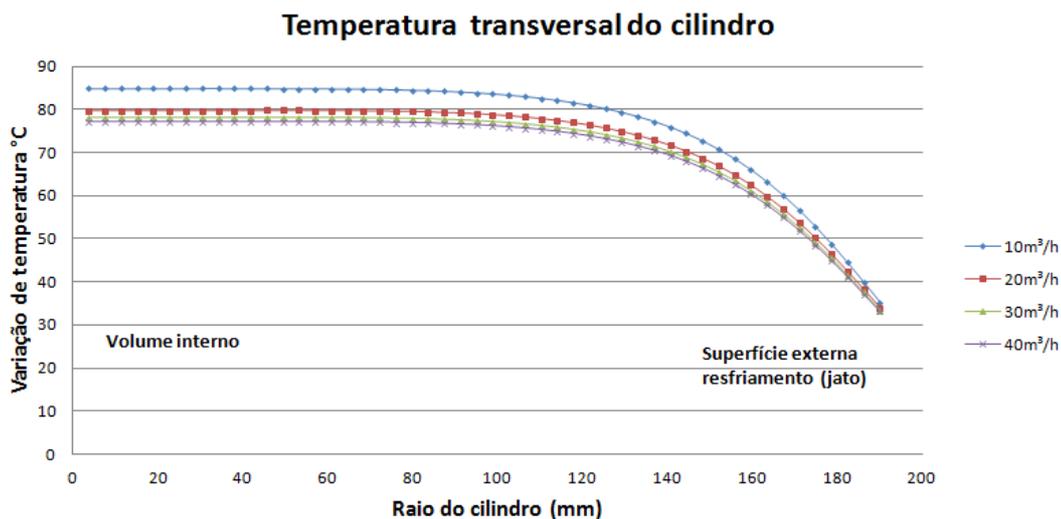


Figura 4 Temperatura transversal do cilindro

Na figura 5 pode ser observada a variação da temperatura na superfície do cilindro ao longo de um período de 45 minutos, tempo esse, equivalente a passagem de 55 barras. No gráfico também pode ser verificado que a variação da temperatura superficial sofre pouca interferência quando o valor da vazão é superior a 20m³/h.

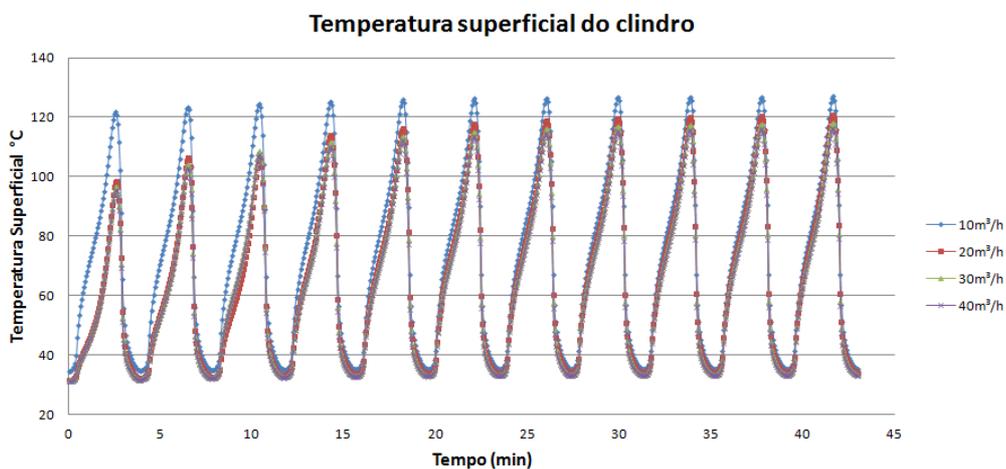


Figura 5 Temperatura superficial ao longo do tempo

Seguidamente na figura 6 será apresentado o perfil de temperatura do cilindro de laminação de chapas com condições de contorno similares publicado por GINZBURG et al (1997), onde pode ser comparado de forma qualitativa o comportamento cíclico em função da passagem das barras.

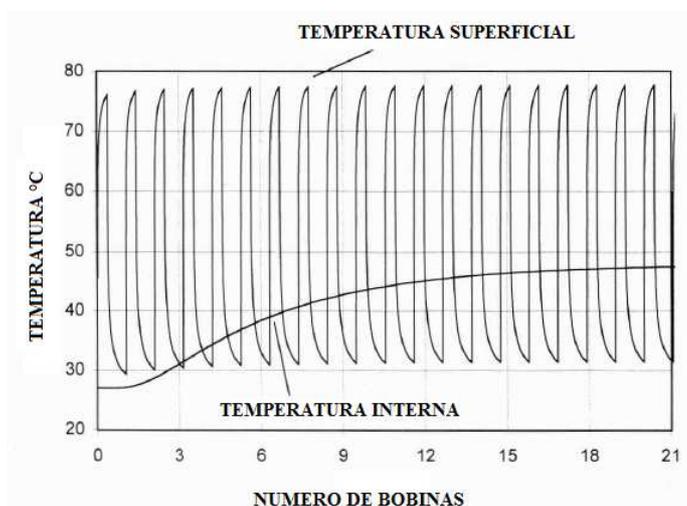


Figura 6 Perfil de temperatura do cilindro

5. CONCLUSÕES

Após a análise do perfil de temperatura na superfície do cilindro em comparação com a variação da vazão de água, verifica-se que o resfriamento do cilindro, ocorre de forma progressiva até uma determinada faixa de escoamento, que neste estudo representa uma vazão de 20 m³/h. O parâmetro de vazão aqui avaliado é bastante significativo para definição de estratégia, pois pode auxiliar na decisão de novos investimentos para melhoria do processo. Esta análise faz parte um trabalho maior, referente ao processo de laminação de aços longos, que serão complementados com outras simulações e publicados em trabalhos futuros.

6. AGRADECIMENTOS

A Vórtice Engenharia de Projetos LTDA

7. REFERÊNCIAS

- BISWAS, Saroj K., SHIH-J, Chen., SATYANARAYANA, A. Optimal Temperature Tracking for Accelerated Cooling Processes in Hot Rolling of Steel. *Dynamics and Control*, 1997. v.7, p.327-340.
- DEVADAS, C., SAMARASEKERA, I.V. Heat Transfer During Hot Rolling of Steel Strip. *Ironmaking and Steelmaking*, 1986. V.13, n.6, p.311-321.
- GINZBURG, V. B., BAKHTAR, F.A., ISSA, Roy J. Application of Coolflex Model for Analysis of Work Roll Thermal Conditions in Hot Strip Mills. *Iron and Steel Engineer*, 1997. V.74, n.11, p.38-45.
- HATTA, Natsuo., TANAKA, Yoshikazu., TAKUDA, Hirohiko., KOKADO, Jun-Ichl. A Numerical Study on Cooling Process of Hot Steel Plates by a Water Curtain. *ISIJ Internacional*, 1989. V.29, n.8, p.673-679.
- LIU, Jinshan; YANAGIMOTO, Jun. Three-dimensional Numerical Analysis of Microstructural Evolution in and after Bar and Shape Rolling Processes. *Isij International: Institute of Industrial Science, The University of Tokyo, Komaba, Meguro-ku, Tokyo 153-8505, Japan*, v. 8, n. 42, p.868-875, 14 maio 2002.
- MALISKA, C. R. *Transferência de Calor e Mecânica dos Fluidos Computacional*. Rio de Janeiro: LTC, 2004.
- MORALES, R. D., LÓPEZ, A. G., OLIVARES, I. M. Heat Transfer Analysis During Water Spray Cooling of Steel Rods. *Isij International*, Puebla México, n. 30, p.48-57, 08 out. 1989. Department of Metallurgy, ESIQIE-Instituto Politécnico Nacional.
- ÖZISIK, M. Necati. *Transferência de Calor um texto Básico*. Rio de Janeiro: Guanabara, 1990.
- SERAJZADEH, S., MIRBAGHERI, H., KARIMI TAHERI, A. Modelling the Temperature Distribution and Microstructural Changes During Hot Rod Rolling of a Low Carbon Steel. *Journal os Materials Processing Technology*, 2002. P.89-96.
- SUN, C. G.; HAN, H. N.; AL, J. K. Lee Et. Afinite Element Model for the Prediction of Thermal and Metallurgical Behavior of Strip on Run-Table in Hot Rolling. *Isij International: Departamento of Mechanical Engineering, Pohang University of Science an Technology, 790-784, Korea., Puebla México*, v. 42, n. 4, p.392-400, 21 jan.2002.
- WU, W.F., FENG, Y.H., ZHANG, X.X. Heat Transfer Analysis During Rolling of Thin Slab in CSP. *Acta Metallurgica Sinica: English letters*, 2006. v. 19, n.4, p.244-25.

8. DIREITOS AUTORAIS

Os autores são os únicos responsáveis pelo conteúdo do material impresso incluídos no seu trabalho.

NUMERICAL STUDY OF PARAMETERS INVOLVED IN THE HEAT OF ROLLING CYLINDERS

Lira Jr, J. C., claudino@vortice.com.br^{1,2}

Henríquez, J.R. , rjorge@ufpe.br¹

Dutra, J. C. C. , charamba@gmail.com¹

¹ Universidade Federal de Pernambuco, Departamento de Engenharia Mecânica, Av. Acad. Hélio Ramos s/n, Recife, Pernambuco, Brasil

² Faculdade Boa Viagem, Departamento de Engenharia de Produção Av. Jean Emile Favre, 422 – Imbiribeira, Recife, Pernambuco, Brasil

Abstract: Rolled carbon steel have high importance in various industrial segments, such as construction, mechanics and agriculture among others. Due to the high applicability these material became the main export of the domestic steel industry. To ensure competitiveness in the international market, the material must meet standards of quality and cost of production have also differential. In the lamination process, the cylinders that make up the material suffer constant wear, due to heating caused by the bars still in process and interfere in the life of the cylinder. To avoid replacing the cylinders are made to reposition the exchange crossing point of the bars in processing, however, this operation leads to a complete stop of the mill causing financial loss to production. The study was carried out by developing a mathematical model of heating cylinders during rolling and cooling process with jets of water disposed on the outer surface of the cylinder. The mathematical model was solved numerically using the finite volume method and the computational code for numerical simulation implemented in MATLAB platform, allowing the analysis as a function of operating parameters and material properties of the laminate. The model showed satisfactory results when compared with the actual operating conditions.

Keywords: *heat transfer, roller Mill, numerical simulation*