

UNIVERSIDADE FEDERAL DE MINAS GERAIS  
Programa de Pós-Graduação em Engenharia Metalúrgica, Materiais e de Minas

Tese de Doutorado

“Determinação da distribuição de água no resfriamento secundário do lingotamento contínuo da Vallourec Tubos do Brasil e de seus efeitos sobre o comportamento térmico do aço”

Autor: Charles Sóstenes Assunção  
Orientador: Prof. Roberto Parreiras Tavares

Maio/2014

UNIVERSIDADE FEDERAL DE MINAS GERAIS  
Programa de Pós-Graduação em Engenharia Metalúrgica, Materiais e de Minas

Charles Sóstenes Assunção

DETERMINAÇÃO DA DISTRIBUIÇÃO DE ÁGUA NO RESFRIAMENTO  
SECUNDÁRIO DO LINGOTAMENTO CONTÍNUO DA VALLOUREC TUBOS DO  
BRASIL E DE SEUS EFEITOS SOBRE O COMPORTAMENTO TÉRMICO DO AÇO

Tese de Doutorado apresentada ao Programa de Pós-Graduação  
em Engenharia Metalúrgica, Materiais e de Minas da Universidade  
Federal de Minas Gerais

Área de concentração: Metalurgia Extrativa

Orientador: Roberto Parreiras Tavares

Belo Horizonte  
Escola de Engenharia da UFMG

2014

Dedico este trabalho à minha esposa  
Raquel, ao meu filho Pedro e aos  
outros que virão...

## AGRADECIMENTOS

Acima de tudo a Deus, fonte de toda vida.

À minha família, pelo apoio incondicional e pela compreensão nos momentos de ausência.

Ao amigo Kelsey Fonseca Dias, pelas discussões iluminadoras.

Aos companheiros da Vallourec Tubos do Brasil, em especial aos senhores Marcelo Fontán Souza e Ricardo de Figueiredo Santos Filho, por me permitirem dedicar parte de minha jornada a este trabalho.

Ao Professor Klaus Schwerdtfeger, pelas sugestões e críticas tão proveitosas.

Ao Professor Roberto Parreiras Tavares, pela orientação e paciência em ensinar.

Ao Guilherme Oliveira, pela ajuda imprescindível e disposição infundável na execução dos experimentos.

Meus sinceros agradecimentos.

## SUMÁRIO

<b>1 INTRODUÇÃO</b> .....	1
<b>2 OBJETIVOS</b> .....	5
<b>3 REVISÃO BIBLIOGRÁFICA</b> .....	6
<b>3.1 Descrição do Processo de Lingotamento Contínuo</b> .....	6
<b>3.2 Transferência de Calor no Lingotamento Contínuo</b> .....	8
3.2.1 Resfriamento primário .....	9
<u>Composição química do aço</u> .....	12
<u>Velocidade de lingotamento</u> .....	18
<u>Pó fluxante</u> .....	20
<u>Água no molde</u> .....	22
<u>Frequência de oscilação</u> .....	23
<u>Superaquecimento</u> .....	25
3.2.2 Resfriamento secundário .....	27
<u>Vazão específica de água</u> .....	31
<u>Tipo de bico spray</u> .....	33
<u>Velocidade, tamanho e ângulo de incidência das gotas de água</u> .....	36
3.2.3 Problemas de qualidade do produto relacionados à transferência de calor no resfriamento secundário .....	41
3.2.4 Problemas de qualidade na Vallourec Tubos do Brasil.....	44
<b>3.3 Modelamento Matemático da Transferência de Calor no Lingotamento Contínuo</b> .....	46
3.3.1 Equações dos modelos matemáticos.....	50
3.3.2 Condições de contorno .....	56
<u>Condições de contorno no molde</u> .....	56
<u>Condições de contorno no resfriamento secundário</u> .....	66
<u>Distribuição de água dos bicos spray</u> .....	72
<u>Condições de contorno na zona de radiação</u> .....	79
3.3.3 Verificação e validação do modelo matemático .....	79
<b>3.4 Propriedades físicas do aço</b> .....	87
<b>4 METODOLOGIA</b> .....	98
<b>4.1 Descrição da Instalação de Lingotamento Contínuo da Vallourec Tubos do</b>	

<b>Brasil</b> .....	98
<b>4.2 Desenvolvimento do Modelo Matemático da Transferência de Calor do Resfriamento Secundário</b> .....	106
4.2.1 Condições de contorno .....	112
4.2.2 Descrição do funcionamento do modelo .....	114
4.2.3 Verificação e validação do modelo matemático .....	116
<b>4.3 Procedimentos experimentais</b> .....	119
4.3.1 Medição de distribuição de água dos sprays .....	121
4.3.2 Cálculo da vazão específica de água .....	126
4.3.3 Verificação da água molhada pelo spray .....	129
4.3.4 Levantamento experimental do coeficiente de transferência de calor .....	130
<b>4.4 Análises termometalúrgicas</b> .....	132
<b>5 RESULTADOS E DISCUSSÃO</b> .....	133
<b>5.1 Verificação do modelo</b> .....	133
<b>5.2 Distribuição de água</b> .....	136
<b>5.3 Verificação da área molhada pelo spray</b> .....	142
<b>5.4 Coeficiente de transferência de calor</b> .....	144
<b>5.5 Validação do modelo matemático</b> .....	146
<b>5.6 Testes de sensibilidade</b> .....	152
<b>5.7 Análises termometalúrgicas</b> .....	153
5.7.1 Análise das abordagens de distribuição uniforme de água e de distribuição não-uniforme de água .....	153
5.7.2 Simulação de modificações na zona 0.....	172
<b>6 CONCLUSÕES</b> .....	182
<b>7 CONTRIBUIÇÕES ORIGINAIS AO CONHECIMENTO</b> .....	185
<b>8 RELEVÂNCIA DOS RESULTADOS</b> .....	186
<b>9 SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS</b> .....	187
<b>10 REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS</b> .....	188
<b>APÊNDICE I</b> .....	199
<b>APÊNDICE II</b> .....	203
<b>APÊNDICE III</b> .....	209

## LISTA DE FIGURAS

Figura 1.1 – Evolução do processo de fabricação do aço.....	1
Figura 3.1 – Máquina de lingotamento contínuo .....	6
Figura 3.2 – Esquema do escoamento de água no molde de lingotamento contínuo ...	8
Figura 3.3 – Fenômenos que ocorrem no molde de lingotamento contínuo .....	10
Figura 3.4 – Perfil do fluxo de calor no molde.....	11
Figura 3.5 – Resistências à transferência de calor no molde de lingotamento contínuo.....	12
Figura 3.6 – Detalhe da região de solidificação do diagrama Fe-C.....	13
Figura 3.7 – Fluxo de calor médio no molde em função do teor de carbono no aço.....	15
Figura 3.8 – Fluxo de calor máximo no molde em função do teor de carbono no aço.....	15
Figura 3.9 – Tendência ao agarramento e à depressão em função do potencial de ferrita .....	17
Figura 3.10 – Relação entre o fluxo de calor e a velocidade de lingotamento .....	18
Figura 3.11 – Variação do fluxo de calor em função da velocidade de lingotamento para três tipos de aço .....	19
Figura 3.12 – Calor removido em função da velocidade de lingotamento.....	20
Figura 3.13 – Variação do fluxo de calor em função da viscosidade do pó fluxante .....	22
Figura 3.14 – Variação do fluxo de calor do molde em função da velocidade da água .....	23
Figura 3.15 – Representação do tempo de estripamento negativo ( $t_N$ ).....	24
Figura 3.16 – Perfil de temperatura e fluxo de calor no molde em função da frequência de oscilação .....	25
Figura 3.17 – Variação da espessura da camada sólida em função do superaquecimento .....	26
Figura 3.18 – Variação do fluxo de calor em função do superaquecimento.....	26
Figura 3.19 – Transferência de calor no resfriamento secundário .....	28
Figura 3.20 – Detalhe da incidência da água na superfície da barra de aço.....	28
Figura 3.21 – Efeito do filme de vapor sobre o coeficiente de transferência de calor no resfriamento secundário.....	29
Figura 3.22 – Coeficiente de transferência de calor em função da vazão	

específica de água.....	31
Figura 3.23 – Variação do coeficiente de transferência de calor em função da vazão específica de água para placas de cobre .....	32
Figura 3.24 – Variação do coeficiente de transferência de calor em função da vazão específica de água .....	33
Figura 3.25 – Arranjos dos bicos spray monofásicos e bifásicos ( <i>air-mist</i> ) .....	34
Figura 3.26 – Comparação dos bicos spray monofásico e bifásico: a) vazões de água absolutas iguais; b) vazões específicas de água iguais .....	35
Figura 3.27– Comparação do coeficiente de transferência de calor de bicos monofásico e bifásico .....	36
Figura 3.28 – Características das gotas de bicos spray bifásicos: a) variação do diâmetro e da velocidade das gotas de água; b) perfil térmico da placa.....	37
Figura 3.29 – Perfis de distribuição de água de bicos monofásicos em função da pressão de água.....	38
Figura 3.30 – Variação do coeficiente de transferência de calor em função da posição na área de projeção do spray .....	39
Figura 3.31 – Variação do coeficiente de transferência de calor em função da pressão de impacto da água.....	40
Figura 3.32 – Tipos de trincas no tarugo de lingotamento contínuo.....	41
Figura 3.33 – Faixas de temperatura de baixa ductilidade do aço.....	42
Figura 3.34 – Índice de ocorrência de dobra de matéria-prima na laminação automática .....	44
Figura 3.35 – Dobra de matéria-prima em um tubo laminado.....	45
Figura 3.36 – Resultado de espessura da camada sólida e da temperatura superficial do veio no molde .....	47
Figura 3.37 – Esquema do rastreamento de uma fatia ao longo de lingotamento .....	49
Figura 3.38 – Comparação de métodos no cálculo da concentração de carbono em um aço.....	55
Figura 3.39 – Detalhe da fixação dos termopares em um molde instrumentado.....	60
Figura 3.40 – Face estreita do molde instrumentado com 114 termopares .....	61
Figura 3.41 – Perfil do fluxo de calor em função da posição no molde .....	62
Figura 3.42 – Esquema da posição dos termopares na parede do molde .....	63
Figura 3.43 – Fluxo de calor no molde em função do <i>gap</i> entre o molde e o veio .....	63

Figura 3.44 – Esquema da montagem dos termopares em um molde de placas.....	64
Figura 3.45 – Perfil do fluxo de calor na face estreita do molde.....	64
Figura 3.46 – Esquema da montagem dos termopares em um molde de seção circular.....	65
Figura 3.47 – Perfil do fluxo de calor e da temperatura da face quente do molde .....	66
Figura 3.48 – Perfil crescente do coeficiente de transferência de calor em função da temperatura superficial.....	67
Figura 3.49 – Perfil decrescente do coeficiente de transferência de calor em função da temperatura superficial .....	68
Figura 3.50 – Montagem típica para determinação experimental do coeficiente de transferência de calor pelo método em regime transiente.....	69
Figura 3.51 – Montagem típica para determinação experimental do coeficiente de transferência de calor pelo método em regime permanente.....	70
Figura 3.52 – Montagem alternativa para determinação experimental do coeficiente de transferência de calor pelo método em regime permanente.....	70
Figura 3.53 – Comparação dos coeficientes de transferência de calor.....	71
Figura 3.54 – Distribuição de água de bicos sprays com jato do tipo cone cheio ¼ GG 10 .....	73
Figura 3.55 - Distribuição de água de bicos com jato do tipo leque F11.5.....	74
Figura 3.56 – Distribuição de água de bicos com jato do tipo cone cheio Sz 13.3.....	74
Figura 3.57 – Perfis de velocidade e de diâmetro de gotas de bico do tipo cone cheio.....	75
Figura 3.58 – Distribuição da vazão específica de água de bicos bifásicos em função da pressão de água .....	76
Figura 3.59 – Levantamento da distribuição de água de bicos spray com jato do tipo leque: a) montagem para coleta de água dos sprays; b) perfil de distribuição do volume de água de bicos spray do tipo leque.....	77
Figura 3.60 – Levantamento da distribuição de água de bicos spray com jato do tipo leque monofásico: a) Esquema do sistema de coleta de água; b) Perfil de distribuição de água do bico spray.....	78
Figura 3.61 – Comparação dos valores medidos e calculados de temperatura superficial .....	80
Figura 3.62 – Comparação dos valores de temperatura calculados por solução analítica e pelo modelo matemático.....	81

Figura 3.63 – Resultados de temperatura superficial do veio obtidos por pirômetros óticos .....	82
Figura 3.64 – Comparação entre os valores medidos e calculados de temperatura superficial .....	83
Figura 3.65 – Comparação dos valores de temperatura superficial do veio medidos por pirômetros óticos e calculados pelo modelo .....	85
Figura 3.66 – Comparação dos valores de temperatura superficial do veio medidos e calculados pelo modelo .....	86
Figura 3.67 – Comparação dos valores medidos e calculados de temperatura superficial e espessura da camada sólida .....	87
Figura 3.68 – Variação da massa específica do aço em função da temperatura .....	88
Figura 3.69 – Valores de massa específica do aço .....	89
Figura 3.70 – Variação da temperatura liquidus do aço em função do teor de carbono .....	90
Figura 3.71 – Valores de temperaturas liquidus e solidus.....	92
Figura 3.72 – Variação do calor específico do aço em função da temperatura.....	93
Figura 3.73 – Valores de calor específico do aço encontrados na literatura .....	94
Figura 3.74 – Variação da condutividade térmica do aço em função da temperatura .....	95
Figura 3.75 – Valores de condutividade térmica do aço .....	95
Figura 3.76 – Valores de calor latente de fusão do aço.....	96
Figura 3.77 – Variação da emissividade do aço em função da temperatura.....	97
Figura 4.1 – Corte lateral da instalação de lingotamento contínuo .....	99
Figura 4.2 – Entrada e saída de água de refrigeração do molde .....	100
Figura 4.3 – Esquema do controle de nível de aço no molde .....	101
Figura 4.4 – Zonas de controle do resfriamento secundário .....	101
Figura 4.5 – Tubulação e instrumentos do sistema do resfriamento secundário .....	102
Figura 4.6 – Disposição dos anéis de resfriamento da zona 0.....	103
Figura 4.7 – Disposição dos anéis de resfriamento das zonas A, B e C .....	104
Figura 4.8 – Esquema da estrutura da zona 0 (rolo de pé).....	104
Figura 4.9 – Esquema da estrutura da zona A .....	105
Figura 4.10 – Esquema da estrutura da zona B .....	105
Figura 4.11 – Esquema da estrutura da zona C .....	106

Figura 4.12 – Domínio e volumes de controle do modelo matemático.....	108
Figura 4.13 – Detalhe dos volumes de controle.....	110
Figura 4.14 – Esquema do cálculo da condutividade térmica nas faces dos volumes de controle.....	111
Figura 4.15 – Fluxograma de funcionamento do modelo matemático da transferência de calor.....	115
Figura 4.16 – Esquema do incremento de fatias de aço, onde F é o número de fatias no veio .....	116
Figura 4.17 – Esquema do problema simplificado de transferência de calor transiente em um cilindro infinito.....	117
Figura 4.18 – Posições de medição de temperatura superficial do veio .....	117
Figura 4.19 – Medição da distribuição de água dos sprays realizada na planta de lingotamento contínuo da Vallourec Tubos do Brasil .....	120
Figura 4.20 – Levantamento do coeficiente de transferência de calor realizada na planta de lingotamento contínuo da Vallourec Tubos do Brasil.....	120
Figura 4.21 – Aparato experimental para medição da distribuição de água dos sprays.....	121
Figura 4.22 – Sistema de bombeamento, controle e medição de vazão de água do LaSiP.....	122
Figura 4.23 – Conjunto de coleta de água.....	122
Figura 4.24 – Posições de medição da vazão de água na zona 0.....	123
Figura 4.25 – Área de projeção de água dos bicos do tipo leque .....	124
Figura 4.26– Projeção de água do bico das zonas A, B e C.....	125
Figura 4.27 – Posições de medição da vazão de água nas zonas A, B e C .....	126
Figura 4.28 – Aquecimento do tubo para verificação da área molhada pelo spray .....	129
Figura 4.29 – Aquecimento do tubo para estimativa do coeficiente de transferência de calor.....	130
Figura 4.30 – Tubo para estimativa experimental do coeficiente de transferência de calor.....	131
Figura 5.1 – Efeito do número de divisões na direção angular sobre o resultado de temperatura superficial do veio .....	133
Figura 5.2 – Efeito do número de divisões na direção radial sobre o resultado de temperatura superficial do veio .....	134
Figura 5.3 – Comparação da solução do modelo matemático e da solução	

analítica .....	135
Figura 5.4 – Vazão coletada pelo tubo de teste em função da posição do bico spray no anel .....	136
Figura 5.5 – Vazão total de oito bicos spray .....	137
Figura 5.6 – Acúmulo de água na superfície do tubo de teste devido à projeção de dois bicos spray adjacentes .....	138
Figura 5.7 – Índice de vazão específica de água da zona 0 .....	138
Figura 5.8 – Distância entre o tubo de teste e os bicos da zona 0 .....	139
Figura 5.9 – Variação do índice de vazão específica na direção longitudinal nas zonas A, B e C .....	140
Figura 5.10 – Variação do índice de vazão específica na direção angular nas zonas A, B e C .....	141
Figura 5.11 – Efeito da curvatura do tubo sobre a área normal do furo .....	141
Figura 5.12 – Projeção do spray do bico da zona 0 sobre o tubo aquecido .....	143
Figura 5.13 – Projeção do spray do bico das zonas A, B e C sobre o tubo aquecido ..	143
Figura 5.14 – Coeficiente de transferência de calor em função da temperatura superficial do tubo .....	144
Figura 5.15 – Comparação dos coeficientes de transferência de calor obtidos experimentalmente e calculados pelo modelo .....	145
Figura 5.16 – Comparação do perfil de temperatura calculado pelo modelo matemático com os valores medidos para condição 2 .....	149
Figura 5.17 – Comparação do perfil de temperatura calculado pelo modelo matemático com os valores medidos para condição 4 .....	149
Figura 5.18 – Comparação do perfil de temperatura calculado pelo modelo matemático com os valores medidos para condição 6 .....	150
Figura 5.19 – Comparação do perfil de temperatura calculado pelo modelo matemático com os valores medidos para condição 9 .....	150
Figura 5.20 – Perfis de vazão específica de água obtidos pelas abordagens de distribuição uniforme e não-uniforme de água para velocidade de lingotamento de $1,0 \text{ m} \cdot \text{min}^{-1}$ .....	154
Figura 5.21 – Perfis de vazão específica de água obtidos pelas abordagens de distribuição uniforme e não-uniforme de água para velocidade de lingotamento de $1,3 \text{ m} \cdot \text{min}^{-1}$ .....	154
Figura 5.22 – Perfis de fluxo de calor obtidos pelas abordagens de distribuição	

uniforme de água e de distribuição não-uniforme de água para velocidade de lingotamento de $1,0 \text{ m}\cdot\text{min}^{-1}$ .....	156
Figura 5.23 – Perfis de fluxo de calor obtidos pelas abordagens de distribuição uniforme de água e de distribuição não-uniforme de água para velocidade de lingotamento de $1,3 \text{ m}\cdot\text{min}^{-1}$ .....	157
Figura 5.24 – Variação de fluxo de calor na direção angular em função da velocidade de lingotamento (distância do menisco igual a $1,112\text{m}$ - zona 0) .....	159
Figura 5.25 – Variação de fluxo de calor na direção angular em função da velocidade de lingotamento (distância do menisco igual a $1,124\text{m}$ - zona A) .....	160
Figura 5.26 – Definição da variação de temperatura nas direções angular e longitudinal .....	161
Figura 5.27 – Perfis de temperatura superficial para velocidade de lingotamento de $1,0\text{m}\cdot\text{min}^{-1}$ .....	162
Figura 5.28 – Perfis de temperatura superficial nas zonas 0 e A para velocidade de lingotamento de $1,0\text{m}\cdot\text{min}^{-1}$ .....	162
Figura 5.29 – Perfis de temperatura superficial para velocidade de lingotamento de $1,3\text{m}\cdot\text{min}^{-1}$ .....	163
Figura 5.30 – Perfis de temperatura superficial nas zonas 0 e A para velocidade de lingotamento de $1,3\text{m}\cdot\text{min}^{-1}$ .....	164
Figura 5.31 – Perfis de temperatura superficial na seção transversal da barra na posição do terceiro anel de resfriamento (distância do menisco igual a $1,112\text{m}$ - zona 0) .....	166
Figura 5.32 – Variação de temperatura superficial na direção angular nas zonas A, B e C em função da velocidade de lingotamento (distância do menisco igual a $1,124\text{m}$ ) .....	167
Figura 5.33 – Distribuição de tensões na seção transversal de um tarugo .....	168
Figura 5.34 – Variação do limite de resistência à tração do aço em função da temperatura .....	169
Figura 5.35 – Perfis de temperatura no centro da barra .....	170
Figura 5.36 – Perfis de espessura da camada sólida obtidos pelas distribuições uniforme e não-uniforme de água .....	171
Figura 5.37 – Perfis de espessura da camada sólida até a posição de corte da	

barra .....	172
Figura 5.38 – Perfil de temperatura superficial na direção longitudinal em função da vazão de água para posição angular 45° .....	173
Figura 5.39 – Perfil de temperatura superficial na direção longitudinal considerando o terceiro anel da zona 0 com quatro bicos e com oito bicos para posição angular 0° .....	175
Figura 5.40 – Perfil de temperatura superficial na direção angular considerando o terceiro anel da zona 0 com quatro bicos e com oito bicos (distância do menisco igual a 1,112m) .....	176
Figura 5.41 – Perfil de temperatura superficial na direção longitudinal considerando menor distância dos bicos para posição angular 45° .....	177
Figura 5.42 – Perfil de temperatura superficial na direção longitudinal em função da quantidade de anéis para posição angular 45° .....	178
Figura 5.43 – Perfil de temperatura superficial na direção longitudinal em função do tipo de jato do bico spray para posição angular 45° .....	179
Figura 5.44 – Detalhe da variação de temperatura superficial na direção longitudinal em função do tipo de jato do bico spray para posição angular 45° .....	179
Figura 5.45 – Perfil de temperatura superficial na direção angular em função do tipo de jato do bico spray (distância do menisco igual a 1,12m) .....	180
Figura A III.1 – Perfil de temperatura superficial em função da massa específica do aço.....	209
Figura A III.2 – Perfil de temperatura superficial em função do calor latente do aço....	209
Figura A III.3 – Perfil de temperatura superficial obtido por três equações de condutividade térmica do aço .....	210
Figura A III.4 – Perfil de temperatura superficial obtido por três equações de calor específico do aço.....	210
Figura A III.5 – Perfil de temperatura superficial obtido por três equações de emissividade .....	211

## LISTA DE TABELAS

Tabela III.1 – Coeficientes para avaliação do carbono equivalente para a reação peritética dos aços.....	16
Tabela III.2 – Potenciais ferríticos em função dos aços hipoperitéticos, peritéticos e hiperperitéticos .....	17
Tabela III.3 – Efeito dos parâmetros operacionais sobre o fluxo de calor no molde.....	27
Tabela III.4 – Efeito dos parâmetros dos sprays sobre o coeficiente de transferência de calor .....	40
Tabela III.5 – Resumo dos problemas de qualidade relacionados à transferência de calor.....	43
Tabela III.6 – Comparação dos valores calculados e medidos de temperatura superficial .....	84
Tabela III.7 – Comparação dos valores de temperatura liquidus e solidus obtidos a partir das equações 3.27 a 3.32.....	91
Tabela IV.1 – Variação da vazão de água do resfriamento secundário para bitola de 0,180m .....	103
Tabela IV.2 – Propriedades físicas do aço .....	111
Tabela IV.3 – Vazões de água da zona 0.....	124
Tabela IV.4 – Vazões de água das zonas A, B e C .....	126
Tabela IV.5 – Vazões de água usadas no levantamento dos coeficientes de transferência de calor .....	131
Tabela V.1 – Diferença máxima de temperatura superficial em função das divisões na direção radial .....	134
Tabela V.2 – Diferença máxima de temperatura superficial em função das divisões na direção angular .....	134
Tabela V.3 – Dados operacionais coletados para calibração e validação do modelo.....	147
Tabela V.5 – Fatores de ajustes para o fluxo de calo no molde e os coeficientes de transferência de calor no resfriamento secundário.....	148
Tabela V.6 – Comparação dos valores de temperatura superficial do aço calculados pelo modelo e medidos experimentalmente.....	151
Tabela V.7 – Resultados dos testes de sensibilidade do modelo matemático .....	152
Tabela V.8 – Fluxo de calor em função da velocidade de lingotamento na zona 0..	158

Tabela V.9 – Fluxo de calor em função da velocidade de lingotamento na zona A .....	159
Tabela V.10 – Variação de temperatura superficial em função velocidade de lingotamento .....	165
Tabela V.11 – Variação de temperatura superficial em função da vazão total de água .....	174
Tabela V.12 – Diferenças de variação de temperatura superficial .....	177
Tabela AI. 1 – Análise de incerteza da temperatura do aço no distribuidor .....	199
Tabela AI. 2 – Análise de incerteza da temperatura superficial do aço na zona 0 .....	199
Tabela AI. 3 – Análise de incerteza da temperatura superficial do aço na zona A .....	200
Tabela AI. 4 – Análise de incerteza da temperatura superficial do aço na zona B .....	200
Tabela AI. 5 – Análise de incerteza da temperatura superficial do aço na zona C .....	200
Tabela AI. 6 – Análise de incerteza da temperatura da água de entrada do molde ...	200
Tabela AI. 7 – Análise de incerteza da temperatura da água de saída do molde .....	201
Tabela AI. 8 – Análise de incerteza da vazão de água no molde .....	201
Tabela AI. 9 – Análise de incerteza da vazão de água na zona 0 .....	201
Tabela AI. 10 – Análise de incerteza da vazão de água na zona A .....	201
Tabela AI. 11 – Análise de incerteza da vazão de água na zona B .....	201
Tabela AI. 12 – Análise de incerteza da vazão de água na zona C .....	202
Tabela AII.1 – Valores de vazão de água obtidos experimentalmente na zona 0 na condições de oito bicos spray .....	204
Tabela AII. 2 – Valores de vazão de água obtidos experimentalmente na zona 0 na condições de quatro bicos spray .....	205
Tabela AII. 3 – Valores de vazão de água obtidos experimentalmente nas zonas A, B e C para vazão total de 5,9 l.min <sup>-1</sup> .....	206
Tabela AII. 4 – Valores de vazão de água obtidos experimentalmente nas zonas A, B e C para vazão total de 5,3 l.min <sup>-1</sup> .....	206
Tabela AII. 5 – Valores de vazão de água obtidos experimentalmente nas zonas A, B e C para vazão total de 4,7 l.min <sup>-1</sup> .....	207
Tabela AII. 6 – Valores de vazão de água obtidos experimentalmente nas zonas A, B e C para vazão total de 4,1 l.min <sup>-1</sup> .....	207
Tabela AII. 7 – Valores de vazão de água obtidos experimentalmente nas zonas A, B e C para vazão total de 3,5 l.min <sup>-1</sup> .....	208
Tabela AII. 8 – Valores de vazão de água obtidos experimentalmente nas zonas	

A, B e C para vazão total de 3,0 l.min<sup>-1</sup> ..... 208

## LISTA DE NOTAÇÕES

$A$	área superficial de cada zona de resfriamento [m <sup>2</sup> ]
$a$	coeficiente da equação discretizada
$A_i$	coeficiente dos elementos de liga para cálculo do carbono equivalente
$A_f$	área do furo de coleta de água [m <sup>2</sup> ].
$A_{molde}$	área superficial do molde [m <sup>2</sup> ]
$C$	constante que varia entre 5 e 10 [adimensional]
%C	teor de carbono do aço [% em massa]
$c_a$	razão entre o fluxo de calor na saída do molde e o fluxo de calor no menisco [adimensional]
$C_{eq}$	carbono equivalente [% em massa]
$C_{liq}$	porcentagem em peso do soluto na fase líquida [%]
$C_p$	calor específico [J.kg <sup>-1</sup> .K <sup>-1</sup> ]
$C_{p\acute{a}gua}$	calor específico da água [J.kg <sup>-1</sup> .K <sup>-1</sup> ]
$C_p^{eq}$	calor específico equivalente do aço [J.kg <sup>-1</sup> .K <sup>-1</sup> ]
$C_s$	espessura da camada sólida de aço [mm]
$C_{sol}$	porcentagem em peso do soluto na fase sólida [%]
$c_w$	razão entre o fluxo de calor na quina do molde e o fluxo de calor no centro da face [adimensional]
$div$	divergente
$D$	diâmetro do veio [m]
$D_{sol}$	coeficiente de difusão [m <sup>2</sup> .s <sup>-1</sup> ]
$f_l$	fração líquida do aço no veio [adimensional]
$h_{conv}$	coeficiente de convecção [W.m <sup>-2</sup> .K <sup>-1</sup> ]

$h_g$	coeficiente de transferência de calor [ $\text{W.m}^{-2}\text{K}^{-1}$ ]
$H$	entalpia [ $\text{J. kg}^{-1}$ ]
$I_{WD}(z, \theta)$	índice de vazão específica de água [ $\text{m}^{-2}$ ]
$k$	condutividade térmica [ $\text{W.m}^{-1}.\text{K}^{-1}$ ]
$k_{ef}$	condutividade térmica efetiva do aço [ $\text{W.m}^{-1}.\text{K}^{-1}$ ]
$k_s$	constante de solidificação para tarugos cilíndricos [ $\text{mm.min}^{-1/2}$ ]
$k_{95\%}$	fator de abrangência para um intervalo de confiança de 95%;
$l$	comprimento do molde [m]
$L$	comprimento característico [m]
$L_f$	calor latente de fusão [ $\text{J.kg}^{-1}$ ]
$L_p$	comprimento da zona pastosa [m]
$\dot{m}_{molde}$	vazão mássica da água de refrigeração do molde [ $\text{kg.s}^{-1}$ ]
$n$	fator de ajuste [adimensional], número de experimentos [adimensional]
$n_{anel}$	número de anéis de resfriamento na zona de resfriamento.
$Pe$	número de Peclet [adimensional]
$PF$	potencial ferrítico
$Q_{molde}$	taxa de transferência de calor no molde [W]
$q$	fluxo de calor [ $\text{W.m}^{-2}$ ]
$q_{médio}$	fluxo de calor médio do molde obtido a partir do balanço de energia na água de refrigeração do molde [ $\text{W.m}^{-2}$ ]
$q_{molde}^*$	fluxo de calor médio do molde calculado a partir da equação apresentada por Brimacombe (1976) [ $\text{W.m}^{-2}$ ];
$q_{molde}$	fluxo de calor médio do molde [ $\text{W.m}^{-2}$ ]
$q_0$	fluxo de calor no menisco [ $\text{W.m}^{-2}$ ]
$q_a$	fluxo de calor ajustado [ $\text{W.m}^{-2}$ ]
$q_b$	fluxo de calor ajustado [ $\text{W.m}^{-2}$ ]
$q_z$	fluxo de calor médio a uma posição $z$ no molde [ $\text{W.m}^{-2}$ ]
$r$	posição radial na barra lingotada [m]

$S$	termo fonte
$t$	tempo [s]
$t_f$	tempo em processo da fatia de aço [s]
$t_l$	duração da porção linear [s]
$t_m$	tempo de residência total da fatia no molde [s]
$T$	temperatura superficial do veio [K], temperatura do aço no volume de controle [K]
$T_{aço}$	temperatura da superfície do aço [K]
$T_{água}$	temperatura da água de resfriamento [K]
$T_{amb}$	temperatura ambiente [K]
$T_{ent}$	temperatura de entrada da água de refrigeração do molde [K]
$T_L$	temperatura liquidus do aço [K]
$T_S$	temperatura solidus do aço [K]
$T_{sai}$	temperatura de saída da água de refrigeração do molde [K]
$T_0$	temperatura de fusão do ferro puro [K]
$(t - t_i^0)$	tempo de residência de uma fatia abaixo do menisco [s]
$u_c(x)$	incerteza padrão combinada
$U_{95\%}$	incerteza expandida para um intervalo de confiança de 95%
$u$	distância local entre a quina e o centro da barra [m]
$u'$	metade da largura do molde [m]
$v$	velocidade de lingotamento [ $m.s^{-1}$ ]
$V$	velocidade do fluido [ $m.s^{-1}$ ]
$V_{sol}$	velocidade de solidificação [ $m.s^{-1}$ ]
$V_{água}$	volume de água coletado no recipiente graduado [l]
$W$	vazão de água da zona de resfriamento secundário [ $l.min^{-1}$ ]
$W_{anel}$	vazão de água real do anel em cada experimento [ $l.s^{-1}$ ];
$WD_{local}$	vazão específica de água local [ $l.s^{-1}.m^{-2}$ ]
$WD_{exp}$	vazão específica de água experimental [ $l.s^{-1}.m^{-2}$ ]

$\overline{WD}$	vazão específica de água média de cada zona de resfriamento [ $\text{l.s}^{-1}.\text{m}^{-2}$ ]
$\overline{WD}_{\text{exp}}$	vazão específica de água média experimental [ $\text{l.s}^{-1}.\text{m}^{-2}$ ]
$x$	espessura da camada sólida [mm];
$z$	distância abaixo do menisco na direção do lingotamento [m]

#### Letras gregas

$\alpha$	fator de ajuste dos fluxos de calor [adimensional]
$\beta$	fator de ajuste das vazões específicas de água
$\gamma$	constante de Brody-Flemings [adimensional]
$\varepsilon$	emissividade do aço [adimensional]
$\theta$	posição angular na barra lingotada [rad]
$\rho$	massa específica [ $\text{kg.m}^{-3}$ ]
$\sigma$	constante de Stefan-Boltzmann igual a $5,670.10^{-8}$ [ $\text{W.m}^{-2}.\text{K}^{-4}$ ];
$\Omega$	constante de Clyne-Kurz [adimensional]

#### Símbolos matemáticos

$\partial$	diferencial parcial
$\nabla$	gradiente

## RESUMO

A qualidade do aço no lingotamento contínuo está diretamente relacionada ao seu comportamento térmico ao longo dos processos de solidificação e resfriamento. O conhecimento dos perfis de fluxo de calor e de temperatura é fundamental na definição e otimização dos parâmetros operacionais e depende da caracterização das condições de resfriamento da instalação. Neste trabalho, as distribuições de água dos bicos spray com jatos dos tipos leque e cone cheio foram medidas. O aparato experimental utilizado reproduz o resfriamento secundário do lingotamento contínuo de barras cilíndricas da Vallourec Tubos do Brasil. Um índice de vazão específica de água foi definido para expressar a distribuição de água nas direções longitudinal e angular da barra. Um modelo matemático de transferência de calor e de solidificação para o lingotamento contínuo de barras cilíndricas foi desenvolvido aplicando a abordagem de distribuição não-uniforme de água. O modelo foi validado com medições de temperatura superficial do aço na instalação industrial e com o levantamento experimental dos coeficientes de transferência de calor da zona de resfriamento secundário. Os resultados das abordagens de distribuição uniforme e não-uniforme de água foram comparados e mostraram que a abordagem de distribuição não-uniforme é capaz de representar com maior acurácia os fenômenos térmicos localizados e que a distribuição de vazão específica de água desempenha um papel mais importante no comportamento térmico do aço do que a vazão total de água. Algumas modificações nos parâmetros da primeira zona do resfriamento secundário foram simuladas, a saber, variação da vazão de água nominal, alteração do terceiro anel de resfriamento, redução da distância entre a saída do molde e os anéis de resfriamento, o aumento no número de anéis de resfriamento e a aplicação de bicos com jato do tipo cone cheio. O objetivo das modificações foi reduzir as elevadas variações de temperatura na primeira zona de resfriamento secundário, que podem ser a causa de ocorrência de trincas no lingotamento contínuo e de defeitos no processo de laminação de tubos. A abordagem de distribuição não-uniforme de água aplicada ao modelo matemático de transferência de calor e de solidificação do aço se mostrou uma ferramenta útil para ampliar a compreensão sobre o comportamento térmico do aço ao longo do resfriamento secundário no lingotamento contínuo e identificar modificações nos parâmetros operacionais para melhorar a qualidade do produto lingotado.

**Palavras-chave:** vazão específica de água, transferência de calor, resfriamento secundário, modelo matemático, lingotamento contínuo de barras cilíndricas

## ABSTRACT

The quality of the steel in the continuous casting machine is directly related to the thermal behavior during the solidification and cooling processes. The evaluation of the heat flux and temperature profiles is fundamental in the definition and optimization of the operational parameters and it depends on the characterization of the cooling conditions. In the present work, the water flux density of nozzles with flat jet and full cone jet was experimentally measured using an apparatus in industrial scale that reproduces the secondary cooling of the continuous casting of round billets of Vallourec Tubos do Brasil. An index of water flux density was defined to express the water distribution in both longitudinal and angular directions of the strand. A mathematical model for heat transfer and solidification for the continuous casting of round billets was developed applying the non-uniform water distribution approach. The mathematical model was validated by experimental measurements of the billet superficial temperature, performed at the industrial plant, and by the experimental estimation of the heat transfer coefficients of the secondary cooling zone. The results of both uniform and non-uniform water distribution approaches were compared. It was observed that the non-uniform water distribution approach is capable to represent more accurately the local thermal phenomena and that the water flux density distribution plays a more important role than the total water flow rate concerning the thermal behavior of the steel. Modifications in the configuration of the first zone of the secondary cooling were simulated, such as variation of the total water flow rate, usage of eight nozzles in the third cooling ring, reduction of the distance between the mold exit and the cooling rings, increase of the number of cooling rings and the usage of full cone jet nozzles instead of flat jet nozzles. The objective of these modifications was to decrease the superficial temperature variation in the first zone of the secondary cooling, which can be the main cause of cracks in the continuous casting and quality defects in the tube mill. The non-uniform water distribution approach applied on the mathematical model of heat transfer and solidification of steel is a useful tool to enhance the comprehension about the thermal behavior of the steel along the secondary cooling zone of the continuous casting and to identify operational parameters modifications that can improve the quality of the as-cast product.

**Key words:** water flux density, heat transfer, secondary cooling, mathematical model, continuous casting of round billets.

## 1 INTRODUÇÃO

A produção de aço é um forte indicador do estágio de desenvolvimento econômico de um país, pois seu consumo cresce proporcionalmente à construção de edifícios, execução de obras públicas, instalação de meios de comunicação e produção de equipamentos. Nos últimos dez anos, a produção mundial de aço cresceu aproximadamente 49%, chegando a 1.582.493 mil toneladas em 2013 (WORLD STEEL ASSOCIATION, 2014). O aumento de produção se deve, em parte, ao desenvolvimento de tecnologias aplicadas ao processo produtivo que tem suprimido etapas de fabricação ao longo do tempo. Conforme mostrado na Figura 1.1, o lingotamento contínuo é atualmente o processo predominante na produção de aço, superando o lingotamento convencional.

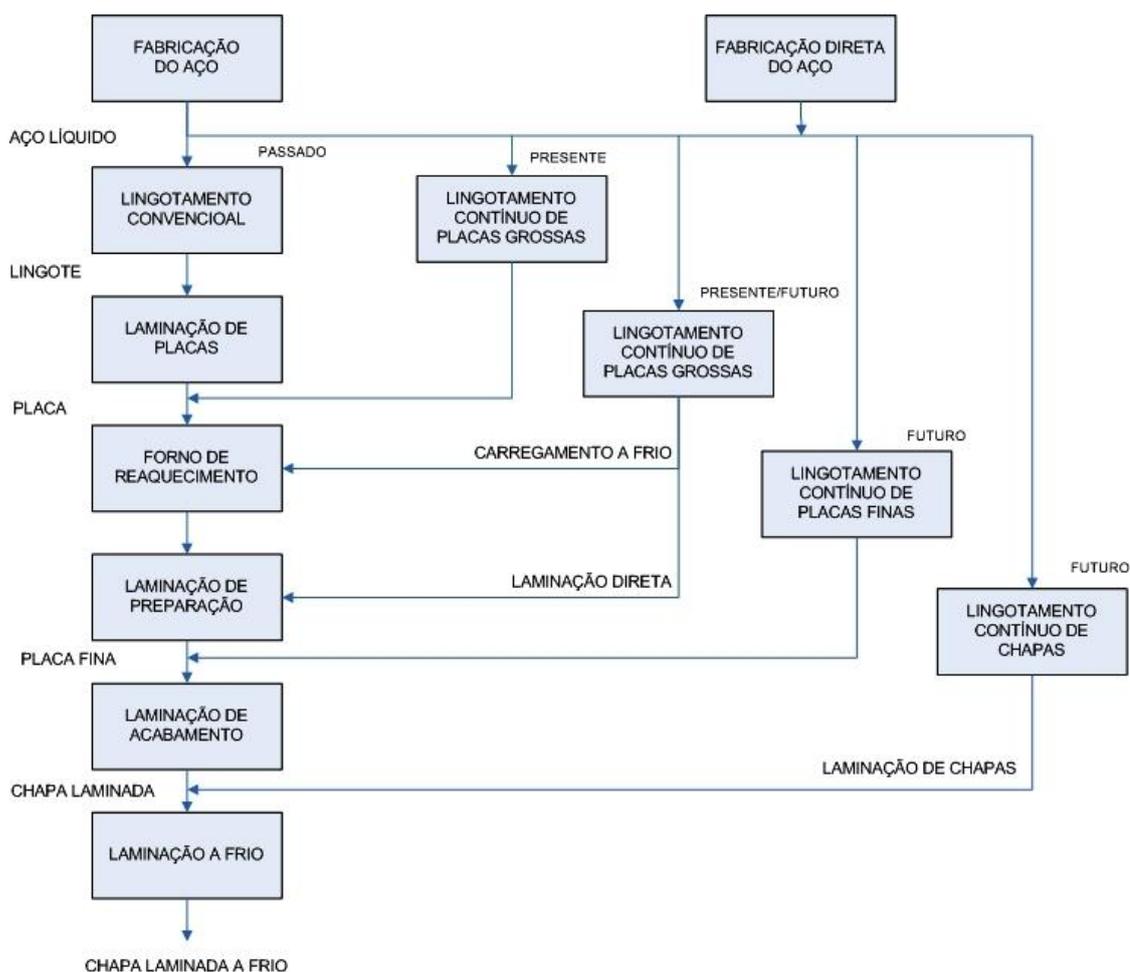


Figura 1.1 – Evolução do processo de fabricação do aço (CRAIG; CAMISANI-CALZOLARI; F.R., PISTORIUS, 2001).

A crescente demanda por aço no mundo aumenta a competitividade e transforma a qualidade do produto em um dos fatores mais importantes de sobrevivência dos produtores de aço.

A qualidade do aço está profundamente relacionada à variação de temperatura e ao perfil de solidificação do aço ao longo do lingotamento contínuo (SABAU, 2006). Perfis inadequados de temperatura e de solidificação do aço podem causar defeitos como trincas longitudinais e transversais, marcas de oscilação profundas, depressões e desvios geométricos, além do rompimento da camada sólida, implicando em custos operacionais devido às perdas de aço, às paradas do processo produtivo e à degradação do equipamento (HEBI; MAN; DACHENG, 2006). Diversas tecnologias têm sido empregadas para monitorar e controlar os parâmetros operacionais e reduzir a ocorrência dos problemas de qualidade, tais como detecção de rompimento baseada na fricção do veio com o molde, controle automático do nível de aço no molde, detecção de entrada de escória da panela no distribuidor, monitoramento contínuo de temperatura e nível de aço no distribuidor, controle da injeção de pó fluxante no molde e ajuste da distribuição e da intensidade de água no resfriamento secundário. (KUMAR *et al.*, 1999 ).

Conhecer os mecanismos e os fatores de influência da transferência de calor do aço é fundamental na obtenção dos benefícios das diversas tecnologias empregadas no lingotamento contínuo e na redução dos desvios de temperatura e de solidificação do aço em relação aos perfis ideais.

O modelamento matemático da transferência de calor e de solidificação do aço tem sido uma ferramenta largamente utilizada na busca de compreensão dos fenômenos térmicos e metalúrgicos no lingotamento contínuo. Diversos modelos matemáticos têm sido desenvolvidos para as regiões do molde e do resfriamento secundário. A maioria dos modelos matemáticos foi desenvolvida para o lingotamento contínuo de placas e de tarugos de seção quadrada. Para o lingotamento de barras cilíndricas, poucas referências são encontradas na literatura e elas se limitam ao modelamento da transferência de calor do aço no molde (ZHAN *et al.*, 2008).

No molde, o fluxo de calor local é calculado relacionando o tempo de residência do aço no molde com o fluxo médio de calor. Alternativamente, o fluxo de calor local pode ser calculado a partir da solução de um problema inverso de condução de calor usando moldes equipados com sensores de temperatura.

No resfriamento secundário, o fluxo de calor do aço envolve diferentes mecanismos, como radiação, condução no contato com os rolos de apoio e convecção devido ao spray de água. Diversos trabalhos foram realizados para identificar a influência dos parâmetros dos sistemas spray sobre o fluxo de calor do aço. Todos os trabalhos concordam que, na faixa de temperatura de interesse, o fluxo de água é o fator de maior influência na transferência de calor do aço.

A distribuição do fluxo de água local em superfícies planas foi medida por diversos autores usando bicos spray, mas nenhuma referência para superfícies curvas foi encontrada na literatura. A conclusão comum é que a distribuição de água dos bicos spray não é uniforme dentro da área de projeção de água. Como o fluxo de água local varia ao longo das zonas de resfriamento secundário, o fluxo de calor e o coeficiente de transferência de calor também variam. Contudo, os modelos matemáticos de transferência de calor e de solidificação do aço no lingotamento contínuo têm sido desenvolvidos considerando uma distribuição uniforme de água ao longo da zona de resfriamento secundário. A abordagem de distribuição uniforme de água dos sprays pode gerar resultados imprecisos dos modelos matemáticos, especialmente na avaliação de fenômenos localizados.

A Vallourec Tubos do Brasil produz tubos de aço sem costura para diversas aplicações. A produção do aço é realizada por meio do lingotamento contínuo de barras cilíndricas. Duas instalações de laminação, chamadas de contínua e automática, transformam as barras cilíndricas em tubos de diferentes diâmetros, espessuras e comprimentos. Dependendo da aplicação, esses tubos podem ser submetidos a processos de tratamento térmico, trefila ou rosqueamento antes de serem comercializados.

O processo de laminação automática, que fabrica tubos de diâmetro entre sete e catorze polegadas, tem observado índices elevados de defeitos nos tubos

denominados dobras de matéria-prima. Esses defeitos geram refugo de material, perda de produtividade e, conseqüentemente, aumento dos custos de produção. A transformação da barra em tubo na laminação deforma a trinca formada durante a solidificação e resfriamento do aço no lingotamento contínuo, gerando as dobras de matéria-prima. A geração de trincas no lingotamento contínuo está diretamente relacionada à transferência de calor e à variação da temperatura superficial do aço.

Neste trabalho, um modelo matemático bidimensional de transferência de calor e de solidificação do aço para o lingotamento contínuo de barras cilíndricas da Vallourec Tubos do Brasil foi desenvolvido. A distribuição de água ao longo das zonas de resfriamento secundário foi experimentalmente caracterizada e aplicada ao modelo matemático. Os coeficientes de transferência de calor foram estimados e comparados com os valores encontrados na literatura. A partir do modelo matemático, as distribuições dos fluxos de calor e de temperatura superficial do aço foram obtidas e os efeitos da não-uniformidade da distribuição de água do resfriamento secundário foram verificados. Além disso, algumas modificações na primeira zona de resfriamento secundário foram simuladas com o objetivo de reduzir as variações de temperatura superficial e a propensão de geração de trincas.

## 2 OBJETIVOS

O presente trabalho tem como objetivos:

- Desenvolver um modelo matemático de transferência de calor e de solidificação do aço para o lingotamento contínuo de barras cilíndricas da Vallourec Tubos do Brasil;
- Medir experimentalmente a distribuição de água dos bicos sprays do resfriamento secundário e avaliar o efeito da distribuição de água sobre a transferência de calor e a solidificação do aço ao longo do lingotamento contínuo;
- Desenvolver e aplicar no modelo matemático uma abordagem de distribuição não-uniforme de água no resfriamento secundário;
- Estimar experimentalmente os coeficientes de transferência de calor do aço na região dos sprays;
- Validar o modelo matemático com medições de temperatura do aço na planta de lingotamento contínuo;
- Simular alterações no resfriamento secundário do lingotamento contínuo para reduzir as variações de temperatura nas direções longitudinal e angular.

### 3 REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

Este capítulo descreve o processo de lingotamento contínuo do aço, destacando alguns aspectos relevantes dos mecanismos de transferência de calor, a influência dos aspectos metalúrgicos e operacionais na transferência de calor e os problemas de qualidade relacionados. Em seguida, é apresentada uma revisão bibliográfica sobre os modelos matemáticos da transferência de calor e de solidificação do aço no lingotamento contínuo.

#### 3.1 Descrição do Processo de Lingotamento Contínuo

O processo de lingotamento contínuo do aço constitui-se da solidificação contínua do aço líquido num produto semiacabado (placas de seção transversal retangular e barras de seção transversal quadrada ou circular) por meio da extração de calor.

O aço flui continuamente e passa por uma zona de resfriamento primário no molde, onde se inicia o processo de solidificação, uma zona de resfriamento secundário (ou câmara spray) com sprays de água e depois uma zona de resfriamento por radiação, conforme mostrado na Figura 3.1.

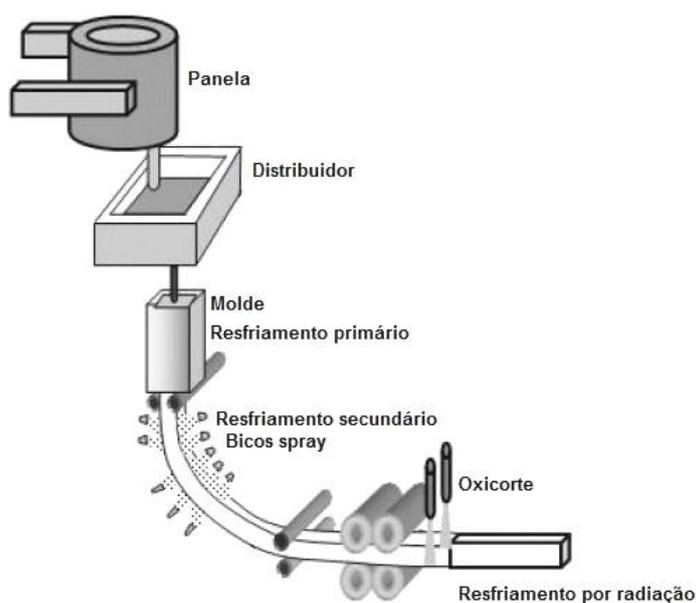


Figura 3.1 – Máquina de lingotamento contínuo (SANTOS *et al.*, 2005)

O processo de lingotamento contínuo inicia-se com a chegada do aço líquido contido em uma panela revestida de material refratário. A capacidade da panela de aço varia normalmente entre 70t e 300t de aço líquido a temperaturas em torno de 1600°C. A panela pode ser posicionada sobre uma torre giratória ou sobre um carro porta-panela.

Na parte inferior da panela existe um dispositivo chamado válvula gaveta que controla a vazão de aço líquido para o distribuidor. O distribuidor age como reator metalúrgico e como reservatório de aço garantindo a continuidade do processo entre as trocas de panela, além de propiciar a separação de inclusões e algumas reações. O controle de vazão de aço do distribuidor para o molde pode ser feito por um tampão ou por uma válvula gaveta. Entre o distribuidor e o molde, é comum o uso de válvulas submersas que evitam a oxidação do aço devido ao contato com o ar atmosférico.

O molde, normalmente feito de cobre e resfriado por água, é o dispositivo de transferência de calor cujas principais funções são extrair o calor do aço de forma uniforme e proporcionar o crescimento da camada sólida de forma que não haja rompimento do veio. A superfície de aço no molde é conhecida como menisco e pode ser determinada ou por um sensor radioativo ou por um dispositivo de corrente parasita (corrente de Foucault). À medida que o aço líquido flui dentro do molde, uma camada sólida se forma. Para garantir a lubrificação dessa camada sólida em contato com o molde e reduzir o atrito entre essas superfícies, pó fluxante ou óleo lubrificante é adicionado na parte superior do molde. O pó fluxante ou o óleo lubrificante também realizam um isolamento entre o aço e a atmosfera, prevenindo a oxidação do aço líquido. A extração, o encurvamento e o endireitamento do aço no lingotamento contínuo são feitos por rolos posicionados ao longo da instalação.

Ao fluir pelo molde, o aço, também chamado de veio, troca calor com a superfície interna do molde que é resfriado pela água que escoar em sua superfície externa, conforme mostrado na Figura 3.2. A solidificação do veio é um dos fatores que influenciam a taxa de transferência de calor do veio para o molde, pois à medida que o veio se solidifica e se contrai, o contato entre o veio e a superfície do molde é reduzido. O controle da solidificação inicial do veio e, conseqüentemente, da transferência de calor do veio para o molde constitui um fator importante na garantia da qualidade do produto.

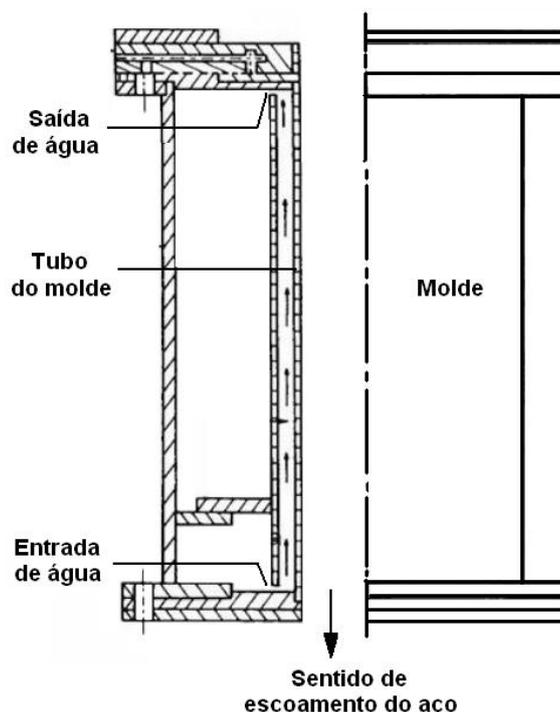


Figura 3.2 – Esquema do escoamento de água no molde de lingotamento contínuo (BARCELLOS, 2007)

Na saída do molde, o veio entra na zona de resfriamento secundário onde é resfriado pelo contato direto com a água que é aspergida por bicos sprays montados ao longo da câmara spray. A câmara spray pode ser dividida em zonas de resfriamento com vazões distintas controladas individualmente. A transferência de calor do veio deve ocorrer de forma que sua temperatura siga um perfil ideal e que o gradiente de temperatura no interior do veio seja minimizado.

Na saída da zona de resfriamento secundário, o veio se move para a zona de resfriamento por radiação onde o processo de solidificação do aço é finalizado, e após ser cortado nas dimensões requeridas, se resfria à temperatura ambiente.

### 3.2 Transferência de Calor no Lingotamento Contínuo

O processo de lingotamento contínuo tem como objetivo extrair calor do aço líquido que está se solidificando. Os mecanismos de transferência de calor controlam o perfil da porção líquida, que tem importantes implicações na produtividade, e influenciam na

magnitude das tensões geradas na barra devido às contrações térmicas. A seguir, são descritos os principais fenômenos relacionados à transferência de calor que ocorrem durante o lingotamento contínuo do aço.

### 3.2.1 Resfriamento primário

A transferência de calor no molde possui uma grande importância no lingotamento contínuo dos aços, pois a integridade e a microestrutura do aço lingotado estão profundamente relacionadas à variação de temperatura do aço durante a solidificação e a maioria dos defeitos no lingotamento contínuo se origina devido a não uniformidade da transferência de calor no molde (SABAU, 2006). Esses defeitos incluem trincas longitudinais, marcas de oscilação e depressões. A transferência de calor imprópria também pode causar o rompimento da camada sólida de aço, implicando em custos operacionais devido às perdas de aço, às paradas do processo produtivo e à degradação do equipamento (HEBI; MAN; DACHENG, 2006).

A transferência de calor no molde de lingotamento contínuo é governada por fenômenos complexos, conforme mostrado na Figura 3.3.

O aço líquido entra no molde por meio da válvula submersa e se solidifica quando entra em contato com a parede do molde. Durante o vazamento de aço, pó fluxante é adicionado na parte superior do molde e, ao se fundir, flui entre a camada de aço e a parede do molde, agindo como lubrificante enquanto permanece líquido.

Com o resfriamento e redução de temperatura do aço, a camada sólida se contrai e gera um distanciamento, comumente chamado de *gap*, entre a superfície do aço e a parede do molde, aumentando a resistência à transferência de calor (MENG e THOMAS, 2003). A resistência à transferência de calor do *gap* depende do material que o preenche e de sua espessura, que é o resultado da interação entre a contração da camada sólida de aço e a pressão ferrostática (FU, 2001).

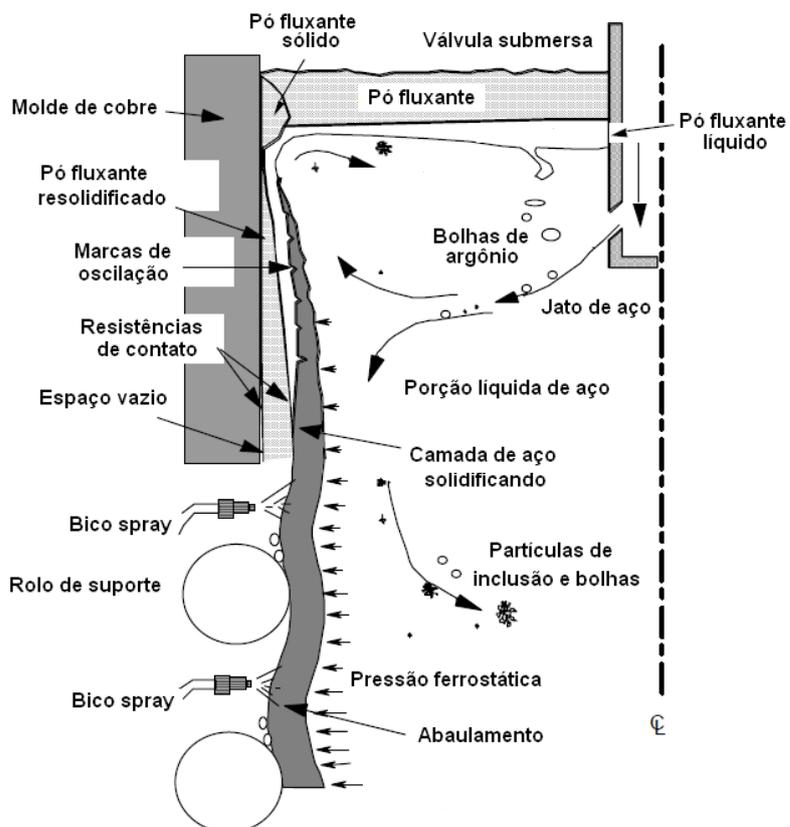


Figura 3.3 – Fenômenos que ocorrem no molde de lingotamento contínuo (THOMAS, 2001)

A Figura 3.4 mostra o perfil do fluxo de calor no molde. É possível observar que o pico de transferência de calor ocorre no menisco e decresce dali em diante, devido ao aumento na largura *gap*. Logo abaixo do menisco (220mm), o fluxo de calor aumenta devido à pressão ferrostática que força a camada sólida do aço contra a parede do molde, reduzindo o *gap*.

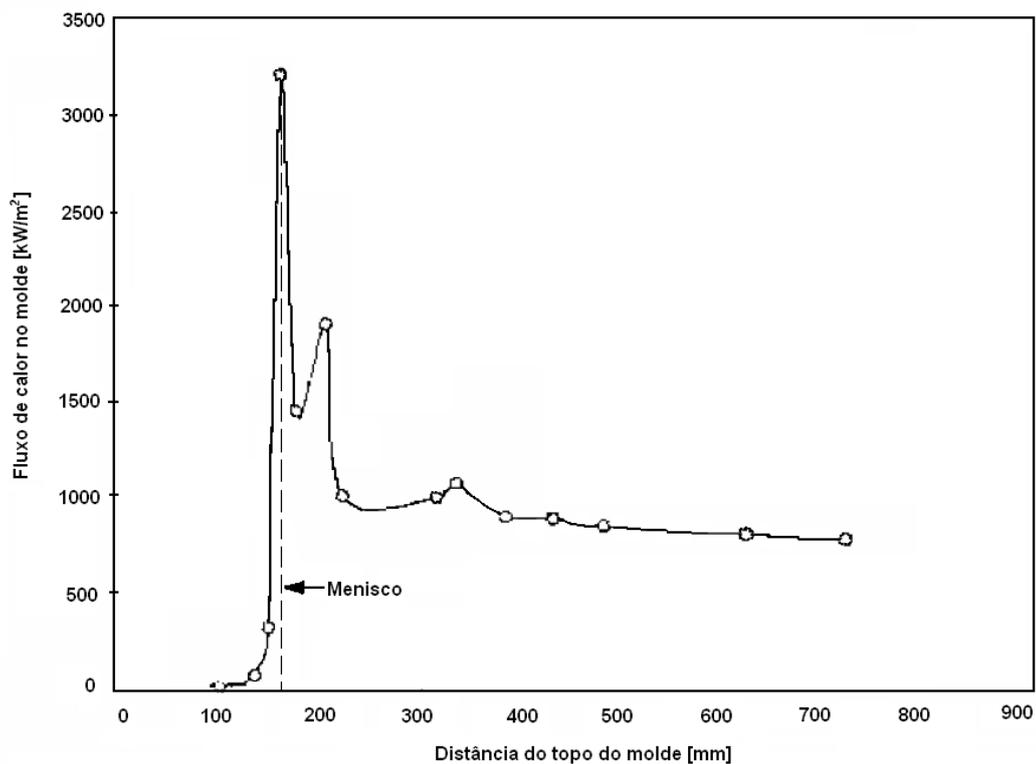


Figura 3.4 – Perfil do fluxo de calor no molde (PINHEIRO,2000)

Após a formação do *gap*, o calor da superfície do veio é transferido através de uma seqüência de resistências térmicas em série formada pela camada de pó fluxante, a camada de ar, a parede do molde e a interface da parede externa do molde com a água de resfriamento. A Figura 3.5 mostra que a maior variação de temperatura ocorre no *gap* da interface entre o aço e o molde. Segundo Chandra, citado por Penna (2005, p. 28), a resistência ao fluxo de calor no *gap* pode representar cerca de 80% a 90% da resistência total à transferência de calor no molde. Assim, a maneira como o calor é extraído do aço no molde vai depender fortemente da dinâmica de formação do *gap*.

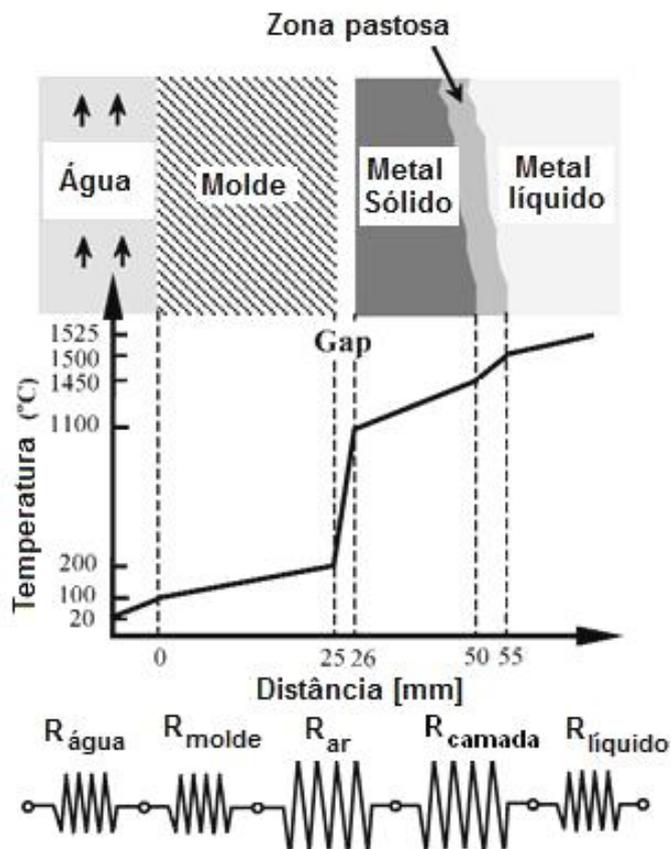


Figura 3.5 – Resistências à transferência de calor no molde de lingotamento contínuo (SENGUPTA; THOMAS; WELL, 2004)

A transferência de calor no molde é influenciada por diversos parâmetros de processo. A seguir, os efeitos da composição química do aço, velocidade de lingotamento, pó fluxante, água no molde, frequência de oscilação e superaquecimento são discutidos.

### Composição química do aço

O teor de carbono é um dos fatores de maior influência no comportamento térmico do aço no molde de lingotamento contínuo. Essa influência se deve às diversas transformações de fase que ocorrem no aço durante a solidificação e o resfriamento. A Figura 3.6 mostra a região de solidificação do aço no diagrama Fe-C para o teor máximo de 0,6% de carbono em massa.

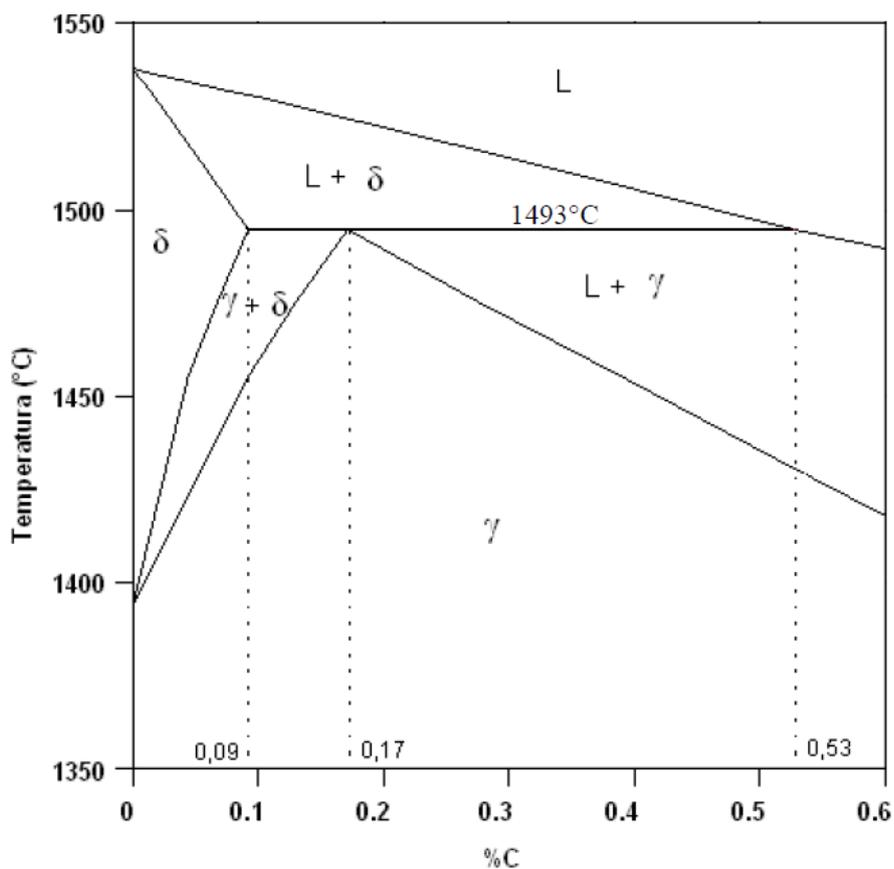


Figura 3.6 – Detalhe da região de solidificação do diagrama Fe-C (OLIVEIRA, 2009)

Em função da composição, os aços podem se solidificar seguindo diferentes trajetórias até a formação da fase austenita ( $\gamma$ ). A partir da trajetória de solidificação, é possível separar os aços em três grupos, a saber: hipoperitéticos, peritéticos e hiperperitéticos.

Os aços hipoperitéticos têm teor de carbono inferior a 0,09% em massa. A solidificação de aços hipoperitéticos ocorre com a precipitação, nucleação e crescimento da fase ferrita ( $\delta$ ) no líquido. Nos aços hipoperitéticos não ocorre nenhuma outra transformação até a solidificação completa. Com o resfriamento do aço, toda a fase ferrita ( $\delta$ ) se transforma em austenita ( $\gamma$ ).

Os aços peritéticos têm teor de carbono entre 0,09% e 0,53% em massa. A solidificação de aços peritéticos ocorre por meio da transformação peritética líquido + ferrita ( $\delta$ )  $\rightarrow$  austenita ( $\gamma$ ) à temperatura de 1493°C.

Os aços hiperperitéticos têm teor de carbono maior que 0,53% em massa. A solidificação de aços hiperperitéticos ocorre com a formação da austenita ( $\gamma$ ) a partir da fase líquida.

A transformação da fase ferrita ( $\delta$ ), que possui estrutura cristalina cúbica de corpo centrado – CCC, em austenita  $\gamma$ , que possui estrutura cristalina cúbica de face centrada – CFC, causa uma contração no aço devido à diferença de densidade das estruturas cristalinas.

Nos aços com teores de carbono entre 0,09% e 0,17%, a transformação ferrita ( $\delta$ )  $\rightarrow$  austenita ( $\gamma$ ) ocorre na fase sólida e a contração associada a essa transformação provoca redução no volume do veio no lingotamento contínuo. Nesse caso, a transferência de calor entre o aço e o molde é reduzida devido ao aumento da distância entre a superfície do aço e a parede do molde, gerando reaquecimento e perda de resistência da camada solidificada. A pressão ferrostática empurra a camada solidificada em direção à parede do molde, gerando profundas marcas de oscilações e depressões superficiais (PEREIRA, 2004)

Para os aços com teores de carbono acima de 0,17%, a transformação ferrita  $\delta \rightarrow$  austenita  $\gamma$  ocorre na presença da fase líquida e a contração da transformação é compensada pela porção líquida, não ocorrendo redução no volume do veio e na transferência de calor entre o aço e a parede do molde.

Samarasakera, citado por Taconi (2007, p. 43), e Singh, citado por Barcellos (2007, p. 20), avaliaram a variação da transferência de calor no aço no molde de lingotamento contínuo em função do teor de carbono do aço e obtiveram resultados semelhantes. A contração máxima do veio e a conseqüente redução da transferência de calor ocorrem para aços com teores de carbono próximos a 0,1% em massa, conforme mostrado nas Figuras 3.7 e 3.8.

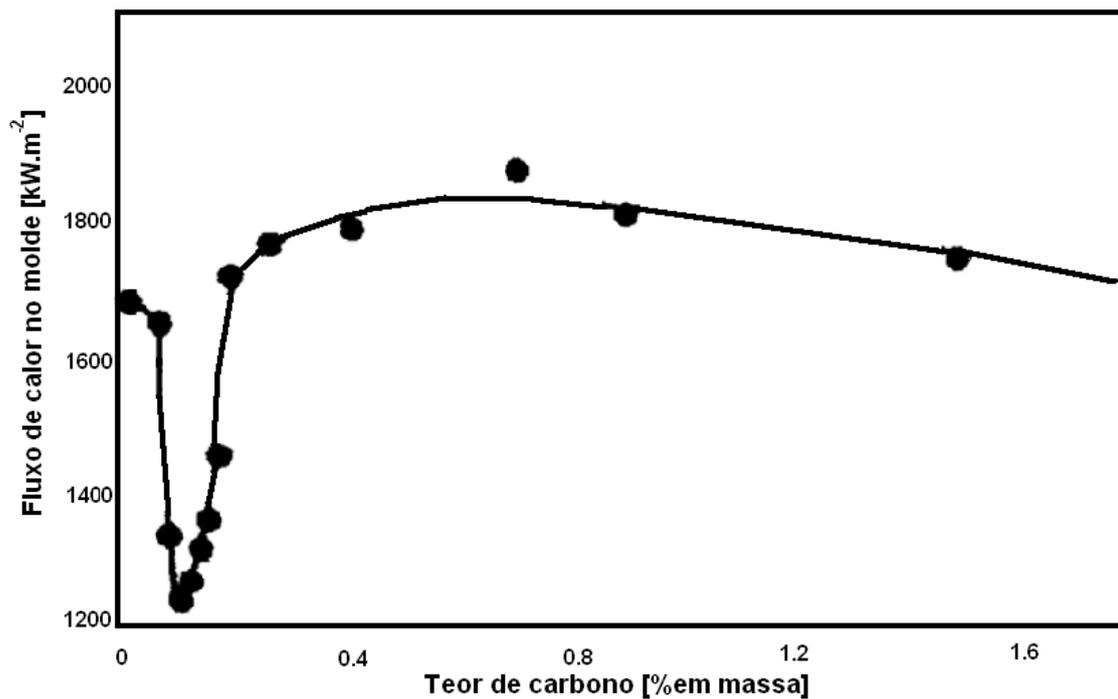


Figura 3.7 - Fluxo de calor médio no molde em função do teor de carbono no aço (SAMARASEKERA, apud TACONI, 2007, p. 43)

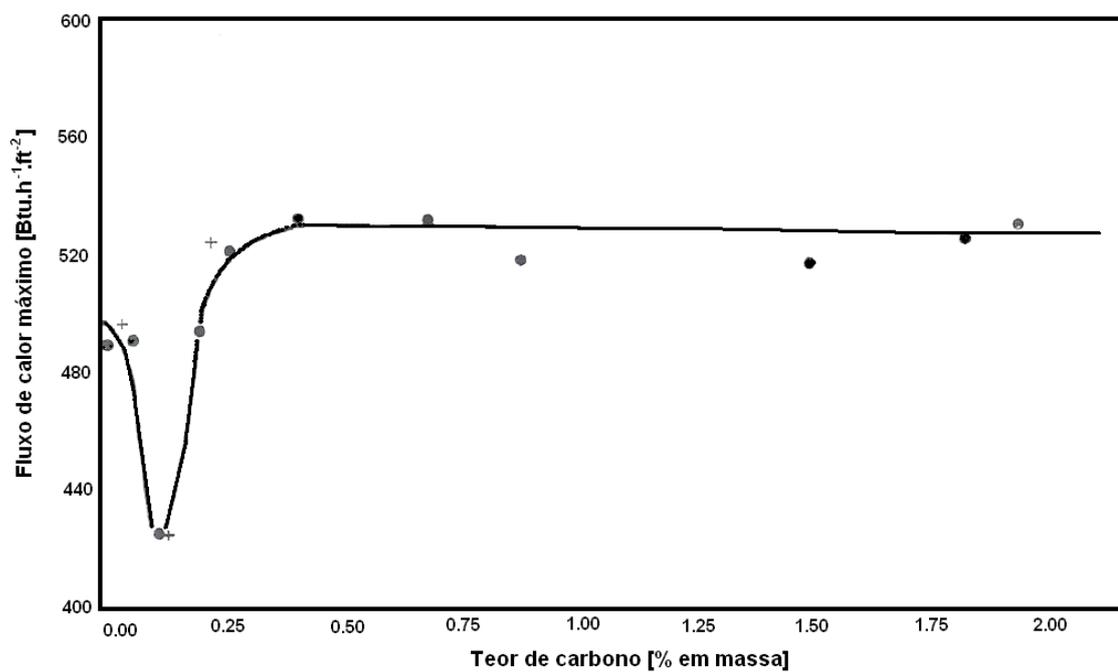


Figura 3.8 - Fluxo de calor máximo no molde em função do teor de carbono no aço (SINGH, apud BARCELLOS, 2007, p. 20)

O efeito do teor de carbono no aço pode ser acentuado ou amenizado por outros elementos de liga. O efeito de todos esses elementos presentes no aço é considerado por meio do conceito de carbono equivalente.

O carbono equivalente é o balanço entre o teor de carbono e os efeitos dos elementos de liga formadores de austenita (efeito positivo) e os formadores de ferrita (efeito negativo), e pode ser expresso pela equação 3.1. O carbono equivalente representa um aço com composição complexa e pode ser usado no diagrama binário Fe-C para avaliação das transformações durante a solidificação e o resfriamento dos aços.

$$C_{eq} = \%C + \sum_{i=1}^n A_i (\%i) \quad (3.1)$$

Onde:

$C_{eq}$  é o carbono equivalente;

$\%C$  é o teor de carbono;

$\%i$  é o teor dos elementos de liga presentes no aço;

$A_i$  é coeficientes para cada elemento de liga.

A tabela III.1 apresenta uma série de coeficientes  $A_i$  para aços determinados por diversos pesquisadores.

Tabela III.1 - Coeficientes para avaliação do carbono equivalente para a reação peritética dos aços (BARCELLOS, 2007)

Autor	Mn	Si	Ni	Cr	Mo
Howe (1987)	0,040	-0,12	0,080	-0,018	-0,05
Yasumoto (1988)	0,020	-0,01	0,040	-	-
Wolf (1991)	0,020	-0,10	0,040	-0,04	-0,1

Outro indicador importante na avaliação do comportamento do aço durante a solidificação é o potencial ferrítico. O potencial ferrítico é definido como a fração de ferrita formada durante a solidificação do aço e indica a tendência de o aço contrair ou expandir durante a solidificação no molde de lingotamento contínuo. O potencial ferrítico pode ser expresso pela equação 3.2.

$$PF = 2,5(0,5 - C_{eq}) \quad (3.2)$$

Onde

$PF$  é o potencial ferrítico.

A Tabela III.2 mostra os tipos de aço e os respectivos potenciais ferríticos.

Tabela III.2 – Potenciais ferríticos em função dos aços hipoperitéticos, peritéticos e hiperperitéticos

Tipo de aço	Potencial Ferrítico	Produto da solidificação
Hipoperitético	$PF > 1$	Ferrita
Peritético	$0 < PF < 1$	Ferrita e Austenita
Hiperperitético	$PF < 0$	Austenita

Segundo Wolf, citado por Barcellos (2007, p. 25), os aços com  $0,85 < PF < 1,05$  apresentam tendência a formar depressão na camada solidificada. Por outro lado, aços com  $PF > 1,05$  ou  $PF < 0,85$  apresentam tendência ao agarramento da camada solidificada na parede do molde de lingotamento contínuo, conforme mostrado na Figura 3.9.

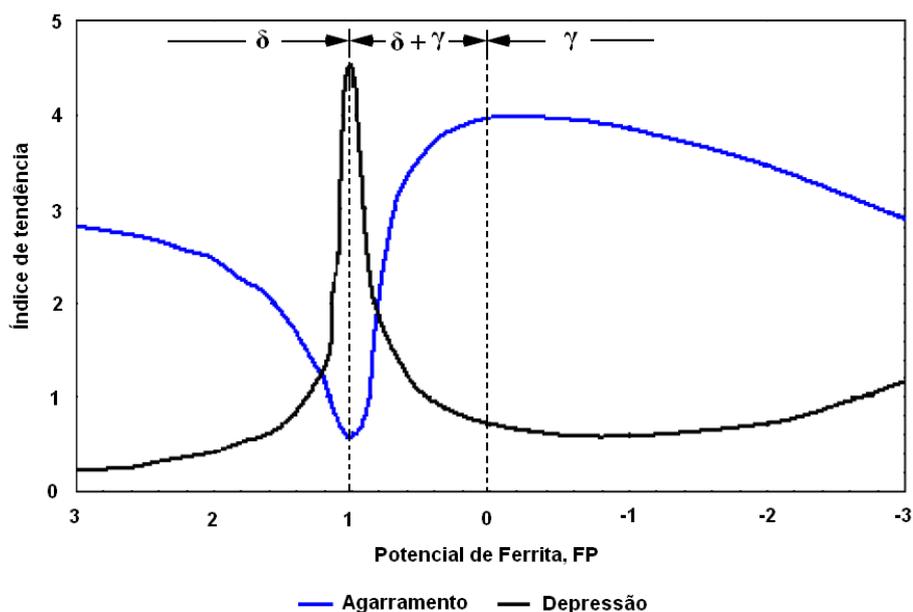


Figura 3.9 – Tendência ao agarramento e à depressão em função do potencial de ferrita (WOLF, apud BARCELLOS, 2007, p. 26)

Os aços médio carbono (aproximadamente 0,33% de carbono em massa), contendo boro e titânio, apresentam a maior susceptibilidade à formação de depressões transversais, associadas à forte variação do nível de aço no menisco e, portanto, mais comuns em aços lingotados em molde lubrificadas a óleo (PINHEIRO,1988).

Essa maior susceptibilidade está relacionada à presença de titânio, que em muitos aços é adicionado para fixar o nitrogênio no aço na forma de nitreto de titânio (TiN), evitando a formação de nitreto de boro (BN). Como consequência, o boro estará livre, conferindo ao aço maior temperabilidade. O nitreto de titânio estará presente nos contornos de grão, fortalecendo a camada solidificada na região do menisco, que assim se torna mais rígida e propensa à deformação permanente devido a uma ação térmica ou mecânica (PINHEIRO,1988).

#### Velocidade de lingotamento

Diversos trabalhos já foram realizados relacionando a velocidade de lingotamento e a transferência de calor no molde de lingotamento contínuo. Todos eles concordam que à medida que a velocidade de lingotamento aumenta o fluxo de calor no molde também aumenta. A Figura 3.10 mostra a relação entre a velocidade de lingotamento de placas e o fluxo de calor no molde.

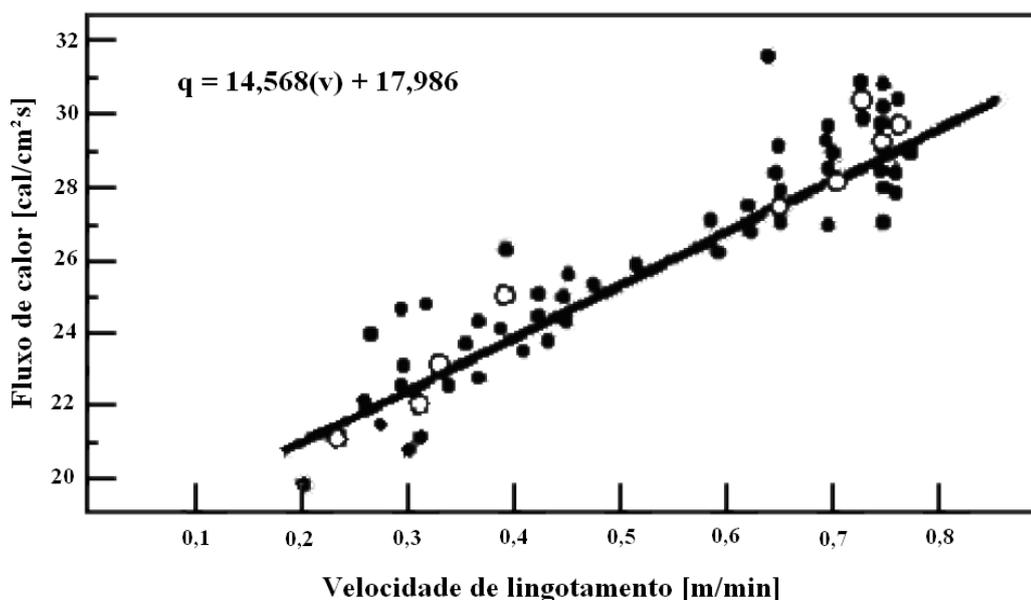


Figura 3.10 – Relação entre o fluxo de calor e a velocidade de lingotamento (WOLF, apud OLIVEIRA, 2009, p. 17).

A Figura 3.11 mostra o fluxo de calor médio, obtido por meio do balanço de energia na água de refrigeração do molde, em função da velocidade de lingotamento para três aços com teores de carbono diferentes. É possível observar que o fluxo calor é crescente com o aumento da velocidade de lingotamento, independentemente do teor de carbono.

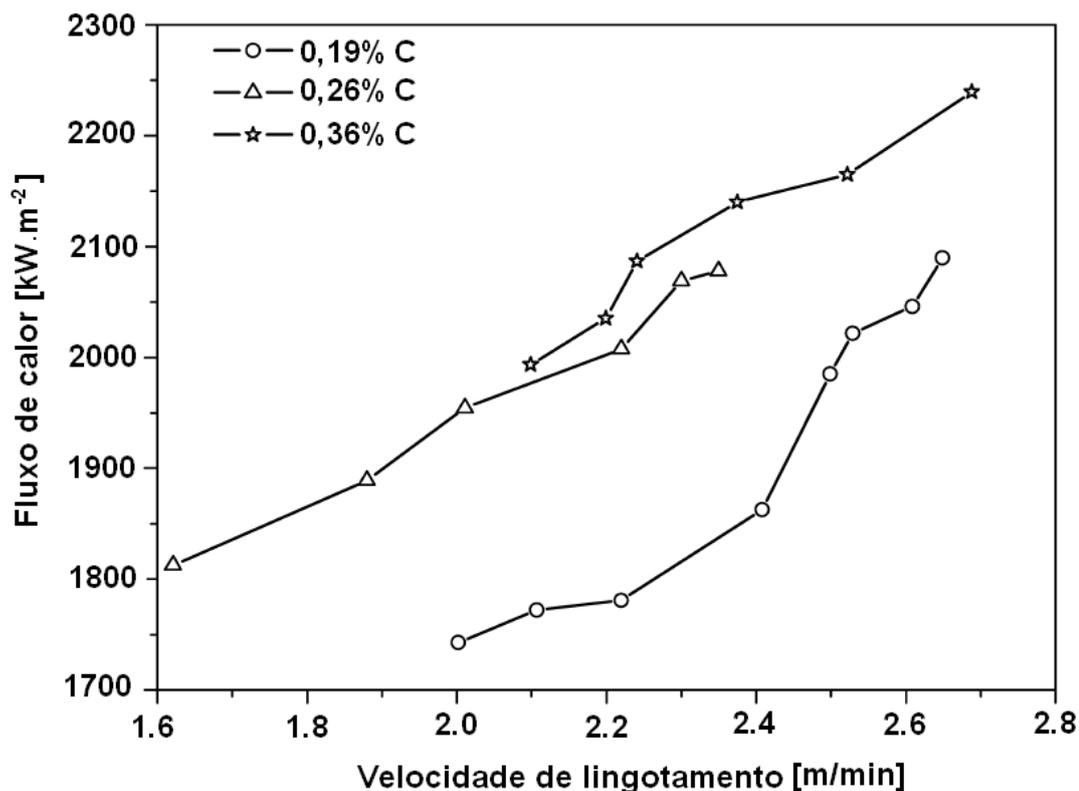


Figura 3.11 – Variação do fluxo de calor em função da velocidade de lingotamento para três tipos de aço (GUO *et al.*, 2007)

O aumento do fluxo de calor no molde com o aumento da velocidade de lingotamento é devido à maior temperatura superficial do veio e ao menor tempo de residência do aço no molde (CHOW, apud BARCELLOS, 2007, p. 27). Esses dois fatores reduzem a espessura da camada sólida de aço e a resistência à pressão ferrostática, aproximando a superfície do veio da parede do molde e aumentando a transferência de calor.

Apesar do fluxo de calor aumentar com o aumento da velocidade de lingotamento, o calor total extraído do aço no molde é reduzido com o aumento da velocidade de lingotamento, conforme mostrado na Figura 3.12. Isso ocorre porque o calor total

extraído do aço é diretamente proporcional ao fluxo de calor e ao tempo de residência do aço no molde. Com o aumento da velocidade de lingotamento, o tempo de residência do aço no molde decresce reduzindo o calor total extraído.

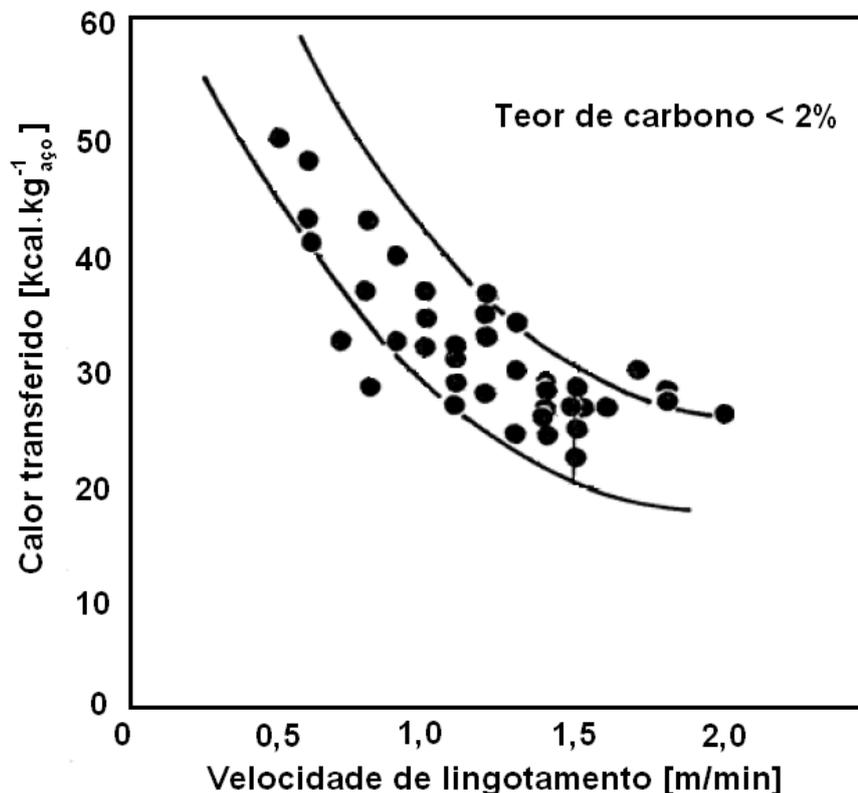


Figura 3.12 - Calor removido em função da velocidade de lingotamento (SAMARASEKERA *et al.*, apud TACONI, 2007, p. 38)

### Pó fluxante

Os lubrificantes são adicionados no topo do molde com os objetivos de lubrificar a interface do veio com o molde e evitar o rompimento do veio (*breakout*). Existem basicamente dois tipos de lubrificantes para o molde, o óleo lubrificante e o pó fluxante (BARCELLOS, 2007)

Com a crescente exigência por produtos de alta qualidade, o uso do pó fluxante em substituição ao óleo lubrificante se torna cada vez mais freqüente, pois o pó fluxante proporciona menor fricção no molde e é capaz de reter inclusões flotadas no metal na saída da válvula submersa, enquanto que o óleo causa um contato mais estreito entre o veio e o molde (PENNA, 2005), aumentando o risco de aço incorporar hidrogênio.

A infiltração uniforme do pó fluxante no espaço entre o aço líquido e o molde determina a uniformidade da transferência de calor ao longo do perímetro do veio na região do menisco e, dependendo das propriedades, pode reduzir a resistência térmica de interface, contribuindo para evitar irregularidades na camada sólida inicial e problemas de qualidade do produto lingotado. Contudo, na parte inferior do molde, onde o contato entre o veio e o molde é mais uniforme, o pó fluxante age como um isolante térmico. Alguns estudos mostraram que o pó fluxante pode reduzir a transferência de calor no molde entre 5% a 18% para aços com teor de carbono superiores a 0,1% em massa (YAO *et al.*, 2005).

Na interface do aço com o molde, o pó fluxante está submetido às baixas temperaturas do molde e às altas temperaturas da superfície de aço, formando uma fina camada vítrea nas proximidades do molde e uma camada líquida em contato com o aço (OLIVEIRA, 2011). Enquanto superfície do aço permanecer acima da temperatura de cristalização do pó fluxante, uma camada líquida de pó fluxante se move para baixo, causando o consumo do pó fluxante que está no topo do molde, devido às marcas de oscilação e por outras imperfeições da superfície do aço. A camada de pó fluxante funciona como resistência à transferência de calor e a condução de calor através dessa camada depende de sua espessura e da condutividade térmica do pó fluxante (MENG e THOMAS, 2003).

Wolf, citado por Oliveira (2009, p. 18), observou que a principal variável de controle do fluxo de calor do pó fluxante é a sua viscosidade. A Figura 3.13 apresenta a relação entre o fluxo de calor médio e a viscosidade do pó fluxante.

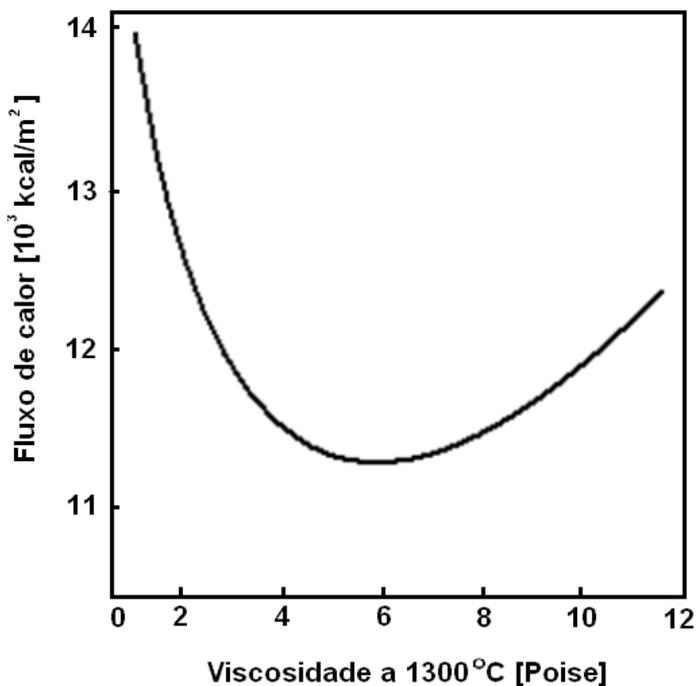


Figura 3.13 – Variação do fluxo de calor em função da viscosidade do pó fluxante (WOLF, apud OLIVEIRA, 2009, p. 18)

O fluxo de calor no molde aumenta com o uso de pós fluxantes com baixa viscosidade e com pós fluxantes com alta viscosidade. Pós fluxantes de baixa viscosidade formam um filme altamente fluido entre o veio e o molde que pode ser rompido localmente pela ação da pressão ferrostática. Por outro lado, pós fluxantes de alta viscosidade formam um filme muito fino de baixa resistência térmica na interface entre do veio com o molde, aumentando o fluxo de calor.

### Água no molde

Os trabalhos encontrados na literatura concordam em afirmar que a velocidade da água de refrigeração do molde de lingotamento contínuo não tem influência considerável na transferência de calor do aço para o molde.

A Figura 3.14 mostra o resultado obtido por Pinheiro (2000) na experiência realizada com um aço peritético lingotado com diferentes velocidades de água de refrigeração do molde. O trabalho reporta que a média do fluxo de calor variou somente 1,4% quando a velocidade diminuiu de  $9,9\text{m}\cdot\text{s}^{-1}$  para  $7,6\text{m}\cdot\text{s}^{-1}$ .

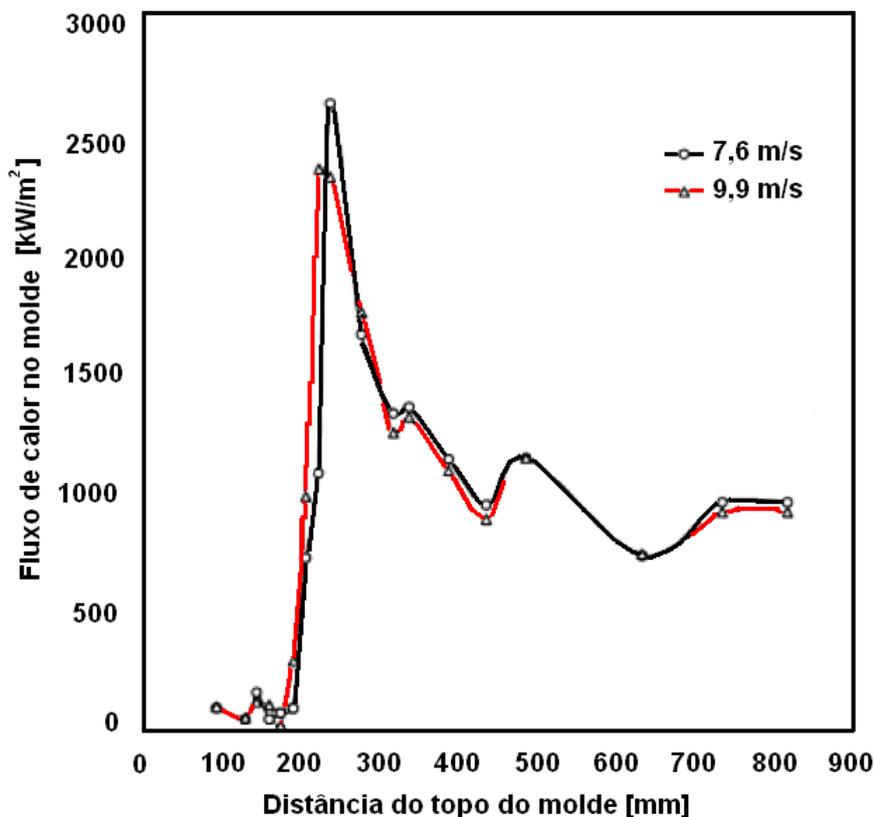


Figura 3.14 – Variação do fluxo de calor do molde em função da velocidade da água (PINHEIRO, 2000)

A variação na velocidade da água de resfriamento simplesmente varia a resistência da interface molde/água de resfriamento. O fluxo total de calor é predominantemente influenciado pela resistência na interface do veio com o molde. Embora a velocidade da água de refrigeração do molde não exerça influência significativa sobre o fluxo de calor no molde, ela tem forte correlação com o fenômeno denominado *boiling hysteresis*, que tem um papel importante na formação de defeitos relacionados ao molde como abaulamento, trincas longitudinais de canto e trinca *off-corner* (CHOW, apud PENNA, 2005, p. 47).

#### Frequência de oscilação

O movimento de oscilação foi introduzido no processo de lingotamento contínuo para controlar e minimizar a fricção na interface do veio com o molde, de modo a eliminar o agarramento do veio que levava ao rompimento (*breakout*). Um parâmetro importante do movimento de oscilação é o tempo de estripamento negativo. O tempo de

estripamento negativo ( $t_N$ ) é definido como o período de tempo em que a velocidade de descida do molde supera a velocidade de lingotamento, conforme esquematizado na Figura 3.15.

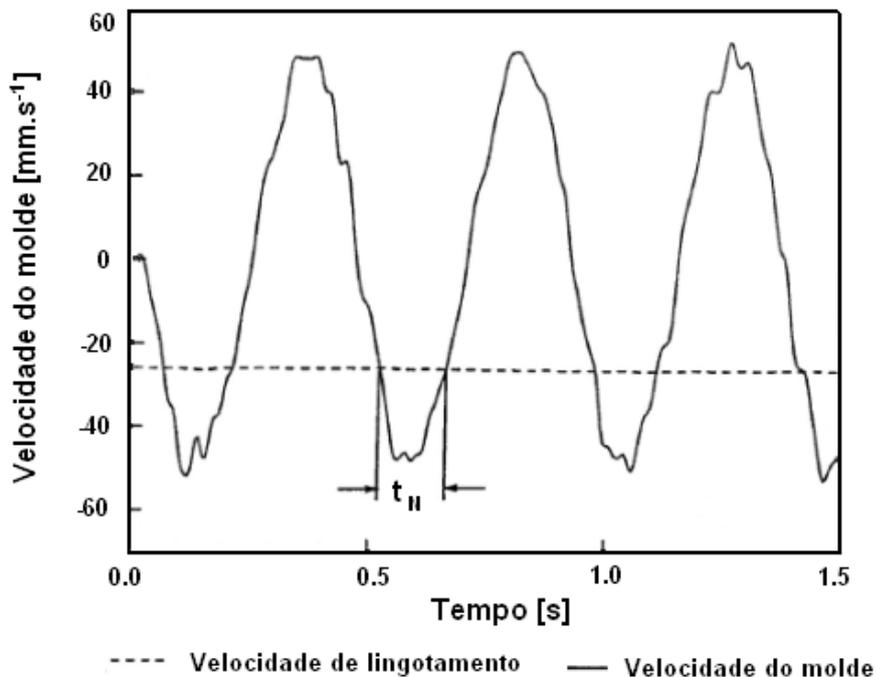


Figura 3.15– Representação do tempo de estripamento negativo ( $t_N$ ) (SAMARASEKERA e CHOW, 2003)

O fluxo de calor no molde aumenta à medida que a frequência de oscilação aumenta, conforme mostrado na Figura 3.16. O aumento na transferência de calor pode ser explicado pela redução do consumo de pó fluxante, que reduz o filme lubrificante entre o molde e o veio e a resistência térmica ao fluxo de calor.

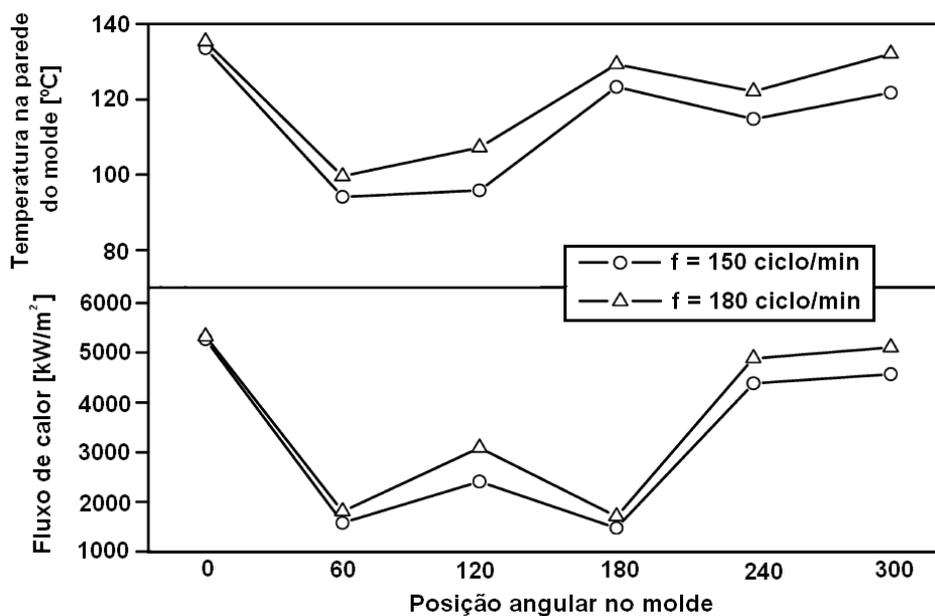


Figura 3.16 – Perfil de temperatura e fluxo de calor no molde em função da freqüência de oscilação (GUO, 2007)

### Superaquecimento

O superaquecimento pode ser definido como a diferença entre a temperatura do aço e a sua temperatura liquidus. Essa diferença de temperatura é a força motriz da transferência de calor da porção líquida do aço para a zona pastosa, onde a solidificação está ocorrendo. O calor sensível do superaquecimento e o calor latente de fusão são transferidos através da camada sólida de aço e, portanto, quanto maior for o superaquecimento, menor será a taxa de solidificação e, conseqüentemente, menor será a espessura da camada de sólida, conforme mostrado na Figura 3.17.

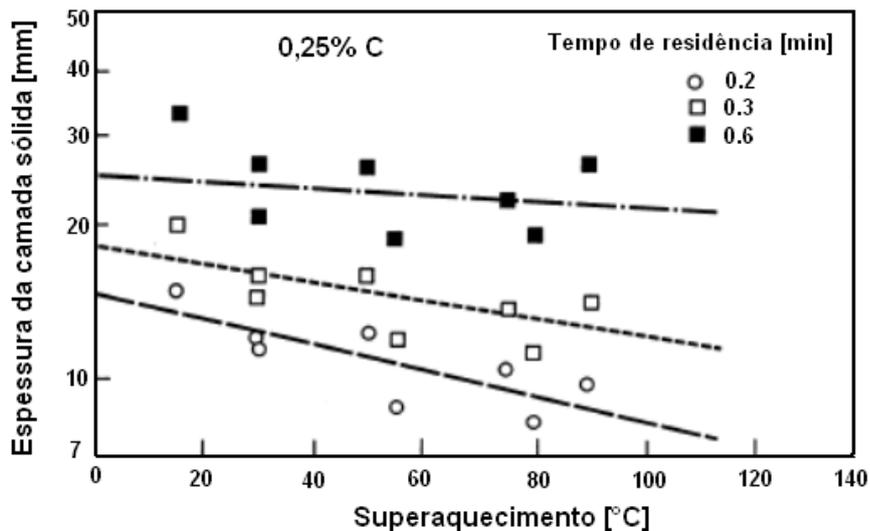


Figura 3.17- Variação da espessura da camada sólida em função do superaquecimento (GILLES, 2003)

A camada sólida mais fina proporciona uma resistência térmica menor, devido a um *gap* menor entre o veio e o molde, e aumenta a taxa de transferência de calor. A Figura 3.18 mostra que um aumento de 10°C no superaquecimento pode aumentar a transferência de calor em 1% a 2%, dependendo das condições de lingotamento.

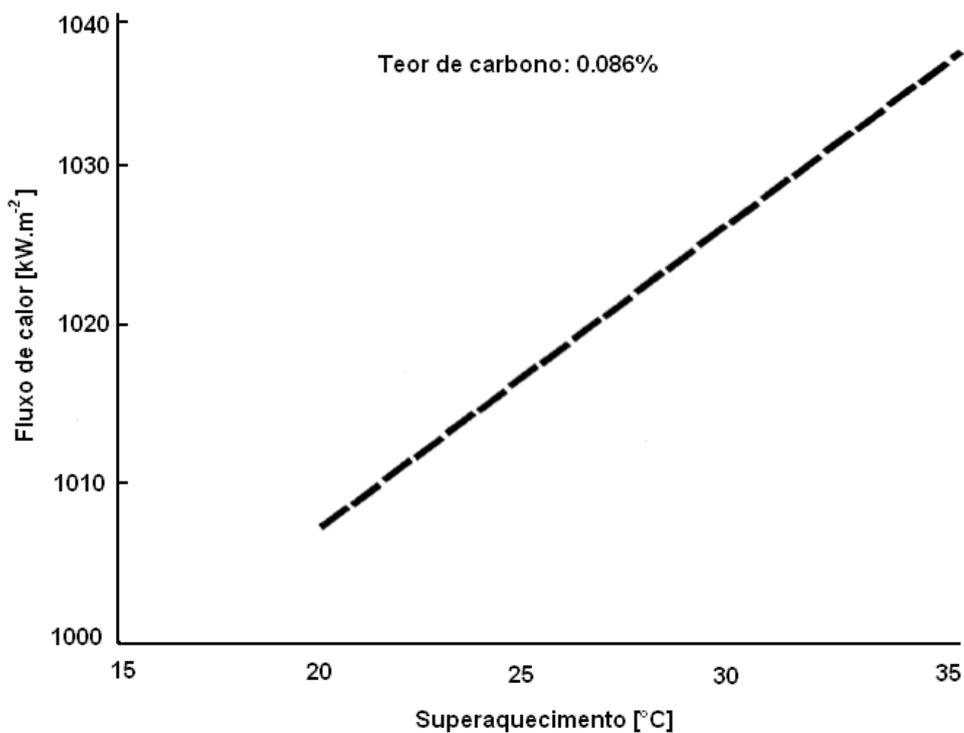


Figura 3.18 – Variação do fluxo de calor em função do superaquecimento (GILLES, 2003)

A Tabela III.3 resume os efeitos do aumento dos principais parâmetros operacionais do lingotamento contínuo sobre o fluxo de calor no molde.

Tabela III.3 – Efeito dos parâmetros operacionais sobre o fluxo de calor no molde

<b>Aumento do parâmetro</b>	<b>Efeito sobre o fluxo de calor</b>
Teor de carbono	Menor que 0,17%: Diminui Entre 0,17% e 0,40%: Aumenta Maior que 0,40%: Não há efeito significativo
Velocidade de lingotamento	Aumenta
Viscosidade do pó fluxante	Depende da faixa de trabalho
Velocidade da água no molde	Não há efeito significativo
Frequência de oscilação	Aumenta
Superaquecimento	Aumenta

### 3.2.2 Resfriamento secundário

No resfriamento secundário, o veio é resfriado pelo contato direto com a água de resfriamento. A água sob pressão é aspergida continuamente sobre a superfície do veio por bicos sprays arranjados em zonas de resfriamento. As principais exigências no resfriamento secundário são a minimização do reaquecimento superficial do aço e a manutenção de uma taxa de solidificação adequadamente alta (MONTES *et al.*, 2008).

A transferência de calor no resfriamento secundário envolve vários mecanismos como o contato direto do veio com os rolos de apoio, a radiação e a convecção para a vizinhança logo abaixo dos rolos de apoio, o contato direto com a água de resfriamento e a convecção do filme de água, conforme mostrado na Figura 3.19. Esses mecanismos de transferência de calor do resfriamento secundário são importantes porque eles determinam os gradientes de temperatura que são gerados no interior do veio em solidificação.

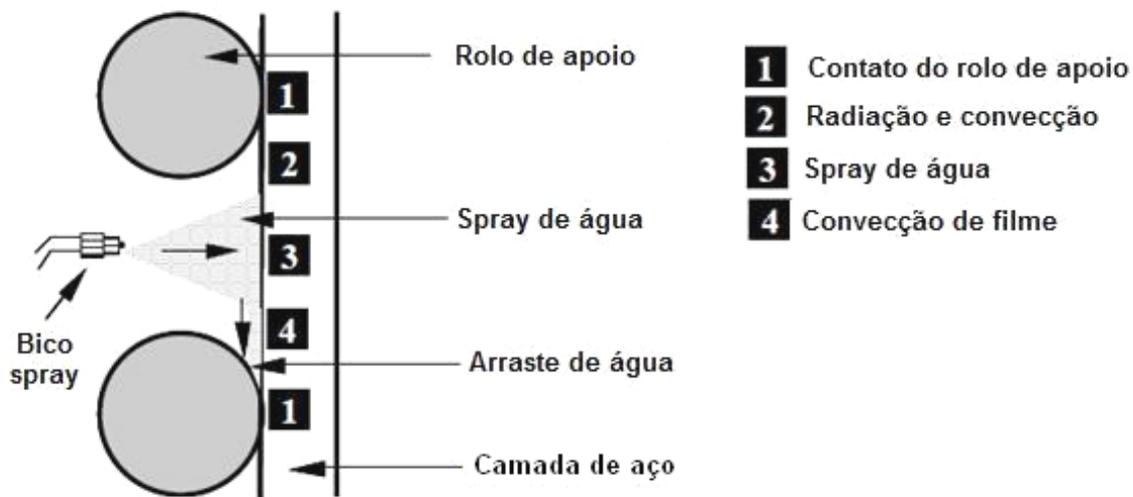


Figura 3.19 – Transferência de calor no resfriamento secundário (SENGUPTA; THOMAS; WELL, 2004)

Ao sair dos bicos sprays, as gotas de água incidem sobre a superfície do veio em alta temperatura vaporizando instantaneamente e criando uma camada que evita que a água molhe a superfície do veio, conforme mostrado na Figura 3.20. A extração de calor do veio tende a ser maior na região central de incidência de água, onde a água tem uma velocidade maior e penetra com maior facilidade na camada de vapor. Assim, a taxa de resfriamento do veio aumenta intensamente com o aumento da vazão de água nos sprays.

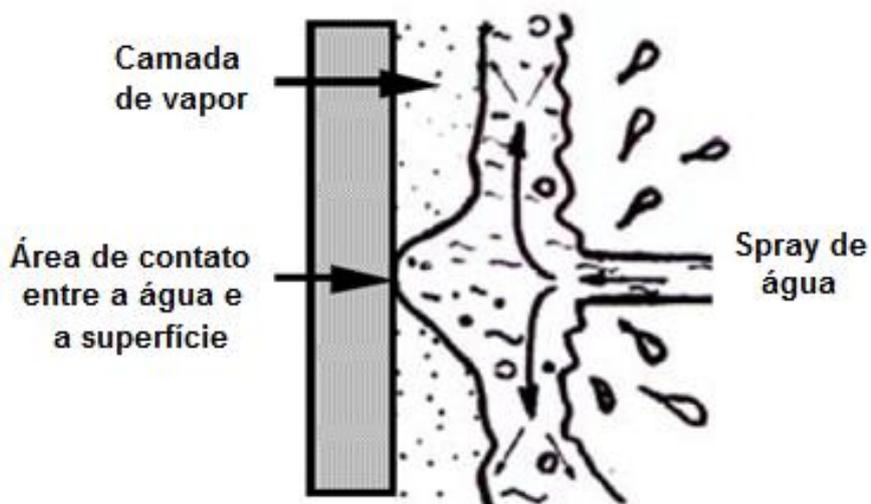


Figura 3.20 – Detalhe da incidência da água na superfície da barra de aço (SENGUPTA; THOMAS; WELL, 2004)

A estabilidade da camada de vapor de água está relacionada à temperatura da superfície do veio. O contato entre a água de resfriamento e a superfície aquecida pode ocorrer sob diversos regimes de resfriamento que dependem da temperatura superficial do aço, conforme mostrado na Figura 3.21.

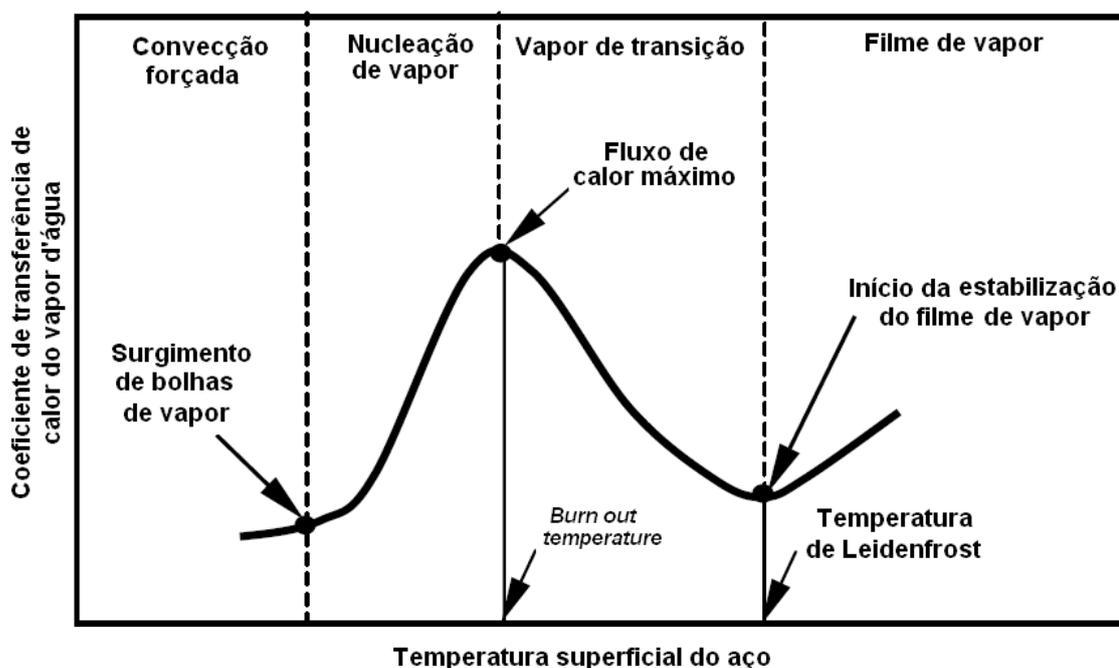


Figura 3.21 – Efeito do filme de vapor sobre o coeficiente de transferência de calor no resfriamento secundário (SENGUPTA; THOMAS; WELL, 2005).

Quando as temperaturas superficiais do aço são muito elevadas, um filme estável de vapor de água é formado na superfície do veio e o calor é transferido por condução através desse filme estável de vapor. Nesse regime, o coeficiente de transferência de calor não muda muito com a temperatura superficial do veio. À medida que a temperatura do veio decresce, o coeficiente de transferência de calor também decresce e atinge seu valor mínimo à temperatura conhecida como temperatura de Leidenfrost.

Abaixo da temperatura de Leidenfrost, o resfriamento passa pelo regime de vapor de transição. À medida que a temperatura superficial do veio decresce, a estabilidade do filme de vapor é reduzida e as bolhas de vapor começam a se desprender da superfície do metal. A camada de vapor começa a se desfazer, o que aumenta a circulação de água. O coeficiente de transferência de calor aumenta acentuadamente,

pois aumenta a área do metal exposta diretamente à água, e atinge seu máximo à temperatura conhecida como *burn out temperature*.

À medida que a temperatura superficial do aço decresce, a formação e o desprendimento das bolhas são reduzidos, reduzindo o efeito de circulação do filme de água e, conseqüentemente, reduzindo o coeficiente de transferência de calor. Esse regime é chamado de nucleação de vapor e ocorre na faixa de temperatura superficial do veio entre 100°C e 700°C.

O regime de convecção forçada ocorre em temperaturas superficiais do aço inferiores a 100°C, sendo a transferência de calor devida ao escoamento do filme de água sobre a superfície do veio. Esse regime não tem relevância prática no lingotamento contínuo, pois as temperaturas superficiais do aço requeridas são muito baixas.

As taxas de transferência de calor do aço podem mudar rapidamente caso o veio esteja em regiões de transição entre regimes de resfriamento, especialmente em temperaturas próximas à temperatura de Leidenfrost. Taxas de transferência de calor associadas à nucleação de vapor podem reduzir rapidamente a temperatura da superfície do aço, enquanto que taxas de transferência de calor associadas ao filme de vapor podem promover um aumento intenso da temperatura superficial. Como resultado, mudanças abruptas na temperatura do veio podem ocorrer à medida que o fenômeno de vaporização muda de nucleação de vapor para filme de vapor e vice versa. Dependendo do regime de resfriamento local, variações extremas do resfriamento podem ocorrer simultaneamente em diferentes posições na superfície do veio, tornando o resfriamento secundário do veio um processo transiente e bastante complexo.

Além da temperatura superficial do veio, outros parâmetros exercem influência sobre a transferência de calor do veio no resfriamento secundário (BAPTISTA, 1979) e serão discutidos a seguir.

### Vazão específica de água

O principal parâmetro de influência na transferência de calor do aço na zona de resfriamento secundário é a vazão específica de água. A vazão específica de água é definida como a vazão total de água dividida pela área superficial a ser resfriada e é geralmente fornecida em  $\text{l.s}^{-1}.\text{m}^{-2}$  ou em  $\text{l.min}^{-1}.\text{m}^{-2}$ . Quanto maior for a vazão específica de água maior será o coeficiente de transferência de calor e mais intenso será o resfriamento.

Jeschar, Reiners e Scholz (1986) relacionaram o coeficiente de transferência de calor com a vazão específica de água e com a temperatura superficial a partir do resfriamento de uma barra de níquel aquecida. A Figura 3.22 mostra que o coeficiente de transferência de calor aumenta com a vazão específica de água, mas diminui com o aumento da temperatura superficial.

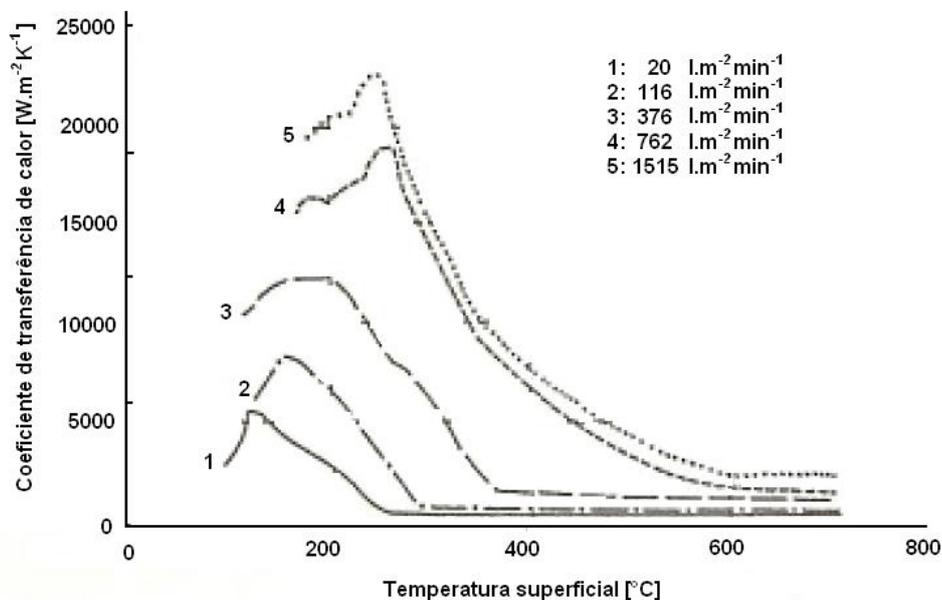


Figura 3.22 – Coeficiente de transferência de calor em função da vazão específica de água (JESCHAR, REINERS e SCHOLZ, 1986)

Prinz e Bamberger (1989) mediram o coeficiente de transferência de calor variando a vazão específica dos bicos sprays entre  $0,170\text{l.s}^{-1}.\text{m}^{-2}$  a  $2,72\text{l.s}^{-1}.\text{m}^{-2}$ . Barras cilíndricas de cobre foram usadas nos experimentos. A Figura 3.23 mostra que os coeficientes de calor são crescentes com o aumento da vazão específica, mas são decrescentes com

a temperatura superficial para vazões específicas distintas. O aumento da temperatura superficial aumenta a estabilidade do filme de vapor e, conseqüentemente, reduz a circulação de água.

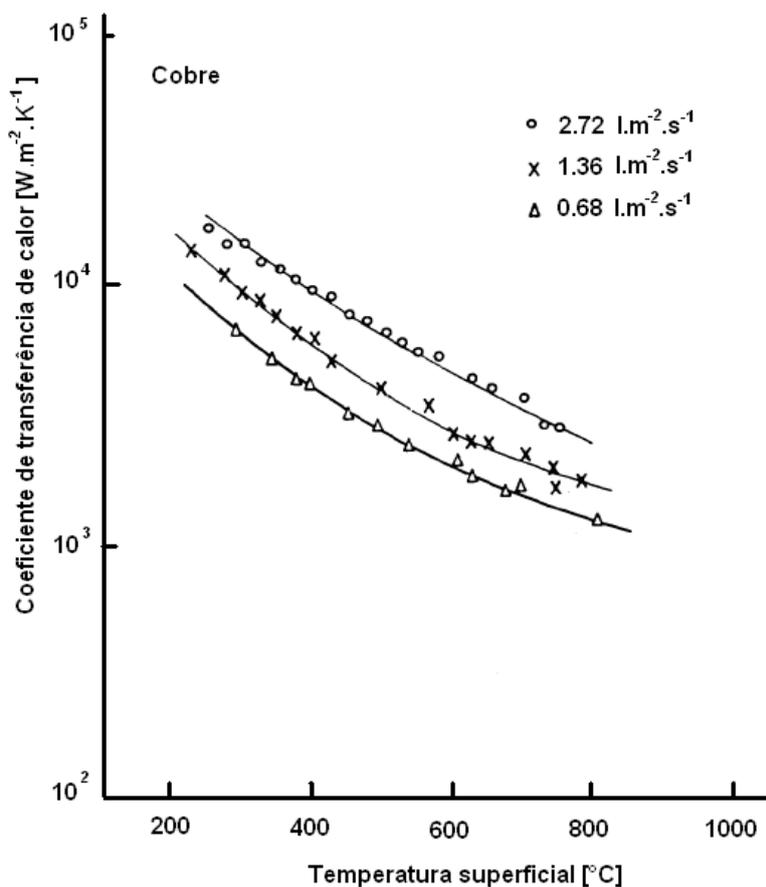


Figura 3.23 - Variação do coeficiente de transferência de calor em função da vazão específica de água para placas de cobre (PRINZ e BAMBERGER, 1989)

Kushnarev *et al.* (2007) estimaram o coeficiente de transferência de calor de bicos sprays usados no lingotamento contínuo de placas e compararam com resultados obtidos por outros autores. A relação entre coeficiente de transferência de calor e vazão específica de água obtida é crescente e quase linear, conforme mostrado na Figura 3.24.

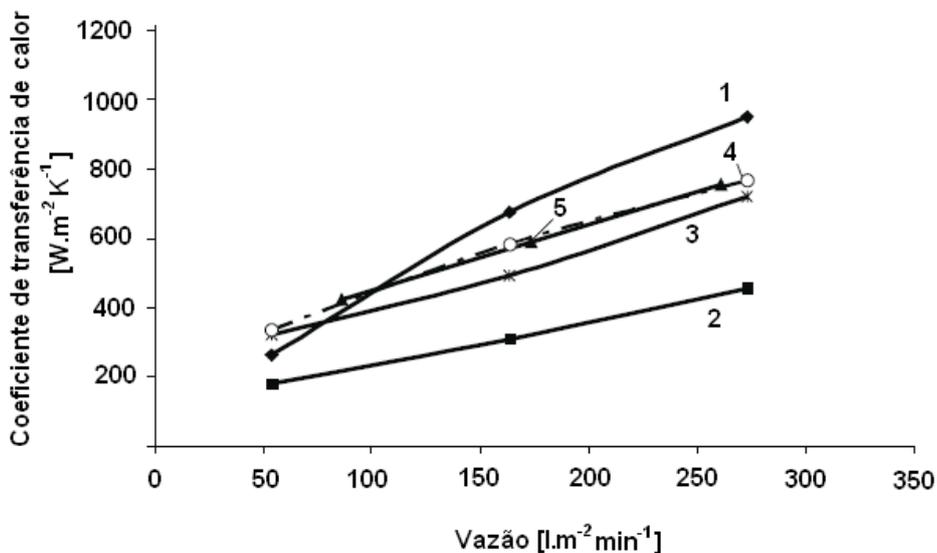


Figura 3.24 - Variação do coeficiente de transferência de calor em função da vazão específica de água (KUSHNAREV *et al.*, 2007)

#### Tipo de bicos spray

Dois tipos básicos de bicos spray são utilizados na zona de resfriamento secundário, os monofásicos, que usam apenas água, e os bifásicos (*air-mist*), que usam água e ar comprimido. Nos bicos spray monofásicos, a atomização da água ocorre pelo suprimento de água sem o auxílio de outros dispositivos. Nos bicos spray bifásicos, a água de resfriamento é misturada com ar comprimido em uma câmara de mistura à frente do bico e a mistura emerge do bico como um spray finamente atomizado, conforme esquematizado na Figura 3.25.

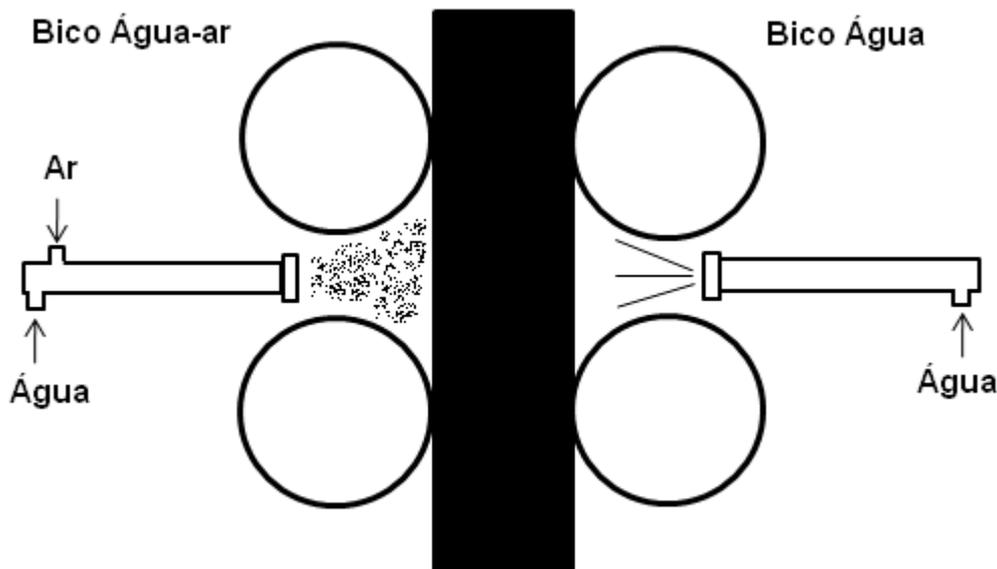


Figura 3.25 – Arranjos dos bicos spray monofásicos e bifásicos (*air-mist*) (IRVING, 1993)

Os bicos spray bifásicos produzem escoamentos de gotas menores e com velocidades de impacto superiores se comparados com as gotas dos bicos spray monofásicos. As pesquisas realizadas comparando os dois tipos bicos spray mostraram que o resfriamento com o bico spray bifásico pode ser realizado com quantidades menores de água, pois o bico bifásico produz uma vazão específica de água superior à vazão específica de água produzida pelo bico monofásico para uma mesma quantidade de água.

Jeschar, Reiners e Scholz (1986) também compararam o desempenho de bicos spray monofásico e bifásico resfriando uma barra de níquel aquecida. A vazão de água foi mantida constante e igual a  $70\text{kg}\cdot\text{h}^{-1}$  durante os dois experimentos. O coeficiente de transferência de calor obtido com o bico bifásico foi sempre maior do que o coeficiente de transferência de calor obtido com o bico monofásico em toda a faixa de temperatura. Para obtenção de um coeficiente de transferência de calor semelhante, a vazão do bico monofásico foi três vezes maior que a vazão de água do bico bifásico, conforme mostrado pela Figura 3.26. Esse fato é explicado pela vazão específica produzida pelo bico bifásico ser mais de sete vezes maior que a vazão específica produzida pelo bico monofásico.

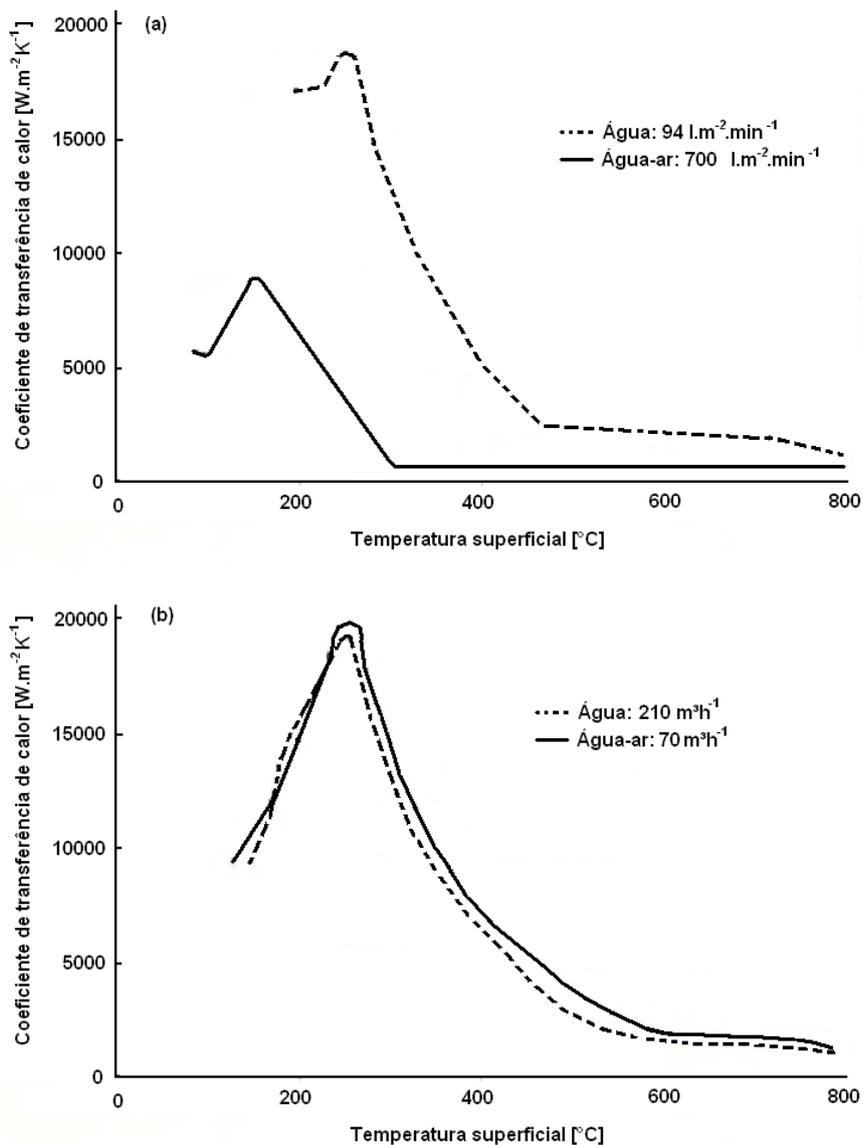


Figura 3.26 – Comparação dos bicos spray monofásico e bifásico: a) vazões de água absolutas iguais; b) vazões específicas de água iguais (JESCHAR, REINERS e SCHOLZ, 1986)

Kushnarev *et al.* (2007) avaliaram o coeficiente de transferência de calor usando bicos sprays monofásico e bifásico com as mesmas vazões de água. Em toda faixa de vazão de água, o coeficiente de transferência de calor do bico bifásico foi maior do que o coeficiente de transferência de calor obtido pelo bico monofásico, conforme mostrado na Figura 3.27.

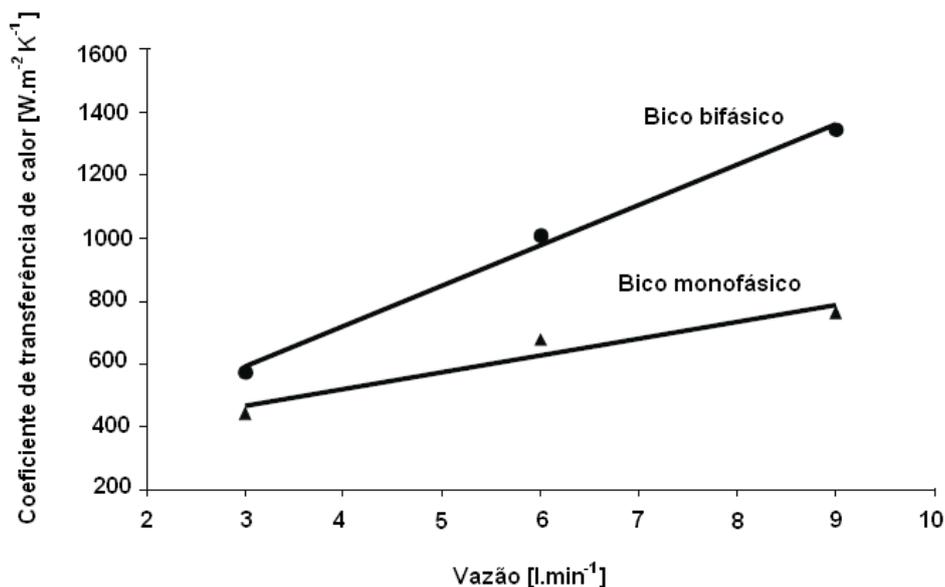


Figura 3.27 – Comparação do coeficiente de transferência de calor de bicos monofásico e bifásico (KUSHNAREV *et al.*, 2007)

Além do efeito sobre a vazão específica de água, o tipo de bico spray tem um papel determinante nas características do spray de água, como velocidade de impacto e ângulo de incidência da gota de água na superfície do veio e tamanho da gota de água.

#### Velocidade, tamanho e ângulo de incidência das gotas de água

Os efeitos da velocidade, tamanho e ângulo de incidência das gotas de água sobre a transferência de calor no resfriamento secundário podem ser compreendidos a partir da contribuição de cada um desses fatores no aumento da quantidade de movimento das gotas de água e na conseqüente ruptura da camada de vapor formada junto à superfície aquecida.

A Figura 3.28 mostra os resultados de tamanho e velocidade de gota de um bico spray bifásico do tipo leque em função da posição dentro da área de projeção do spray. No centro da projeção do spray de água as gotas têm velocidade maior e diâmetro menor. Uma placa fina aquecida continuamente por uma fonte elétrica foi resfriada pelo bico spray e sua temperatura medida por uma câmera termográfica. O perfil de temperatura obtido mostra que no centro da área de projeção do spray a temperatura é menor do que na periferia da área de projeção. Portanto, pode-se afirmar que o coeficiente de

transferência de calor é crescente com aumento da velocidade e com a redução do diâmetro das gotas.

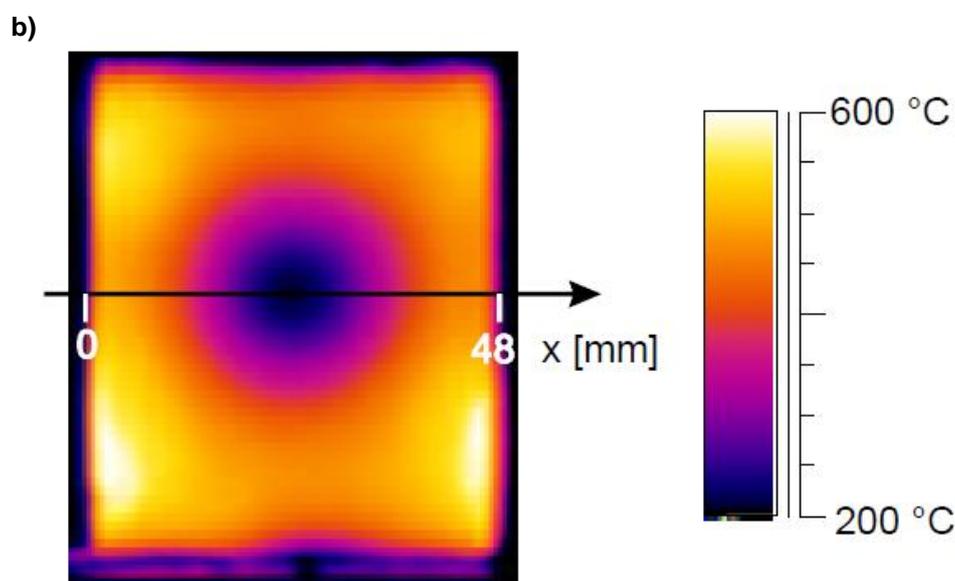
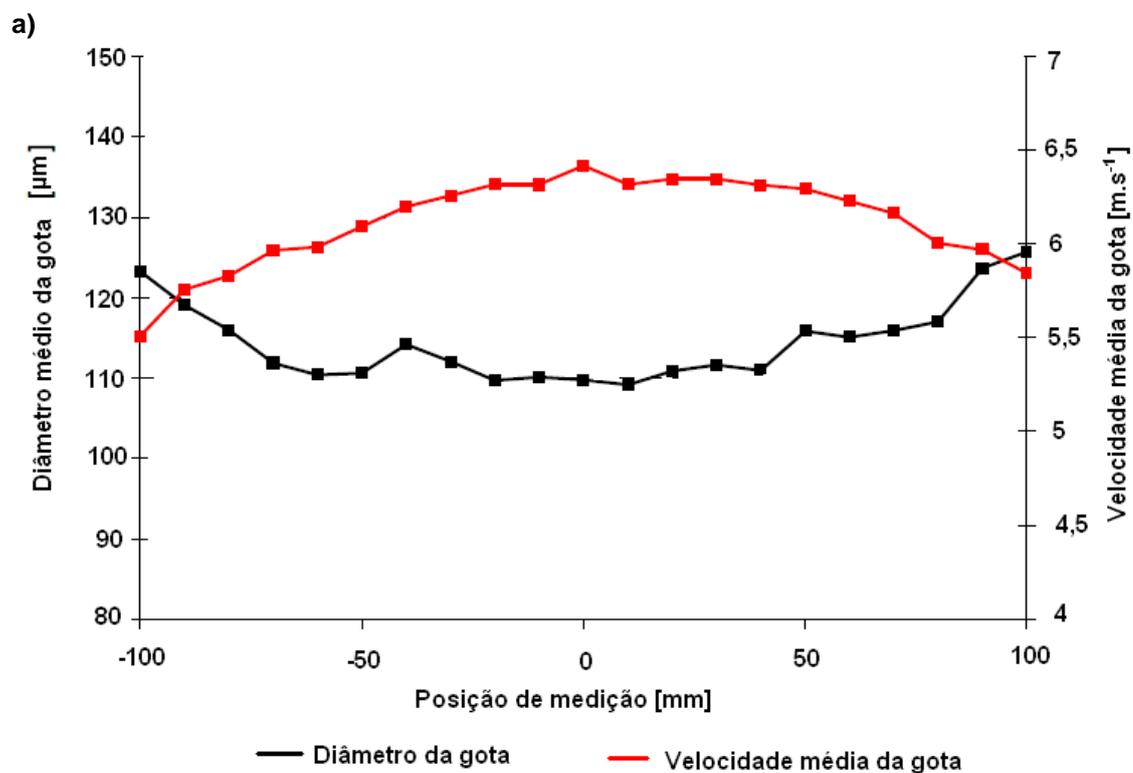


Figura 3.28 – Características das gotas de bicos spray bifásicos: a) variação do diâmetro e da velocidade das gotas de água; b) perfil térmico da placa (PUSCHMANN, SPECHT, SCHMIDT, 2001)

Mizikar (1970) analisou o efeito da pressão de água dos bicos sobre a vazão específica de água usando um bico monofásico de jato do tipo cone cheio. A Figura 3.29 mostra que a elevação da pressão da água tem um efeito pequeno na região central da área de projeção do spray, mas um efeito pronunciado nas regiões mais periféricas, tendendo a uniformizar a distribuição de água na área de projeção.

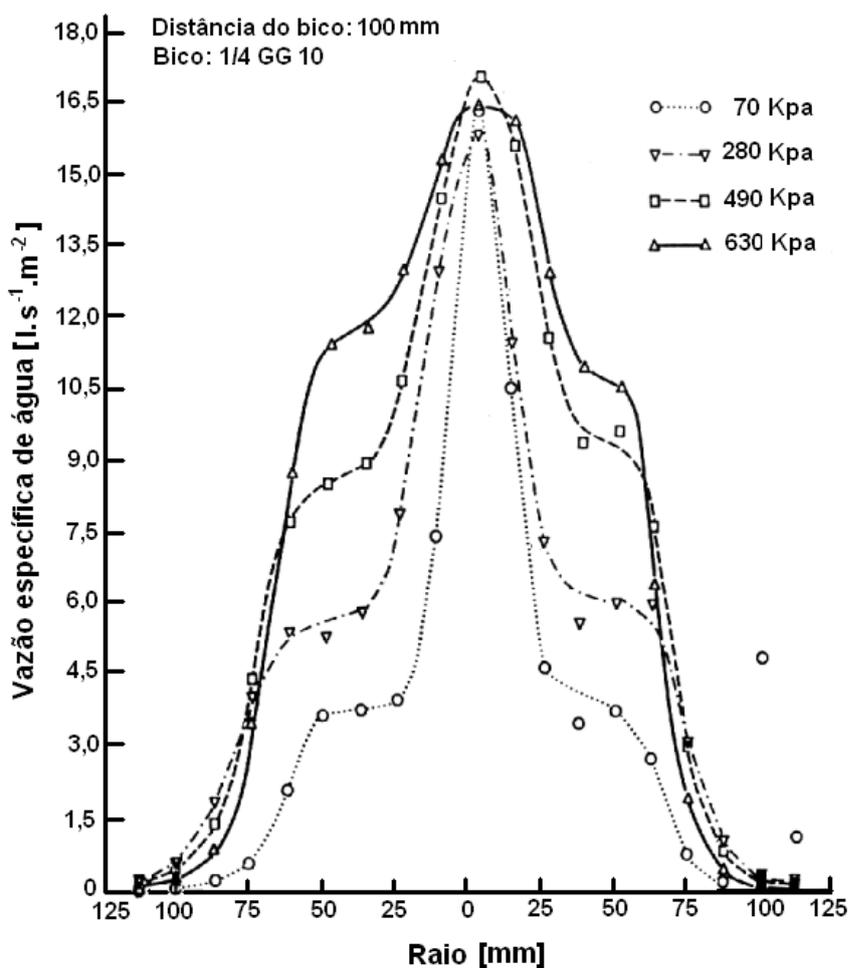


Figura 3.29- Perfis de distribuição de água de bicos monofásicos em função da pressão de água (MIZIKAR, 1970)

Horsky e Raudensky (2005) investigaram o efeito do tamanho das gotas de água sobre o coeficiente de transferência de calor. Foram realizados dois experimentos em que o tamanho das gotas foi alterado por meio do aumento da vazão de ar. As vazões de ar usadas foram iguais a  $30m^3 \cdot h^{-1}$  no primeiro experimento e  $15m^3 \cdot h^{-1}$  no segundo experimento, enquanto que todos os outros parâmetros foram mantidos iguais. Conforme mostrado na Figura 3.30, o coeficiente de transferência de calor aumenta

com o aumento da vazão de ar devido à atomização das gotas de água ser mais intensa e, conseqüentemente, maior velocidade de impacto e menor o tamanho das gotas de água.

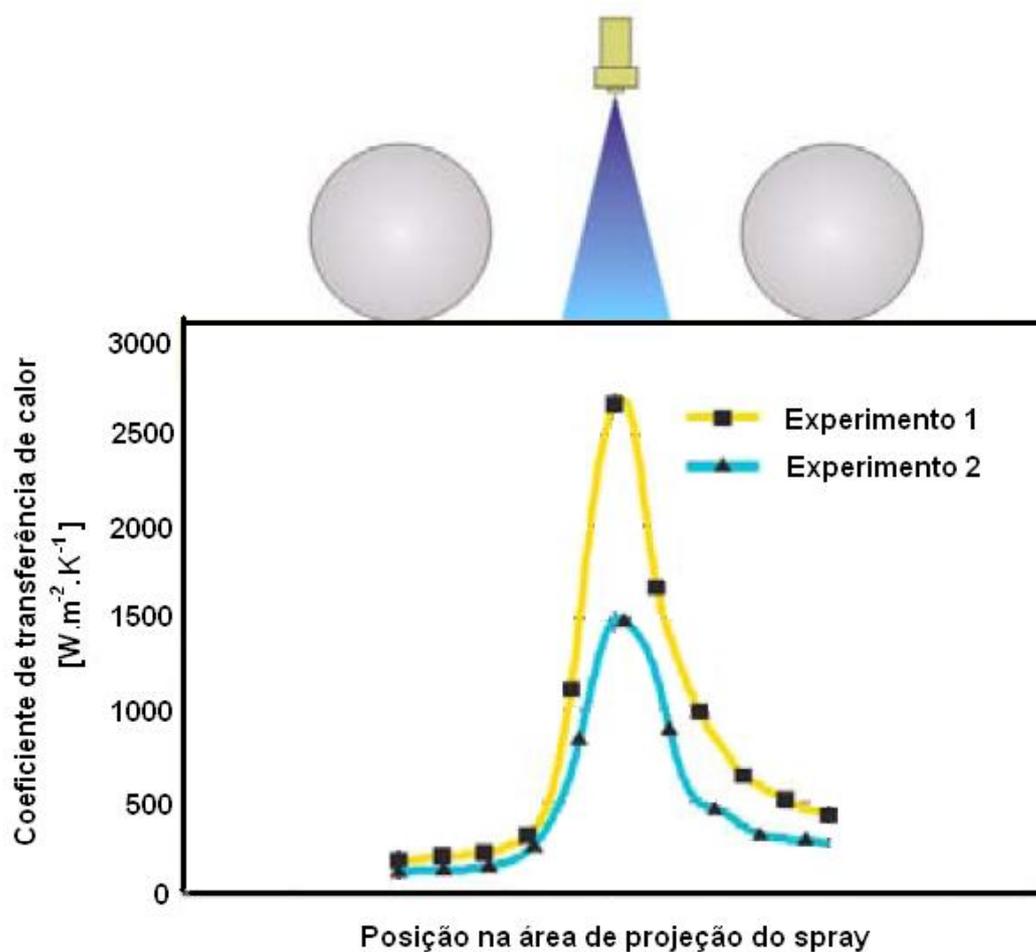


Figura 3.30 - Variação do coeficiente de transferência de calor em função da posição na área de projeção do spray (HORSKY e RAUDENSKY, 2005)

Ito *et al.* (2011) avaliaram o coeficiente de transferência de calor de bicos monofásicos em função da pressão de água. A Figura 3.31 mostra que o coeficiente de transferência de calor aumenta com o aumento da pressão de água para os dois bicos. Com o aumento da pressão de água, a velocidade das gotas tende a ser maior, enquanto que o tamanho das gotas tende a ser menor.

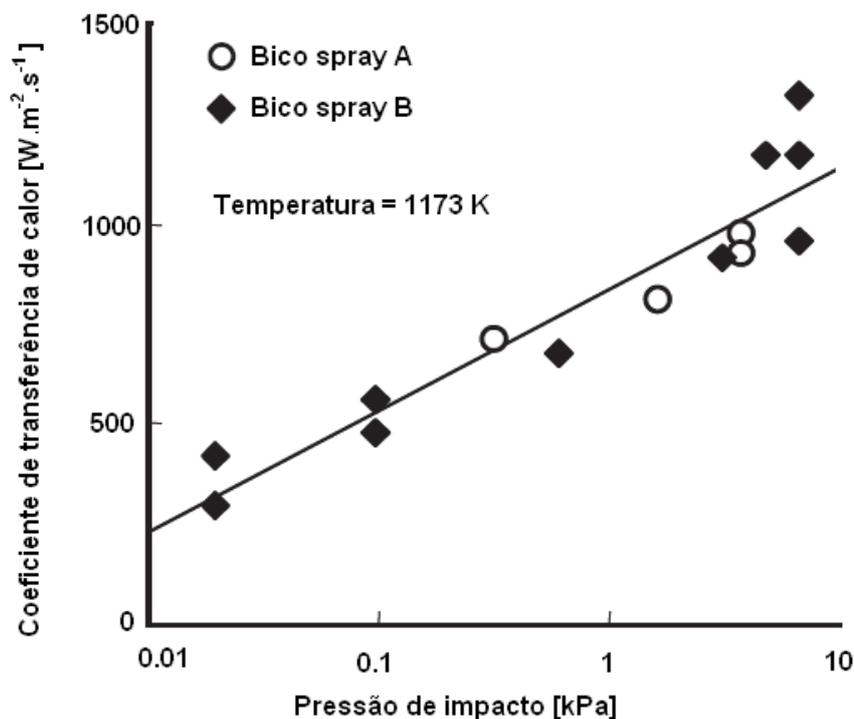


Figura 3.31 - Variação do coeficiente de transferência de calor em função da pressão de impacto da água (ITO *et al.*, 2011)

A Tabela III.4 resume os efeitos do aumento dos principais parâmetros dos sprays sobre o coeficiente de transferência de calor na zona de resfriamento secundário.

Tabela III.4 – Efeito dos parâmetros dos sprays sobre o coeficiente de transferência de calor

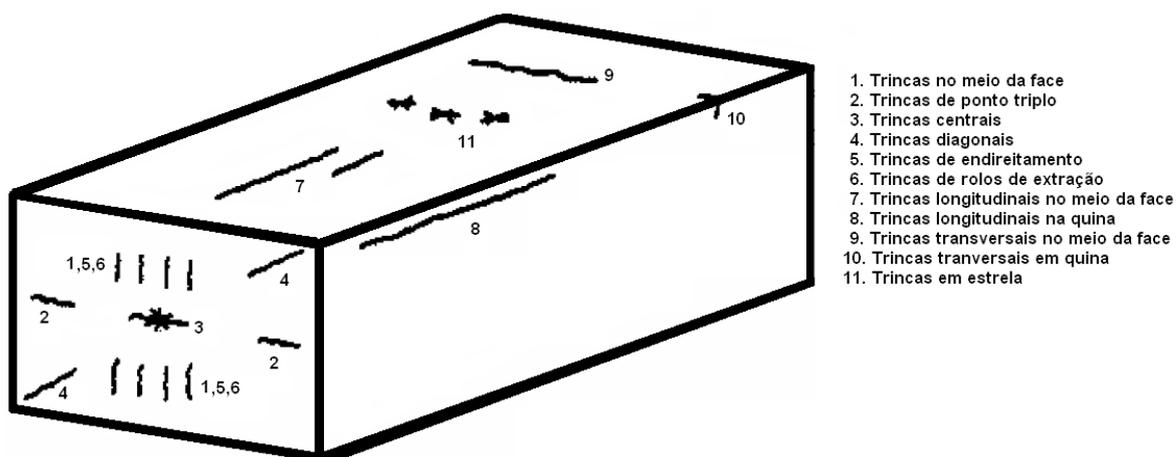
<b>Aumento do parâmetro</b>	<b>Efeito sobre a transferência de calor</b>
Vazão específica de água	Aumenta
Pressão de água	Aumenta
Pressão de ar	Aumenta
Velocidade das gotas	Aumenta
Tamanho das gotas	Diminui
Temperatura superficial	Depende do regime de vapor na superfície

### 3.2.3 Problemas de qualidade no lingotamento contínuo relacionados à transferência de calor

Durante o lingotamento contínuo, a camada sólida de aço é sujeita a diversas tensões mecânicas e térmicas. Essas tensões geram problemas de qualidade tais como trincas, abaulamento da superfície e rompimento de veio.

As tensões mecânicas são geradas pelos seguintes fatores ou pela combinação deles: fricção entre a superfície do molde e a camada sólida do veio, pressão ferrostática da porção líquida, desalinhamento da máquina de lingotamento contínuo e operações de encurvamento e endireitamento do veio (PRABHAKAR, 1980).

As tensões térmicas surgem devido aos gradientes intensos de temperatura na camada solidificada. Quando há uma alteração na taxa de extração de calor na superfície, esses gradientes se alteram rapidamente, gerando expansões térmicas diferentes e, conseqüentemente, gerando tensões na camada solidificada. As trincas são os defeitos mais comuns relacionados à transferência de calor e se formam quando uma tensão suficientemente grande é gerada em regiões de baixa ductilidade do aço. A Figura 3.32 mostra os tipos de trincas geradas no lingotamento contínuo do aço.



1. Trincas no meio da face
2. Trincas de ponto triplo
3. Trincas centrais
4. Trincas diagonais
5. Trincas de endireitamento
6. Trincas de rolos de extração
7. Trincas longitudinais no meio da face
8. Trincas longitudinais na quina
9. Trincas transversais no meio da face
10. Trincas transversais em quina
11. Trincas em estrela

Figura 3.32 – Tipos de trincas no tarugo de lingotamento contínuo (SAMARASEKERA e CHOW, 2003)

Durante o resfriamento do veio, a ductilidade do aço varia em função da temperatura. Conforme mostrado na Figura 3.33, existem três faixas de temperatura (*Brittle Temperature Range – BRT*) em que o aço apresenta baixa ductilidade.

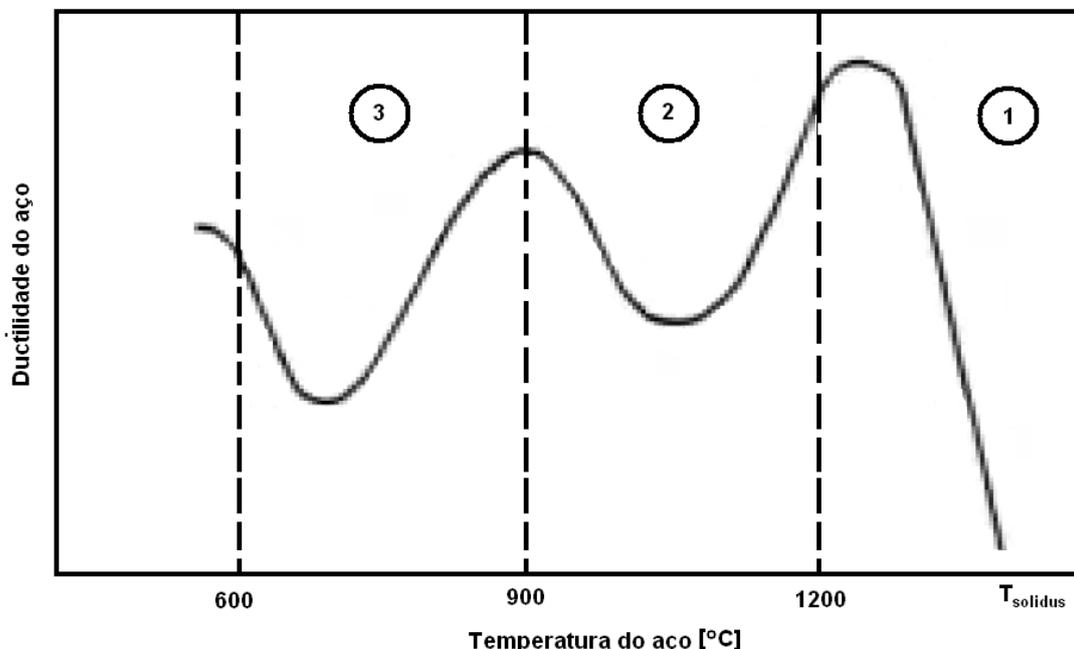


Figura 3.33 - Faixas de temperatura de baixa ductilidade do aço (SENGUPTA; THOMAS; WELL, 2004)

A primeira faixa de temperatura de baixa ductilidade do aço, BTR 1, varia entre 1340°C até a temperatura solidus e nela se formam filmes líquidos na região interdendrítica. Essa região está associada à formação da maioria das trincas internas. Na BTR 2, que varia entre 900°C e 1200°C, sulfetos se precipitam nos contornos de grãos e há uma concentração de tensões na matriz austenítica fragilizada. A esse fenômeno podem estar associadas as trincas em estrela ("star cracks") e as trincas longitudinais do meio da face ("longitudinal midface cracks"). Na BTR 3, que varia entre 600°C e 900°C, nitretos se precipitam nos contornos de grãos e há uma concentração de tensões na matriz austenítica fragilizada (BRIMACOMBE, 1984). As operações de encurvamento e endireitamento do veio devem ocorrer fora das regiões de baixa ductilidade para que os problemas devidos às tensões mecânicas sejam minimizados.

O resfriamento excessivo do veio pode aumentar a geração de tensões devido às contrações térmicas na superfície serem maiores do que as contrações no interior do

veio, onde o resfriamento é menos intenso. Por outro lado, o resfriamento insuficiente da superfície do veio resulta em uma camada sólida mais quente, menos resistente e menos capaz de acomodar os efeitos de abaulamento devido à pressão ferrostática.

Um resumo dos problemas de qualidade mais comuns relacionados à transferência de calor do aço no lingotamento contínuo originados no molde e na câmara spray é apresentado na Tabela III.5.

Tabela III.5 – Resumo dos problemas de qualidade relacionados à transferência de calor (SAMARASEKERA e CHOW, 2003)

Descrição	Local de ocorrência	Causas
Trincas nas quinas	Parte inferior do molde	Abaulamento da camada sólida
Trincas diagonais	Câmara spray	Camada sólida de aço não uniforme gerada pelo molde
		Resfriamento assimétrico de spray
Trincas centrais	Próximo aos rolos de extração	<i>Squeezing</i> no veio com núcleo líquido
Trincas de endireitamento	Próximo ao ponto de endireitamento	Endireitamento do veio com o centro líquido
Trincas longitudinais no meio da face	Molde	Reaquecimento excessivo em um ponto localizado na superfície do veio; incidência do jato de aço na face
Trincas no meio da face	Saída do molde ou no espaço entre o molde e a câmara spray	Reaquecimento da superfície do veio
Trincas transversais	Parte superior da câmara spray	Reaquecimento da superfície
	Parte inferior da câmara sprays	Reaquecimento da superfície do veio devido aos sprays
	Parte inferior da câmara sprays e molde	Reaquecimento de partes super resfriadas geradas no molde
		Ação de “puxamento” no veio como resultado de agarramento no molde
Trincas longitudinais nas quinas	Molde	Reaquecimento no canto devido um espaço excessivo entre o molde e o veio ou camada sólida muito fina e quente nos cantos
Abaulamento	Molde ou câmara spray	Camada não uniforme gerada no molde
	Câmara spray	Resfriamento assimétrico dos sprays

### 3.2.4 Problemas de qualidade na Vallourec Tubos do Brasil relacionados à transferência de calor no lingotamento contínuo

A laminação automática da Vallourec Tubos do Brasil produz tubos de aço sem costura nos diâmetros que variam entre sete e catorze polegadas. Os tubos laminados são submetidos a rigorosos controles de processo e ensaios não destrutivos com o objetivo de garantir a qualidade do produto.

Um dos maiores responsáveis pelos problemas de não-qualidade nos tubos da laminação automática é a dobra de matéria-prima. Em 2012 e 2013, o índice desse defeito esteve acima dos valores estabelecidos pela empresa, conforme mostrado na Figura 3.34.

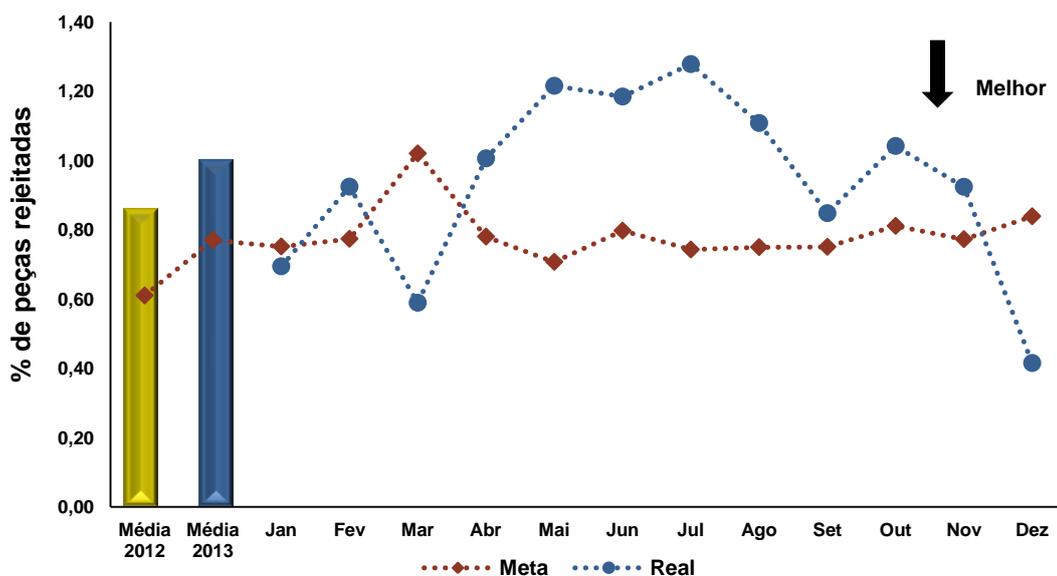


Figura 3.34 – Índice de ocorrência de dobra de matéria-prima na laminação automática

Esse problema é proveniente de um defeito gerado na barra durante a produção de aço no lingotamento contínuo e trata-se de uma laminação do aço sobre o próprio aço gerando uma espécie de “folha dobrada”, conforme mostrado na Figura 3.35.

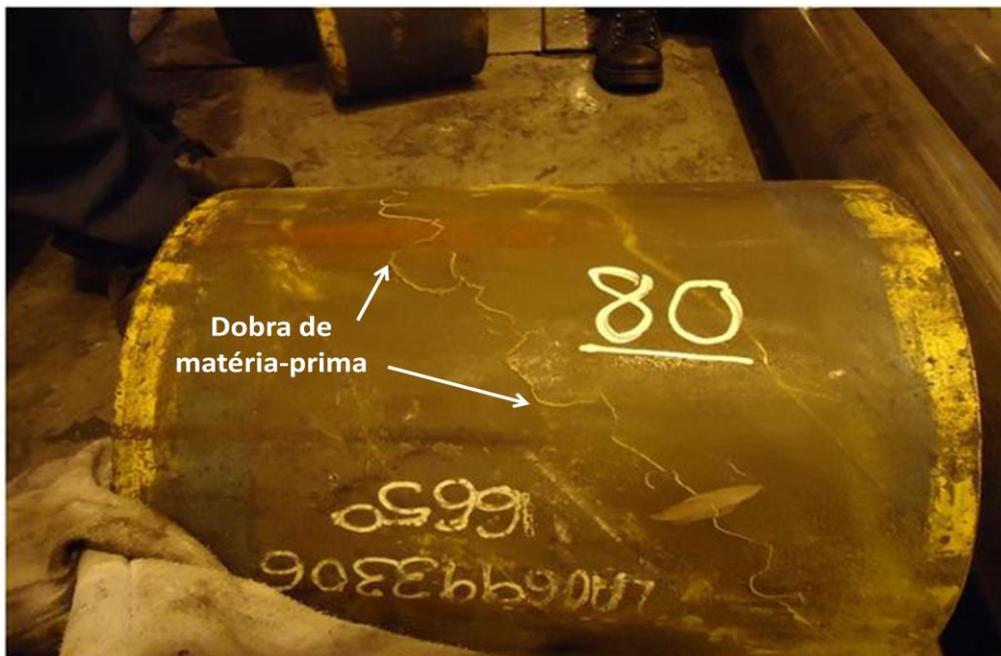


Figura 3.35 – Dobra de matéria-prima em um tubo laminado

As principais causas de geração das dobras de matéria-prima são inclusões, porosidades e trincas nas barras do lingotamento contínuo.

Conforme discutido na seção 3.2.3, as trincas são geradas quando uma tensão suficientemente grande é gerada em regiões de baixa ductilidade do aço. Grandes variações na extração de calor na superfície da barra são capazes de gerar tensões térmicas intensas. No lingotamento contínuo, as trincas de origem térmica podem ser formadas no interior do molde ou na zona de resfriamento secundário, especialmente quando há vazões indevidas e distribuição não-uniforme de água.

Por isso, o conhecimento dos perfis de distribuição de água, fluxo de calor e temperatura superficial no lingotamento contínuo são fundamentais na definição de parâmetros e no desenvolvimento de práticas operacionais para que a ocorrência de dobras de matéria-prima e de defeitos de qualidade relacionados à transferência de calor do aço no lingotamento contínuo seja minimizada.

### 3.3 Modelamento Matemático da Transferência de Calor no Lingotamento Contínuo

Os primeiros modelos matemáticos de solidificação do aço no lingotamento contínuo foram desenvolvidos por Mizikar, citado por Thomas (2002) e Lait, Brimacombe e Weinberg (1974). Os modelos matemáticos resolviam a equação 3.3 de condução de calor transiente, em uma fatia de aço que era rastreada à medida que ela se deslocava ao longo do veio.

$$\rho \frac{\partial H}{\partial t} = \nabla \cdot k \nabla T \quad (3.3)$$

Onde,

$\rho$  é a massa específica [ $\text{kg} \cdot \text{m}^{-3}$ ];

$H$  é a entalpia [ $\text{J} \cdot \text{kg}^{-1}$ ];

$t$  é o tempo [s];

$k$  é a condutividade térmica [ $\text{W} \cdot \text{m}^{-1} \cdot \text{K}^{-1}$ ];

$T$  é a temperatura [K].

A Figura 3.36 mostra a comparação dos resultados computacionais de dois modelos com resultados experimentais e resultados de solução analítica para a espessura da camada sólida e para a temperatura superficial do veio. A diferença entre os dois modelos é o método de cálculo do fluxo de calor no molde. O modelo A calculou o fluxo de calor no molde usando o tempo de residência do aço no molde e o modelo B calculou o fluxo de calor no molde por meio do balanço integral de energia do molde proposto por Hills, citado por Lait, Brimacombe e Weinberg (1974). É possível perceber uma grande concordância de resultados entre os diferentes métodos, especialmente os resultados de espessura da camada sólida.

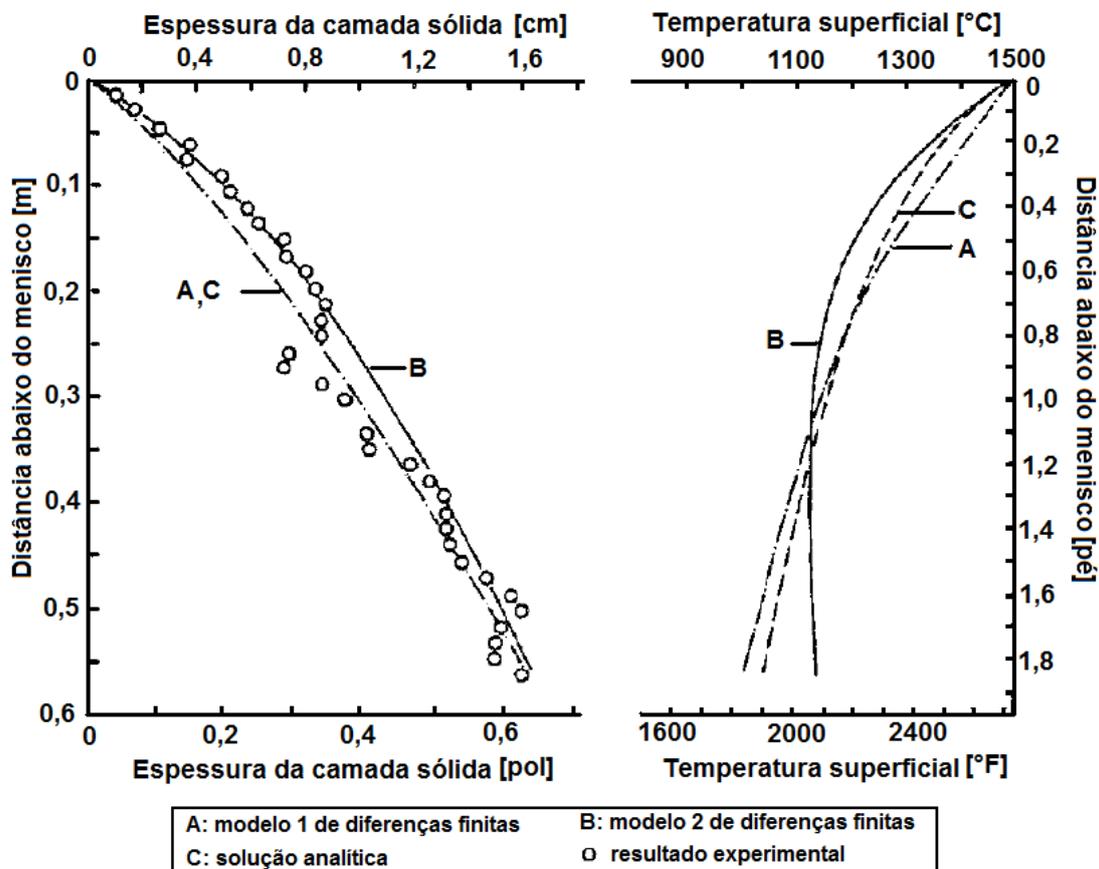


Figura 3.36 – Resultado de espessura da camada sólida e da temperatura superficial do veio no molde (THOMAS, 2002)

Desde então, diversos modelos matemáticos têm sido desenvolvidos na busca de maior compreensão dos fenômenos relativos à transferência de calor e à solidificação do aço no lingotamento contínuo.

Os principais objetivos dos modelos matemáticos do lingotamento contínuo são:

- Caracterizar as taxas de resfriamento do aço;
- Simular os efeitos das práticas de controle de vazão de água sobre a temperatura superficial do aço;
- Avaliar a influência dos parâmetros operacionais (velocidade de lingotamento, temperatura de vazamento do aço no distribuidor, vazão de água no resfriamento primário e secundário, uso de pó fluxante, etc.) sobre a qualidade do produto;

- Analisar os distúrbios e o tempo de propagação dos distúrbios na temperatura do aço ao longo da zona de resfriamento secundário gerados pela alteração de velocidade de lingotamento;
- Desenvolver novas práticas operacionais e sistemas de controle dinâmico do resfriamento secundário.

A maioria dos modelos matemáticos de transferência de calor no lingotamento contínuo é desenvolvida a partir das leis e princípios que descrevem os fenômenos físicos do processo. Portanto, o equacionamento dos modelos matemáticos é muito semelhante, pois ele é baseado na equação geral da conservação de energia, conforme descrito na seção 3.3.1.

Para obter a solução numérica da transferência de calor é necessário discretizar a equação de transferência de calor. Os métodos mais utilizados na discretização são diferenças finitas e volumes finitos, apresentados por PATANKAR (1980). A solução das equações discretizadas é obtida de forma implícita ou explícita.

O rastreamento do histórico térmico de uma fatia de aço é provavelmente o método mais utilizado no modelamento matemático da transferência de calor no lingotamento contínuo (HARDIN *et al.*, 2003). Para realizar esse rastreamento, o veio é dividido em inúmeras fatias transversais de espessura unitária que se deslocam desde o menisco até o final da máquina de lingotamento contínuo, conforme mostrado na Figura 3.37.

Cada fatia do veio é dividida em volumes de controle, nos quais a equação da transferência de calor por condução é aplicada. As equações para os volumes de controle são resolvidas a cada ciclo de rastreamento. As condições de contorno de cada fatia são definidas de acordo com sua localização e se alteram à medida que a fatia se desloca ao longo do veio. Os perfis de temperatura e de espessura da camada sólida do veio são obtidos a partir da combinação dos resultados de cada fatia. Nessa abordagem, a transferência de calor por convecção não é modelada diretamente.

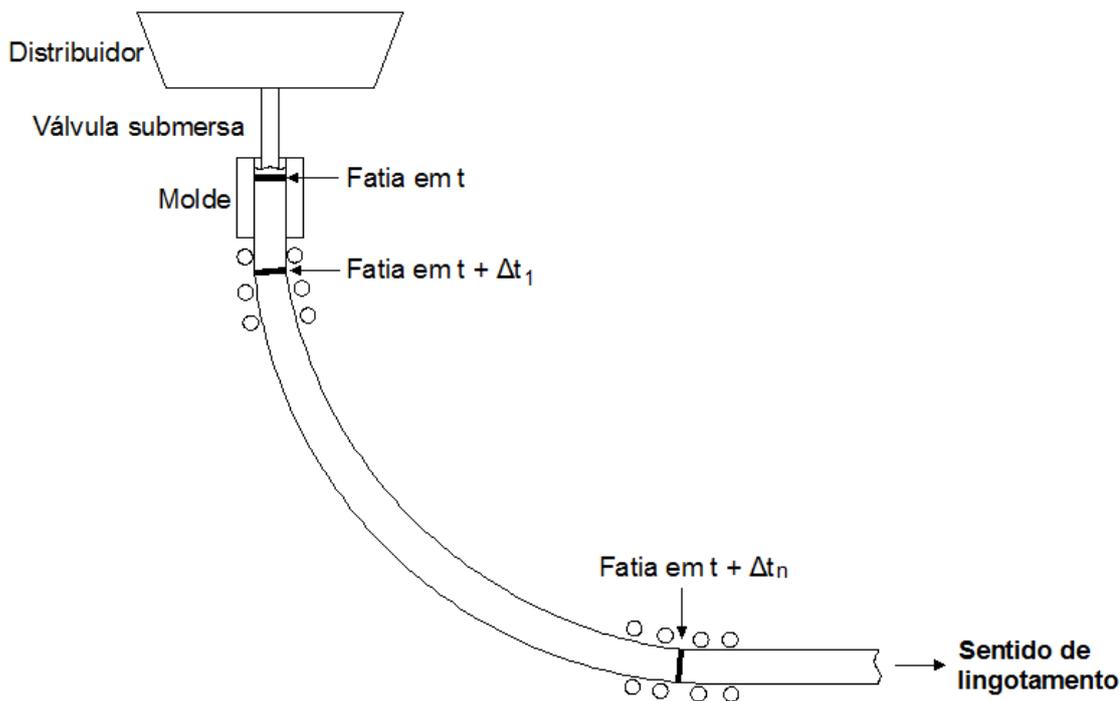


Figura 3.37 – Esquema do rastreamento de uma fatia ao longo de lingotamento

Um aspecto importante no modelamento da transferência de calor no lingotamento contínuo é a definição das direções de transferência de calor que serão consideradas. Essa definição deve ser realizada considerando a capacidade computacional disponível e a geometria do veio.

A aproximação de transferência de calor unidimensional é razoável quando o gradiente de temperatura em uma direção é muito superior aos gradientes de temperatura nas outras direções, como no lingotamento de placas finas. No entanto, a consideração de transferência de calor bidimensional é mais adequada nos casos de lingotamento de tarugos ou placas muito espessas.

Outros aspectos importantes no modelamento da transferência de calor no lingotamento contínuo, como os métodos de cálculo da fração líquida, a consideração do calor latente de fusão, o estabelecimento das condições de contorno e validação dos modelos serão abordados nas próximas seções.

As considerações mais comuns no desenvolvimento dos modelos matemáticos da transferência de calor no lingotamento contínuo do aço são:

- Regime transiente;
- Simetria na seção transversal do veio;
- Transferência de calor por condução na direção de lingotamento é desprezível;
- Os efeitos da contração do veio devido à solidificação são desprezíveis;
- Massa específica do aço constante;
- O calor específico e a condutividade térmica do aço são função da temperatura;
- O calor latente da fusão do aço é convertido em calor específico equivalente na zona pastosa;
- Os efeitos convectivos do fluido são compensados por meio de uma condutividade térmica efetiva aplicada no líquido e na zona pastosa.

### 3.3.1 Equações dos modelos matemáticos

Os modelos matemáticos da transferência de calor no lingotamento contínuo são desenvolvidos a partir da equação da condução transiente de calor mostrada na equação 3.3.

O balanço de energia é aplicado considerando a transferência de calor por condução nas direções da seção transversal do veio e desprezando a condução na direção do lingotamento. Essa consideração é fundamentada pela análise do número de Peclet ( $Pe$ ). O número de Peclet é a razão entre os fluxos de calor por convecção e por condução e é expresso conforme mostrado na equação 3.4. Se o número de Peclet é muito elevado, o efeito da condução é pequeno se comparado com os efeitos da convecção devido ao movimento macroscópico do veio.

$$Pe = \frac{\rho C_p v L}{k} \quad (3.4)$$

Onde

$C_p$  é o calor específico [ $J.kg^{-1}.k^{-1}$ ];

$v$  é a velocidade do fluido. No caso do lingotamento contínuo, a velocidade pode ser considerada como a velocidade de lingotamento [ $m.s^{-1}$ ];

$L$  é o comprimento característico [m].

Nos modelos matemáticos da transferência de calor no veio do lingotamento contínuo, a convecção do aço líquido não é diretamente modelada, mas é aproximada por meio de uma condutividade térmica efetiva  $k_{ef}$ . A condutividade térmica do aço é aumentada como uma função da fração líquida de aço no veio, conforme mostrado na equação 3.5 (WANG *et al.*, 2005).

$$k_{ef} = k[1 + (1 - C)f_l^2] \quad (3.5)$$

Onde

$k$  é a condutividade térmica [ $\text{W}\cdot\text{m}^{-1}\cdot\text{K}^{-1}$ ];

$C$  é uma constante que varia entre 5 e 10 [adimensional];

$f_l$  é a fração líquida do aço no veio [adimensional].

A fração de líquido do aço no veio durante a solidificação pode ser calculada por meio de modelos de microsegregação que relacionam a fração de líquido com a concentração de elementos de liga nas fases líquida ou sólida, considerando que a solidificação ocorre em equilíbrio ou fora do equilíbrio (WON e THOMAS, 2001). A solidificação em equilíbrio parte do pressuposto que existe o equilíbrio químico na interface entre as fases sólida e líquida e dessa forma, para cada temperatura, suas composições químicas são determinadas pelo diagrama de equilíbrio. A hipótese de solidificação em equilíbrio é válida para processos onde as velocidades de resfriamento são relativamente baixas (DOMINGOS, 2004).

Para a solidificação em equilíbrio, a regra da alavanca pode ser usada, pois ela assume que existe difusão completa dos solutos nas fases líquida e sólida durante o processo de solidificação. A regra da alavanca é aplicável em situações práticas de solidificação de ligas cujo soluto é um átomo intersticial de alta mobilidade, como no caso do carbono nas ligas Fe-C. Nessa situação, a fração de líquido pode ser determinada a partir das equações 3.6 e 3.7.

$$f_l = \frac{(T_0 - T_L) - k(T_0 - T)}{(1 - k)(T_0 - T)} \quad (3.6)$$

$$k = \frac{C_{liq}}{C_{sol}} = \frac{T_0 - T_L}{T_0 - T_S} \quad (3.7)$$

Onde

$T_0$  é a temperatura de fusão do ferro puro [K];

$T_L$  é a temperatura liquidus do aço [K];

$T_S$  é a temperatura solidus do aço [K];

$T$  é a temperatura do aço no volume de controle [K];

$C_{liq}$  é a porcentagem em peso do soluto na fase líquida [%];

$C_{sol}$  é a porcentagem em peso do soluto na fase sólida [%].

Para a solidificação fora do equilíbrio, existem pelo menos quatro formas de avaliar a fração de líquido do aço no veio.

O método da variação linear assume a transferência do calor latente varia linearmente entre as temperaturas solidus e liquidus, conforme mostrado na equação 3.8.

$$f_l = \frac{T - T_S}{T_S - T_L} \quad (3.8)$$

A regra de Scheil assume que a difusão do soluto na fase sólida é tão pequena que pode ser desprezada (CASTING AND DESIGN PERFORMANCE, 2009). Além disso, a regra de Scheil considera que a difusão na fase líquida ocorre de maneira suficientemente rápida para que a concentração de solutos seja uniforme e que haja equilíbrio na interface entre as fases sólida e líquida (CHEN, 2009). A fração de líquido prevista pela regra de Scheil é expressa conforme mostrado na equação 3.9.

$$f_l = \left( \frac{T_0 - T}{T_0 - T_L} \right)^{\frac{1}{k-1}} \quad (3.9)$$

O método de Brody-Flemings, citado por Poirier e Heinrich (2008, p.445) é usado no caso de ligas intersticiais onde a difusão no sólido é muito intensa ou em caso de grande difusividade atômica. A fração de líquido é expressa conforme mostrado na equação 3.10.

$$f_l = (1 + \gamma k) \left( \frac{T_0 - T}{T_0 - T_L} \right)^{\frac{1}{k-1}} \quad (3.10)$$

$$\gamma = \frac{D_{sol}}{V_{sol} L_p} \quad (3.11)$$

Onde

$\gamma$  é a constante de Brody-Flemings [adimensional];

$D_{sol}$  é o coeficiente de difusão [ $m^2 \cdot s^{-1}$ ];

$V_{sol}$  é a velocidade de solidificação [ $m \cdot s^{-1}$ ];

$L_p$  é o comprimento da zona pastosa [m].

A equação 3.10 se aproxima da equação da regra de Scheil quando  $\gamma$  tende a zero. Por outro lado, quando a difusão no sólido é completa,  $\gamma$  tende a infinito, mas a equação de Brody-Flemings não converge para a equação da regra da alavanca.

Para melhorar o método de Brody-Flemings, Clyne-Kurz propuseram a substituição do parâmetro de solidificação  $\gamma$  pelo parâmetro de solidificação  $\Omega$  (CLYNE e KURZ apud WON e THOMAS, 2001, p. 3). A equação modificada por Clyne-Kurz é mostrada na equação 3.12.

$$f_l = (1 + \Omega k) \left( \frac{T_0 - T}{T_0 - T_L} \right)^{\frac{1}{k-1}} \quad (3.12)$$

$$\Omega = \gamma(1 - e^{\frac{-1}{\gamma}}) - \frac{1}{2}e^{\frac{-1}{2\gamma}} \quad (3.13)$$

$$k = \frac{C_{liq}}{C_{sol}} = \frac{T_0 - T_L}{T_0 - T_S} \quad (3.14)$$

Onde  $\Omega$  [adimensional] é a constante de Clyne-Kurz.

A equação de Clyne-Kurz aproxima-se da equação de Scheil quando  $\gamma$  tende a zero e se aproxima da regra da alavanca quando  $\gamma$  tende a infinito, apresentando consistência física nas condições limites.

A Figura 3.38 mostra os resultados obtidos por Won e Thomas (2001) na comparação da regra da alavanca, da regra de Scheil, do método de Brody-Flemings e do método de Clyne-Kurz no cálculo da concentração de carbono na fase líquida e na interface entre as fases líquida e sólida de um aço com 0,13% de C. A regra da alavanca e o método de Clyne-Kurz apresentaram resultados de microsegregação muito próximos. Por outro lado, o método de Brody-Flemings previu uma concentração muito baixa de carbono, o que não é fisicamente razoável. A regra de Scheil superestimou a segregação de carbono, uma vez que essa regra despreza a difusão na fase sólida.

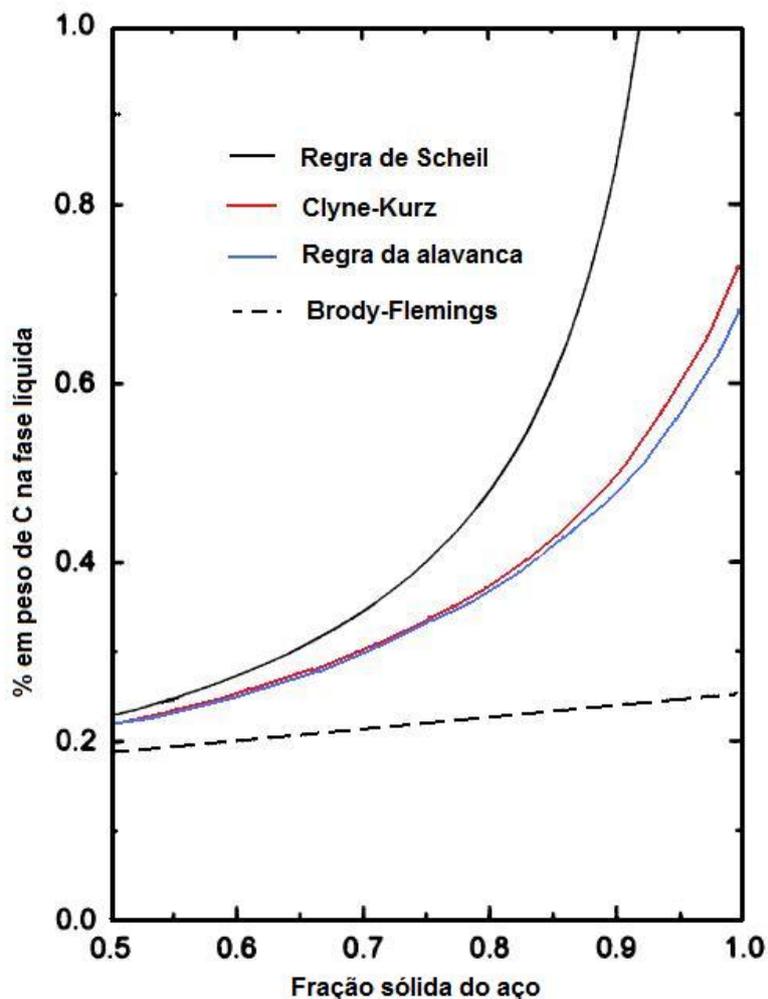


Figura 3.38 – Comparação de métodos no cálculo da concentração de carbono em um aço (WON e THOMAS, 2001).

Outro aspecto importante no modelamento matemático da transferência de calor no lingotamento contínuo é a consideração do efeito do calor latente de fusão. Pelo menos dois métodos podem ser usados na consideração do calor latente de fusão, o método do termo fonte ou o método do calor específico equivalente.

O método do termo fonte contabiliza o efeito do calor latente de fusão no termo fonte da equação da transferência de calor, conforme mostrado nas equações 3.15 e 3.16.

$$\frac{\partial[\rho(C_p T + Lf_l)]}{\partial t} = \text{div}(k_{ef} \nabla T) + S \quad (3.15)$$

$$\frac{\partial(\rho C_p T)}{\partial t} = \text{div}(k_{ef} \nabla T) - \frac{\partial(\rho f_l L_f)}{\partial t} \quad (3.16)$$

Onde

$L_f$  é o calor latente de fusão [ $\text{J.kg}^{-1}$ ];

$f_l$  é a fração líquida de aço [adimensional];

$S$  é o termo fonte.

O método do calor equivalente considera o efeito do calor latente de fusão por meio da substituição do calor específico por um calor específico equivalente  $C_p^{eq}$ , conforme mostrado nas equações 3.17 e 3.18.

$$\frac{\partial(\rho C_p^{eq} T)}{\partial t} = \text{div}(k_{ef} \nabla T) \quad (3.17)$$

$$C_p^{eq} = C_p + L_f \frac{df_l}{dT} \quad (3.18)$$

### 3.3.2 Condições de contorno

Os modelos matemáticos da transferência de calor do lingotamento contínuo têm as condições de contorno definidas segundo as zonas de resfriamento. A seguir, são apresentadas as condições de contorno no molde, no resfriamento secundário e no resfriamento por radiação.

#### Condições de contorno no molde

A condição de contorno no molde pode ser definida pelo fluxo de calor transferido da superfície do veio para a superfície do molde. A transferência de calor no molde envolve fenômenos complexos conforme citado na seção 3.2.1 e, por isso, determinar a condição de contorno ao longo do molde é uma tarefa extremamente difícil.

Uma forma de avaliar o fluxo de calor na superfície do veio no molde é por meio do fluxo de calor médio. O fluxo de calor médio no molde pode ser obtido por meio do balanço de energia da água de refrigeração do molde, a partir dos valores de vazão e das temperaturas na entrada e na saída do molde. Essa técnica descreve apenas aspectos globais da transferência de calor do veio e não considera fenômenos localizados.

Segundo Brimacombe (1976), o parâmetro mais importante na determinação do fluxo de calor médio do veio é o tempo de residência do aço no molde. Lait, Brimacombe e Weinberg (1974) apresentaram a relação entre o fluxo de calor médio e o tempo de residência no molde expressa na equação 3.19.

$$q_{molde} = 2,679 - 0,221\sqrt{t_m} \quad (3.19)$$

Onde

$q_{molde}$  é o fluxo de calor médio do aço no molde [ $\text{MW}\cdot\text{m}^{-2}$ ];

$t_m$  é o tempo de residência do aço no molde [s].

Choudhary, Mazumdar, Ghosh (1993) e Ma, Xie e Jia. (2008) calcularam o fluxo de calor no molde em  $\text{MW}\cdot\text{m}^{-2}$  usando a relação obtida por Savage e Pritchard (1954), expressa pela equação 3.20.

$$q_{molde} = \left( 26,7 - 3,3\sqrt{l/v} \right) \cdot 10^5 \quad (3.20)$$

Onde

$l$  é o comprimento do molde [m];

$v$  é a velocidade de lingotamento [ $\text{m}\cdot\text{s}^{-1}$ ].

Camisani-Calzolari, Craig e Pistorious (1998) calcularam o fluxo de calor do veio no molde em função do tempo de residência do aço no molde e consideraram os efeitos da geometria do molde, conforme mostrado nas equações 3.21, 3.22 e 3.23.

$$q_{molde} = q_z \left( -\frac{3(1-c_w)}{2+c_w} \left( \frac{u' - u}{u'} \right)^2 + \frac{3}{2+c_w} \right) \quad (3.21)$$

$$q_z = \frac{3q_a}{1+2c_a} \left( 1 + \sqrt{\frac{z}{l}} (c_a - 1) \right) \quad (3.22)$$

$$q_a = \alpha - \beta \sqrt{t_{molde}} \quad (3.23)$$

Onde

$q_z$  é o fluxo de calor médio a uma posição  $z$  no molde [ $W.m^{-2}$ ];

$\alpha$  é constante e igual a  $968,1.10^3$  [ $W.m^{-2}$ ];

$\beta$  é uma constante e igual a  $80,1.10^3$  [ $W.m^{-2}s^{-1/2}$ ];

$t_m$  é o tempo de residência do aço no molde [s];

$c_w$  é uma constante que representa a razão entre o fluxo de calor na quina do molde e o fluxo de calor no centro da face [adimensional];

$c_a$  é a razão entre o fluxo de calor na saída do molde e o fluxo de calor no menisco [adimensional];

$u$  é a distância local entre a quina e o centro da barra [m];

$u'$  é a metade da largura do molde [m];

$l$  é o comprimento do molde [m];

$z$  é a distância abaixo do menisco na direção do lingotamento [m].

Spuy, Craig e Pistorius. (1999) mediram a vazão e o aumento da temperatura da água de refrigeração do molde e obtiveram o valor de  $2MW.m^{-2}$  para o fluxo de calor médio de um molde de tarugos de seção transversal quadrada (140mm x 140mm), a uma velocidade de lingotamento de  $2m.min^{-1}$ . Uma variação parabólica do fluxo de calor foi considerada, com o valor máximo localizado no menisco e o valor mínimo na saída do molde igual à metade do valor no menisco.

PETRUS *et al.* (2011) também usaram os valores medidos de vazão e da diferença de temperatura da água de refrigeração do molde para calcular o fluxo de calor médio no

molde de lingotamento de placas finas. O perfil do fluxo de calor local ao longo do molde foi definido por uma função empírica que possui uma porção linear e outra porção exponencial, conforme mostrado nas equações 3.24 e 3.25. O ajuste dessa função foi feito de forma que o fluxo de calor calculado pela função coincidissem com o fluxo de calor médio obtido experimentalmente.

$$q_{molde} = q_0 - q_a(t - t_i^0), 0 \leq t - t_i^0 \leq t_c \quad (3.24)$$

$$q_{molde} = q_b(t - t_i^0)^{-n}, t_c \leq t - t_i^0 \leq t_m \quad (3.25)$$

Onde

$(t - t_i^0)$  é o tempo de residência de uma fatia abaixo do menisco [s];

$t_m$  é o tempo de residência total da fatia no molde [s];

$t_c$  é a duração da porção linear [s];

$n$  é um fator de ajuste que controla o formato da curva e é igual a 4;

$q_0$  é o fluxo de calor no menisco [ $\text{MW} \cdot \text{m}^{-2}$ ];

$q_a$  e  $q_b$  são fluxos de calor ajustados [ $\text{MW} \cdot \text{m}^{-2}$ ].

Uma forma alternativa de obter o perfil do fluxo de calor ao longo do molde é por meio da solução do problema inverso de condução de calor no molde. A solução de um problema inverso consiste em determinar as causas desconhecidas a partir dos efeitos observados ou desejados (ENGL, apud VELHO, 2001). No caso da determinação dos fluxos de calor no molde, o efeito observado é a temperatura na parede do molde e a causa desconhecida é o fluxo de calor.

A solução do problema permite obter um perfil do fluxo de calor muito próximo do perfil real, pois os valores de temperatura medidos no molde refletem a influência dos parâmetros operacionais como velocidade de lingotamento, temperatura de vazamento do aço no distribuidor, qualidade do aço, nível de aço no molde, além dos efeitos complexos da interface entre o molde e a camada sólida de aço (MAN, 2004).

A Figura 3.39 mostra uma instalação típica de termopares na parede de um molde para obtenção das temperaturas

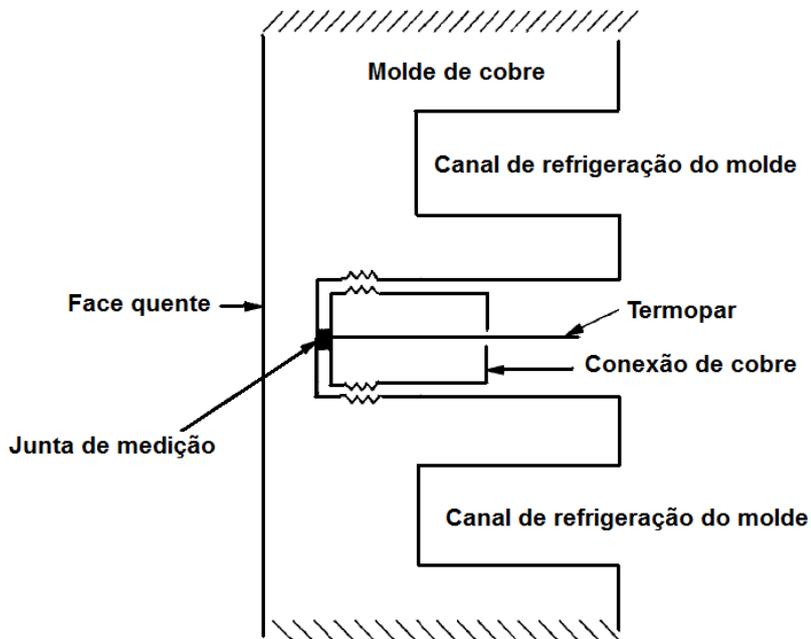


Figura 3.39 – Detalhe da fixação dos termopares em um molde instrumentado (MAHAPATRA *et al.*, 1991)

Brimacombe foi um dos pioneiros na utilização de modelos matemáticos e moldes instrumentados para determinação dos fluxos de calor em moldes de lingotamento de placas e tarugos. Mahapatra *et al.* (1991) utilizaram a mesma metodologia usada por Brimacombe *et al.* (1984) para calcular o fluxo de calor no molde de lingotamento contínuo de placas. Os valores de fluxo de calor foram obtidos a partir dos valores de temperatura medidos por cento e quatorze termopares nas paredes do molde, conforme mostrado nas Figuras 3.40.

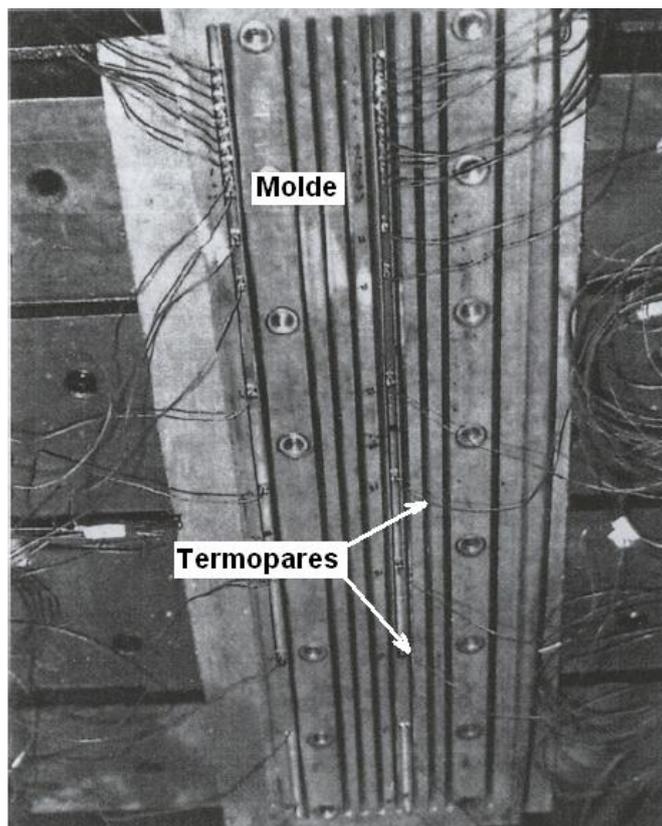


Figura 3.40 – Face estreita do molde instrumentado com 114 termopares (MAHAPATRA *et al.*, 1991)

A Figura 3.41 mostra o perfil do fluxo de calor obtido em função da posição ao longo do molde. É possível observar que o fluxo máximo de calor ocorre na região próxima ao menisco.

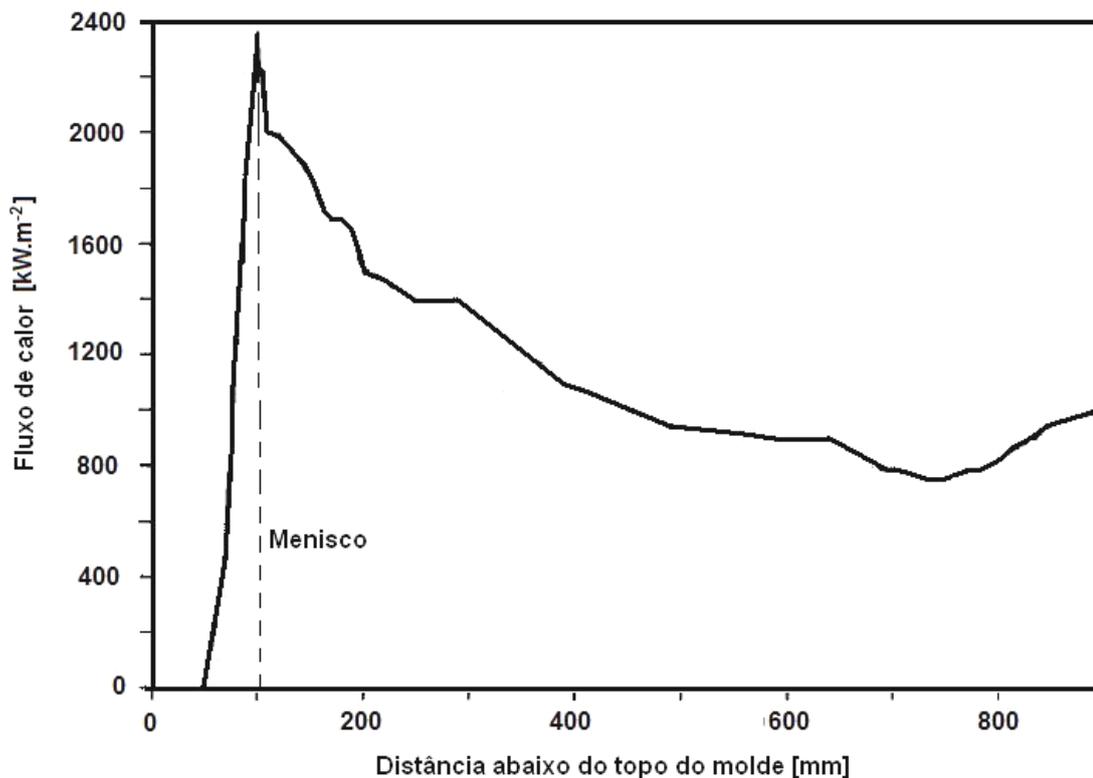


Figura 3.41 – Perfil do fluxo de calor em função da posição no molde (MAHAPATRA *et al.*, 1991)

Kumar *et al.*(1999) avaliaram a variação do coeficiente de transferência de calor no molde em função do espaço entre a face quente do molde e a superfície do veio (*gap*). Um molde de lingotamento contínuo de placas foi instrumentado com 72 termopares nas quatro faces, conforme mostrado na Figura 3.42. A Figura 3.43 mostra a variação do fluxo de calor em função do espaço entre a face quente do molde e o veio. As maiores variações do fluxo de calor e da temperatura do molde ocorrem para *gaps* de até um milímetro.

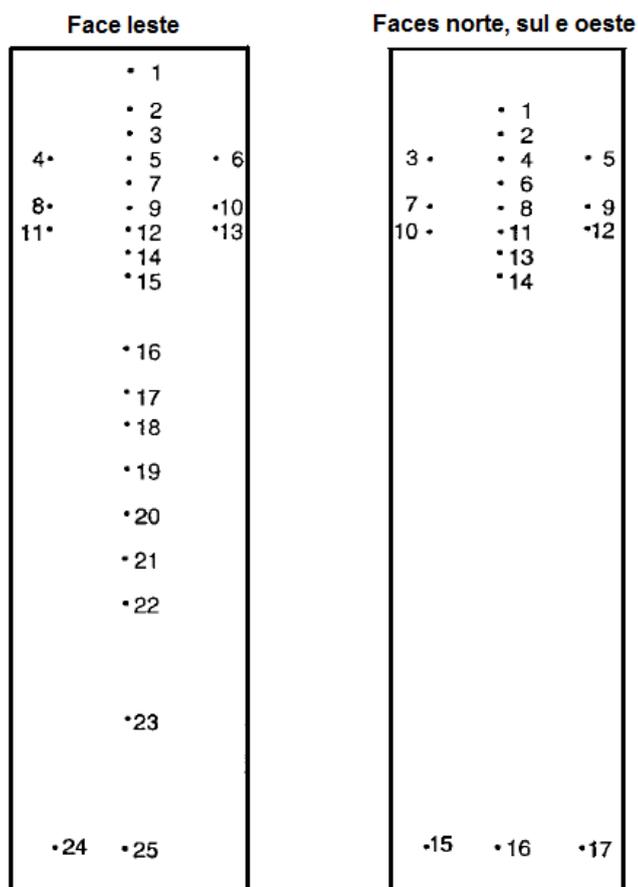


Figura 3.42 – Esquema da posição dos termopares na parede do molde (KUMAR *et al.*1999)

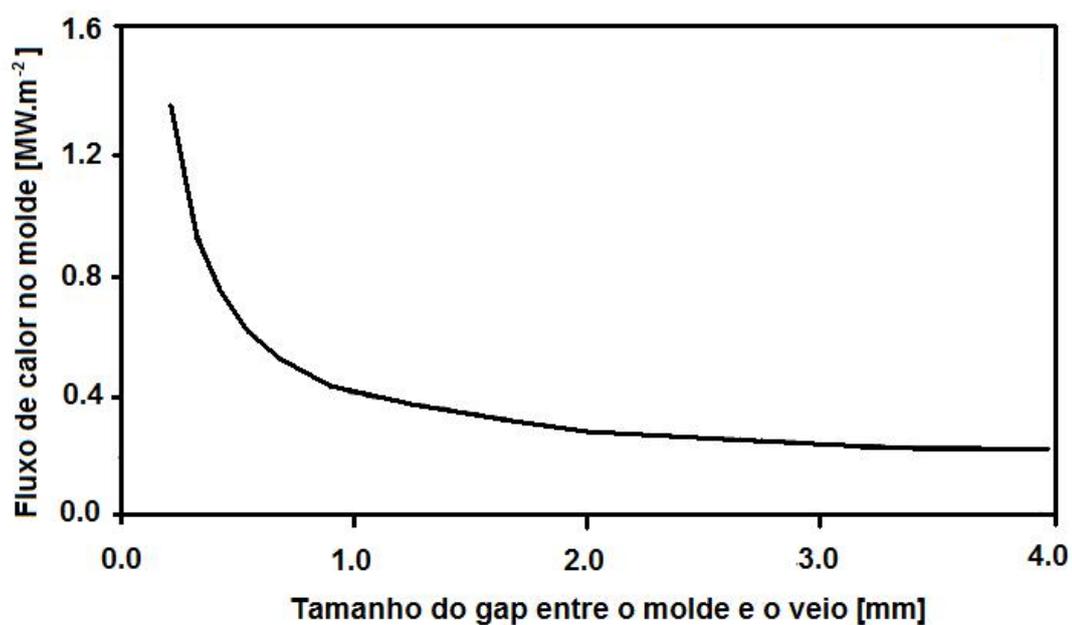


Figura 3.43 – Fluxo de calor no molde em função do gap entre o molde e o veio (KUMAR *et al.*1999)

Paul *et al.* (2000) calcularam o perfil do fluxo de calor local usando um molde equipado com sessenta e quatro termopares, sendo vinte e quatro termopares em cada face larga do molde e oito termopares em cada face estreita do molde, conforme mostrado na Figura 3.44.

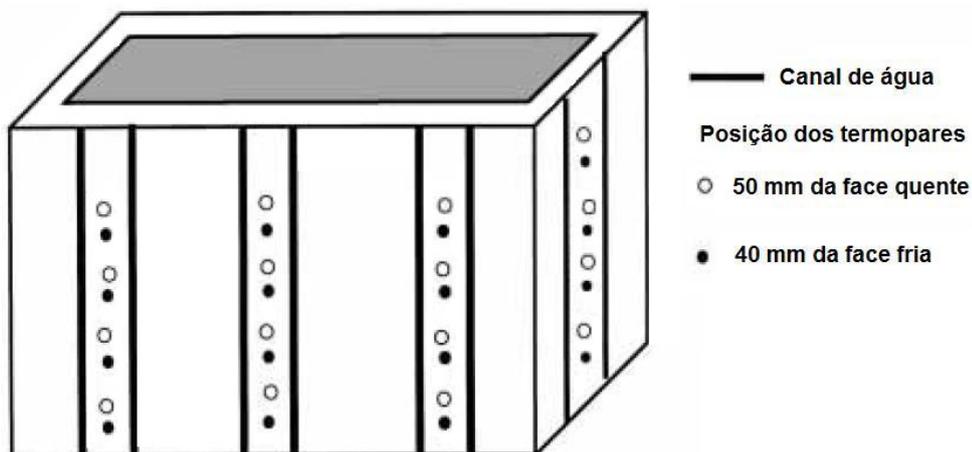


Figura 3.44 - Esquema da montagem dos termopares em um molde de placas (PAUL *et al.*, 2000).

O perfil do fluxo de calor local foi obtido para diferentes velocidades de lingotamento, conforme é mostrado na Figura 3.45. É possível observar que o fluxo de calor decresce com a posição abaixo do topo do molde e que o maior valor é obtido no menisco.

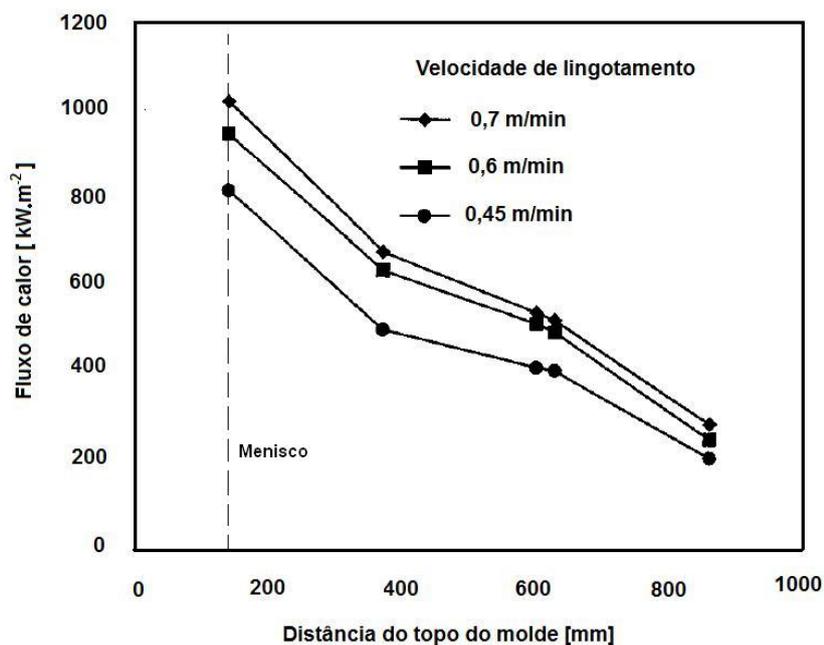


Figura 3.45 - Perfil do fluxo de calor na face estreita do molde (PAUL, 2000).

GUO *et al.* (2007) instalaram setenta dois termopares em um molde de seção circular para obter o perfil do fluxo de calor local, conforme mostrado na Figura 3.46 . A Figura 3.47 mostra o perfil do fluxo de calor e a temperatura da superfície quente do molde. Geralmente, o fluxo de calor máximo do molde é obtido na região do menisco, mas o resultado obtido por Guo *et al.* diferiu dessa tendência. Uma das explicações possíveis para esse resultado pode ser o posicionamento inadequado dos termopares.

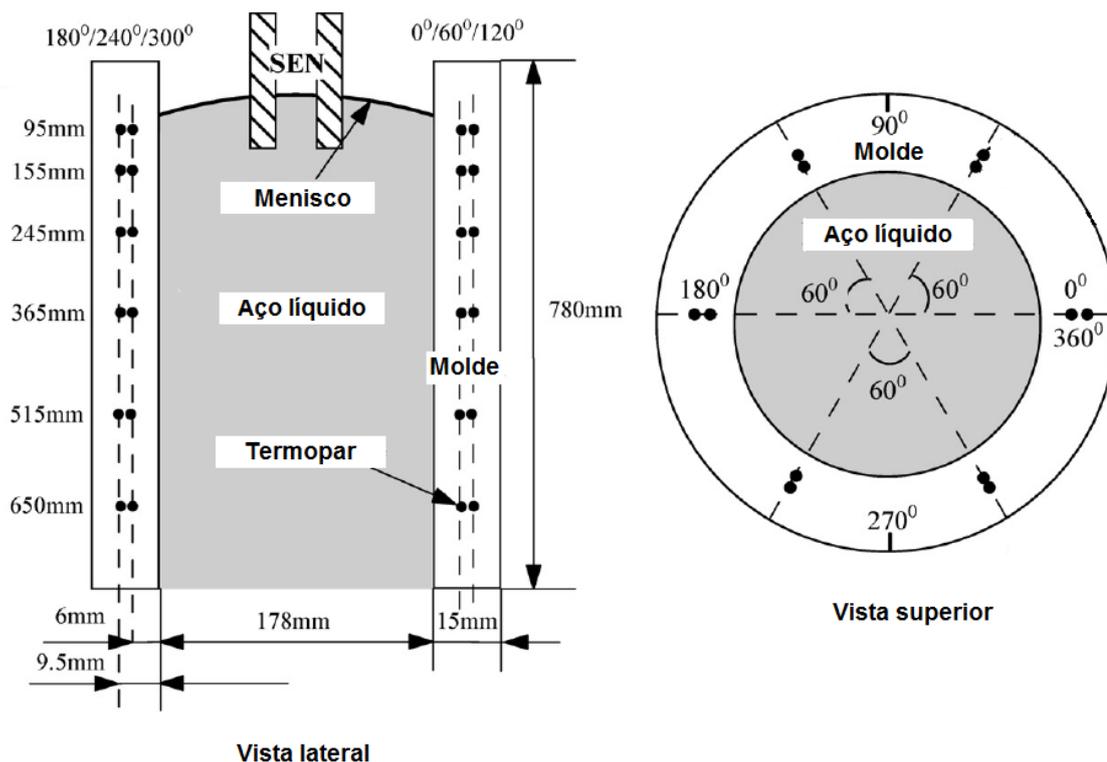


Figura 3.46 - Esquema da montagem dos termopares em um molde de seção circular (GUO, 2007)

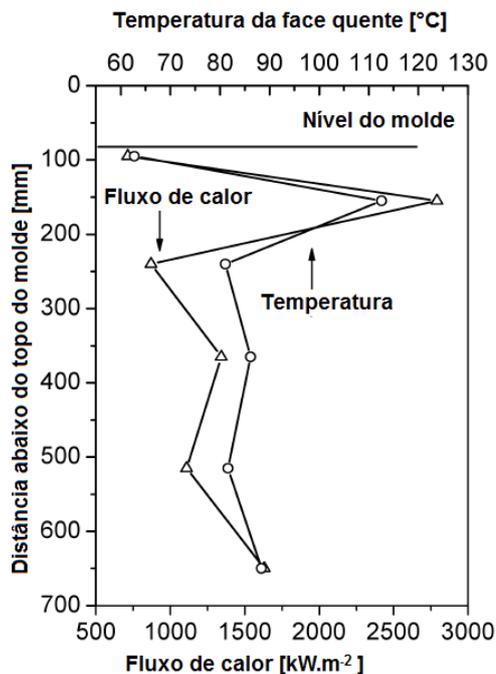


Figura 3.47 - Perfil do fluxo de calor e da temperatura da face quente do molde (GUO, 2007)

Apesar dos avanços do uso de moldes instrumentados no desenvolvimento de modelos de problema inverso de condução de calor, essa técnica também possui limitações como distorções no perfil do fluxo de calor devido à presença dos termopares, tempo de resposta dos instrumentos, dificuldades para o posicionamento adequado dos termopares e dificuldade operacional de executar o experimento.

A escolha da técnica para o cálculo da condição de contorno no molde, seja pelo fluxo de calor médio ou pela solução de problema inverso de condução de calor, deve levar em consideração a instrumentação disponível para o experimento e a informação que é realmente necessária obter.

#### Condições de contorno no resfriamento secundário

A condição de contorno no resfriamento secundário é definida por um coeficiente de transferência de calor na superfície do veio. O coeficiente de transferência de calor pode ser estabelecido considerando a transferência de calor por convecção, devido ao spray de água de resfriamento, por condução, devido ao contato do veio com os rolos de apoio e por radiação para a vizinhança.

Os coeficientes de transferência de calor podem ser determinados experimentalmente e expressos em função da temperatura da água de resfriamento, da vazão específica de água de resfriamento e das características dos bicos spray. As Figura 3.48 e 3.49 mostram os comportamentos do coeficiente de transferência de calor em função da temperatura superficial obtidos por diferentes autores. Não existe concordância nos resultados de influência da temperatura superficial sobre o coeficiente de transferência de calor, pois essa influência depende da faixa de temperatura do experimento e do comportamento do filme de vapor na superfície aquecida. Além disso, os experimentos são geralmente realizados a temperaturas muito inferiores às temperaturas superficiais do aço no lingotamento contínuo.

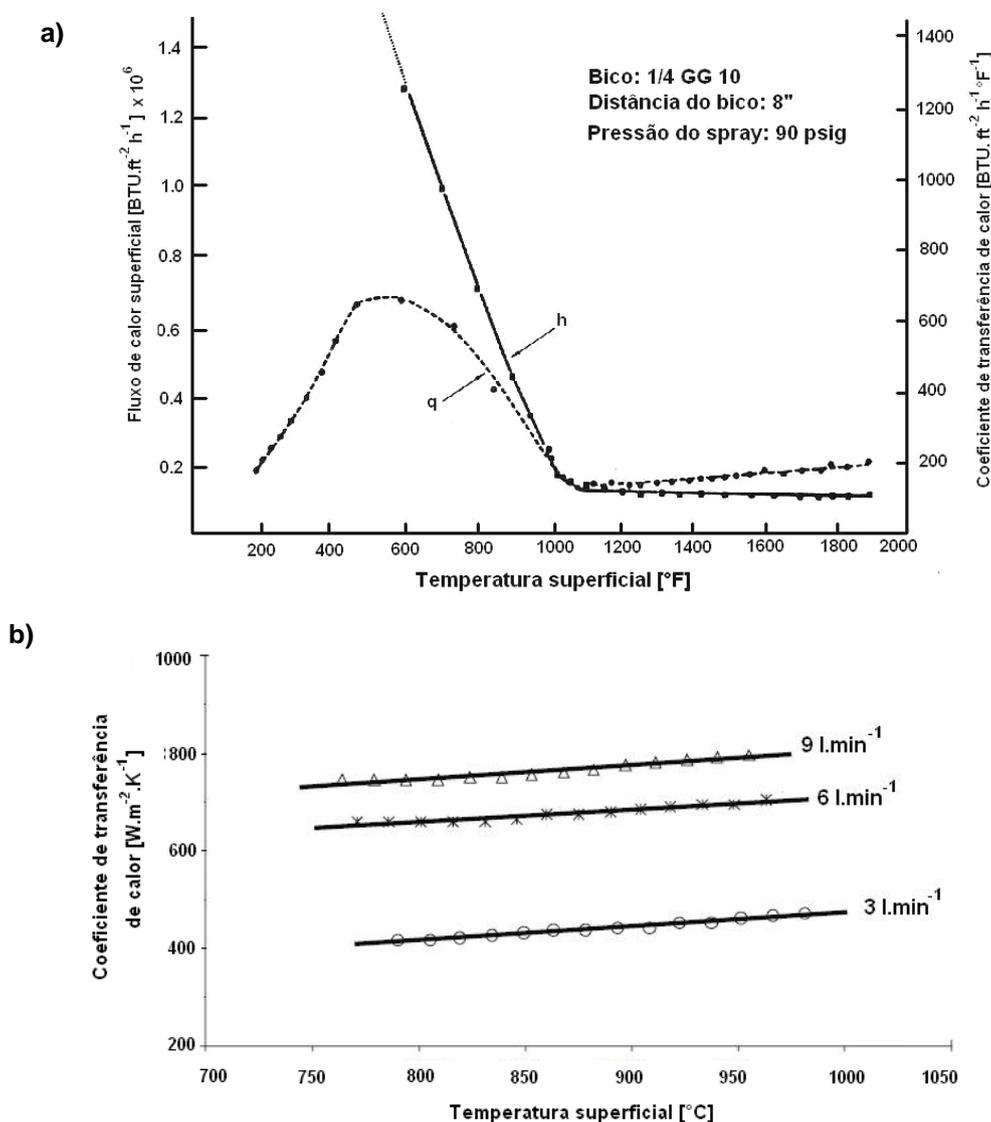


Figura 3.48 – Perfil crescente do coeficiente de transferência de calor em função da temperatura superficial: a) Mizikar (1970); b) Kushnarev *et al.* (2007)

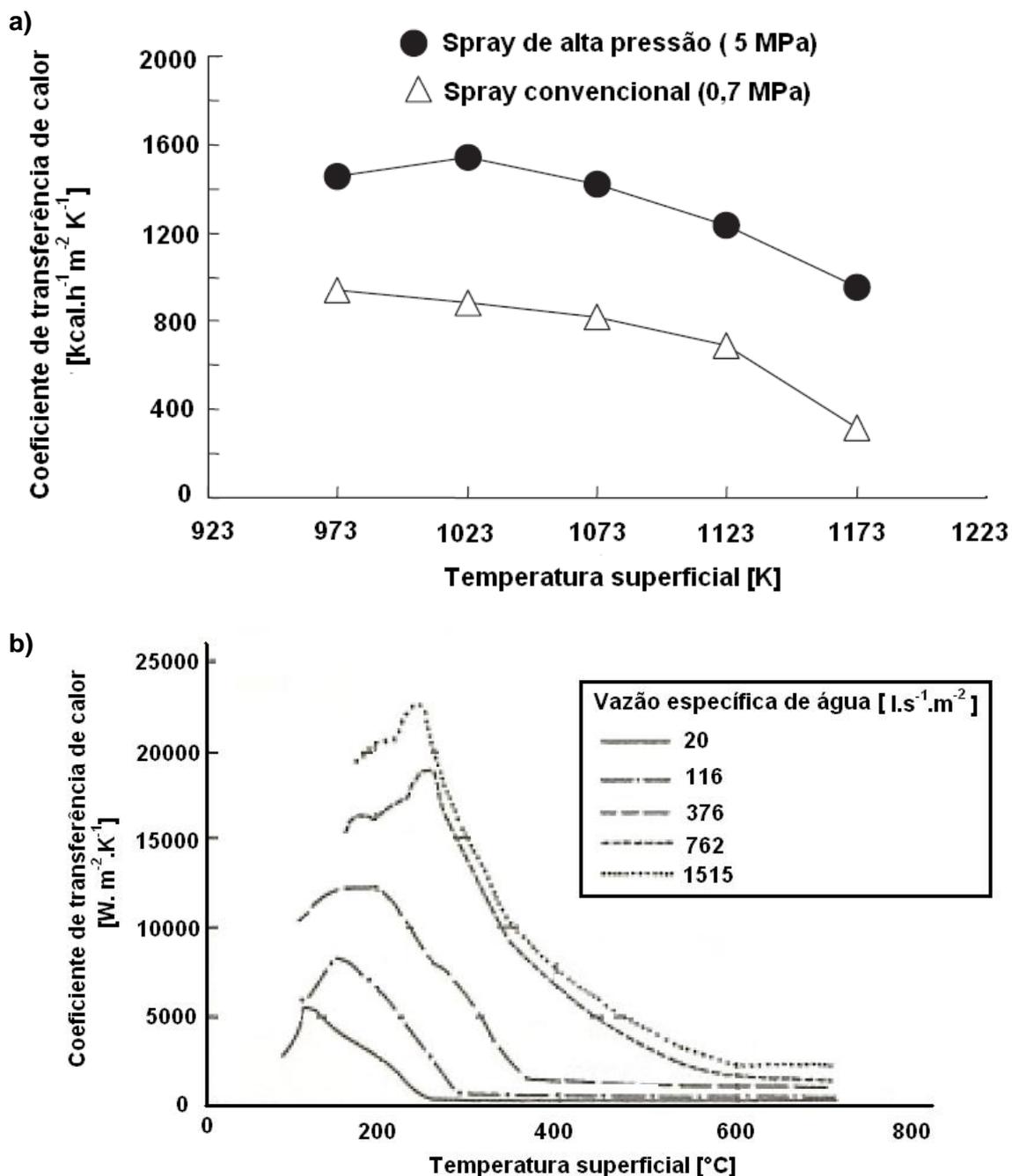


Figura 3.49 – Perfil decrescente do coeficiente de transferência de calor em função da temperatura superficial: a) Ito (2011); b) Jeschar, Reiners, Scholz (1986)

Dois métodos fundamentais são usados para determinar experimentalmente o coeficiente de transferência de calor, o método em regime transiente e o método em regime permanente. No método em regime transiente, uma amostra de metal é aquecida e depois resfriada por um sistema de bicos spray. A variação de temperatura da amostra metálica é medida por termopares inseridos na amostra e registrada por

computadores, conforme mostrado na Figura 3.50. O coeficiente de transferência de calor é obtido por meio da solução do problema inverso de condução de calor através da amostra.

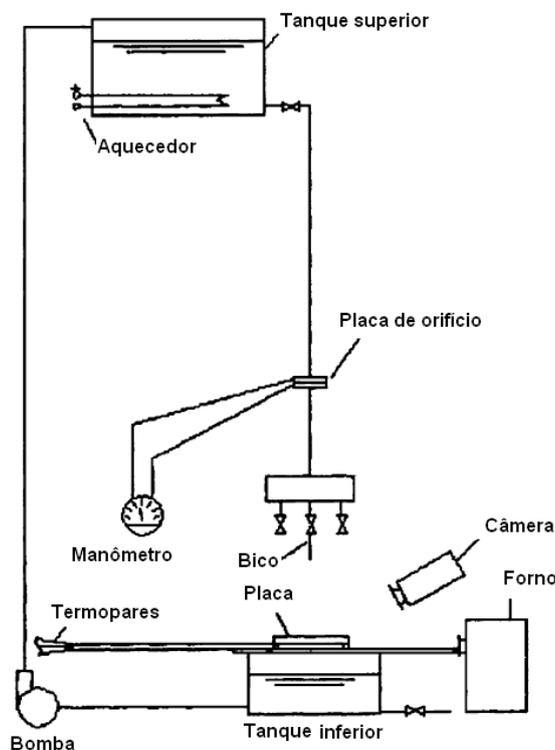


Figura 3.50 – Montagem típica para determinação experimental do coeficiente de transferência de calor pelo método em regime transiente (SUMMERFIELD e FRASER, 2006)

No método em regime permanente, a amostra é mantida aquecida durante todo o experimento, geralmente por uma resistência elétrica. Uma região da amostra é resfriada pelo sistema de bicos sprays, enquanto que o restante da amostra se encontra termicamente isolada, conforme mostrado nas Figuras 3.51. O calor perdido pelo resfriamento é compensado pela fonte de calor, de forma que a distribuição de temperatura na amostra não varie com o tempo. A temperatura superficial da amostra é calculada a partir dos valores medidos por termopares montados no interior da amostra e o coeficiente de transferência de calor obtido por meio do fluxo de calor fornecido.

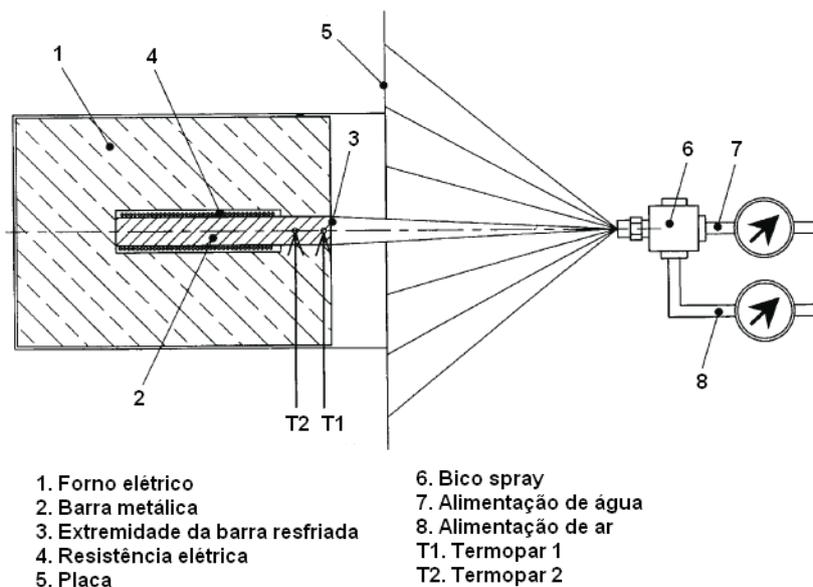


Figura 3.51 – Montagem típica para determinação experimental do coeficiente de transferência de calor pelo método em regime permanente (KUSHNAREV, 2007)

A Figura 3.52 mostra uma montagem para determinação do coeficiente de transferência de calor em regime permanente onde a amostra não está termicamente isolada e a temperatura superficial é medida diretamente por uma câmera termográfica.

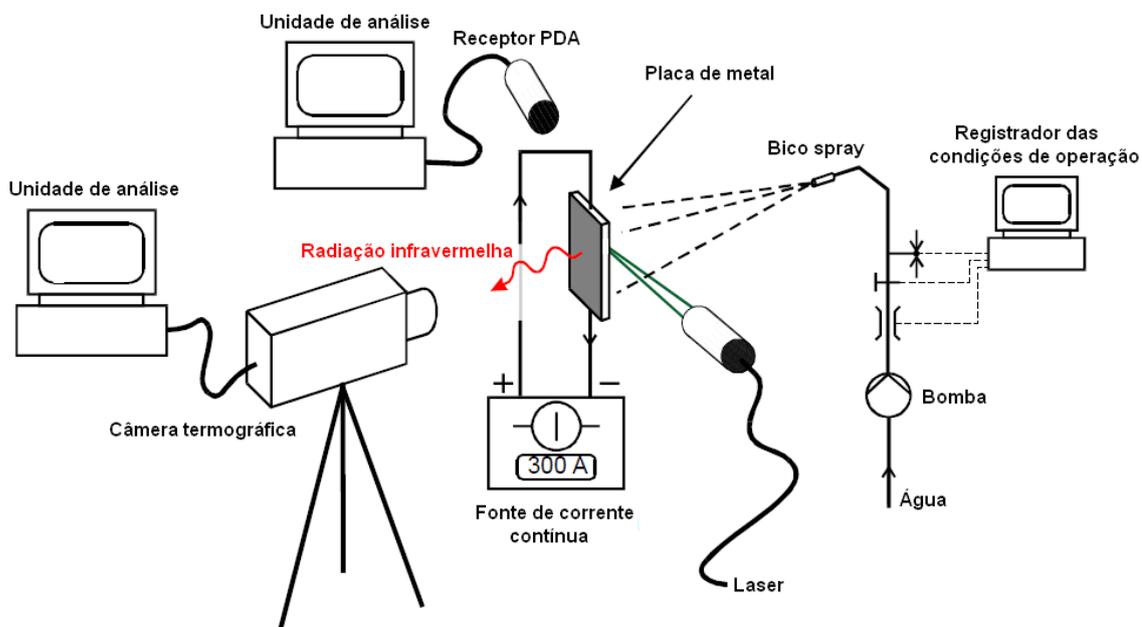


Figura 3.52 – Montagem alternativa para determinação experimental do coeficiente de transferência de calor pelo método em regime permanente (PUSCHMANN, SPECHT e SCHMIDT, 2001)

Como o coeficiente de transferência de calor depende de características muito específicas da instalação, é difícil obter uma equação geral que seja aplicável a diferentes configurações. A Figura 3.53 mostra os resultados de coeficientes de transferência de calor obtidos experimentalmente para diversas instalações de lingotamento contínuo de placas e tarugos de seção quadrada.

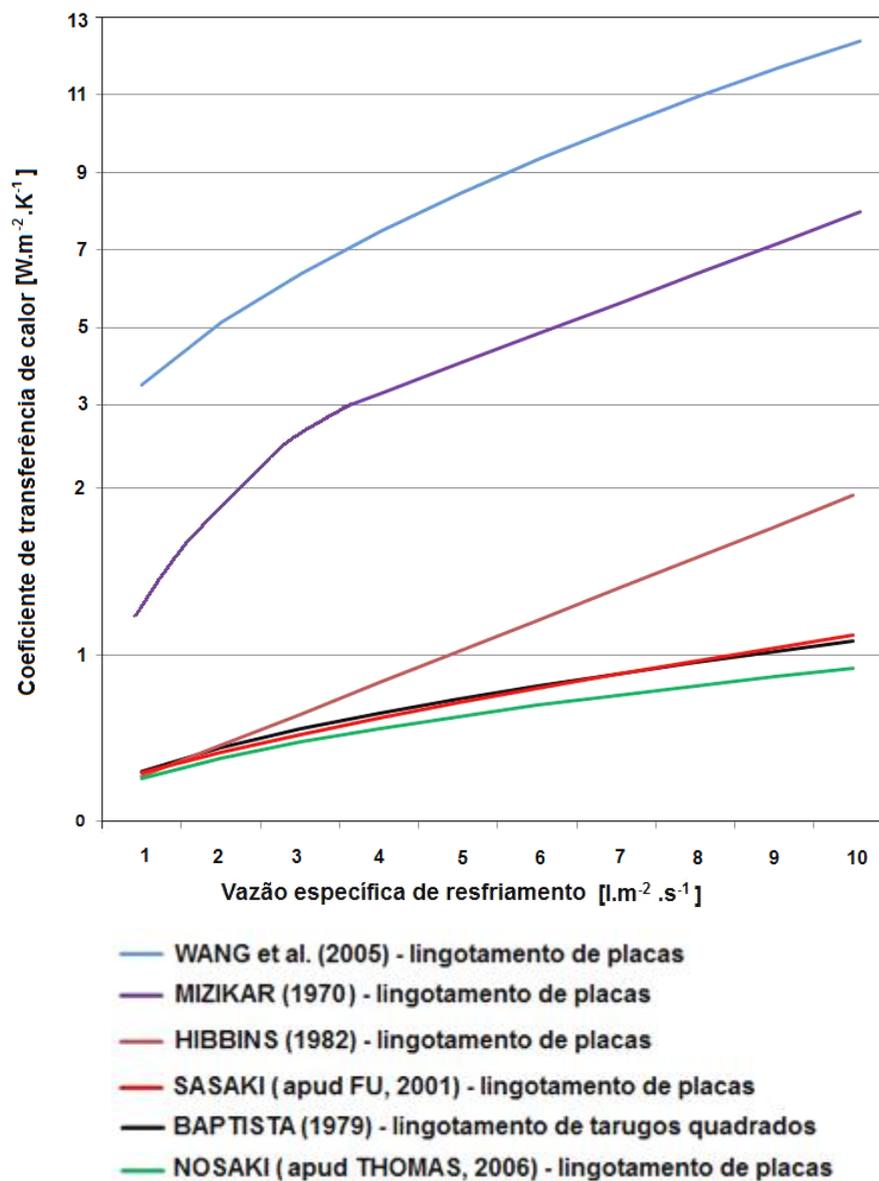


Figura 3.53 – Comparação dos coeficientes de transferência de calor

É possível observar a grande variação dos resultados mesmo para geometrias semelhantes. Devido a essa grande diferença entre os coeficientes de transferência de calor e ao fato de não ter sido encontrada na literatura nenhuma relação para o

coeficiente de transferência de calor para o lingotamento contínuo de barras cilíndricas, um experimento foi realizado para estimar o coeficiente de transferência de calor do resfriamento secundário do lingotamento contínuo de barras cilíndricas, conforme descrito na seção 4.3.4.

#### Distribuição de água dos bicos spray

A seção 3.2.2 descreve que o principal fator de influência na transferência de calor do aço no resfriamento secundário é a vazão específica de água, e que o efeito dos outros parâmetros dos sistemas spray pode ser expresso por meio da vazão específica de água. Os bicos sprays usados no resfriamento secundário não têm uma distribuição uniforme de água e, portanto, a determinação do perfil da vazão específica de água sobre a superfície a ser resfriada é uma etapa importante na caracterização da transferência de calor.

Mizikar (1970) mediu a distribuição de água de três bicos spray monofásicos do tipo cone cheio usados no lingotamento de tarugos. As medições “foram realizadas usando uma placa plana vertical com dezenove furos de  $\frac{1}{4}$ ” de diâmetro alinhados horizontalmente. Cada furo tinha conectado uma mangueira que coletava a água em um recipiente. A Figura 3.54 apresenta a distribuição de água dos três bicos em função da posição do furo de coleta. Nas regiões próximas ao centro da projeção do spray, a vazão específica de água é bem superior que nas regiões mais periféricas para os três tipos de bico.

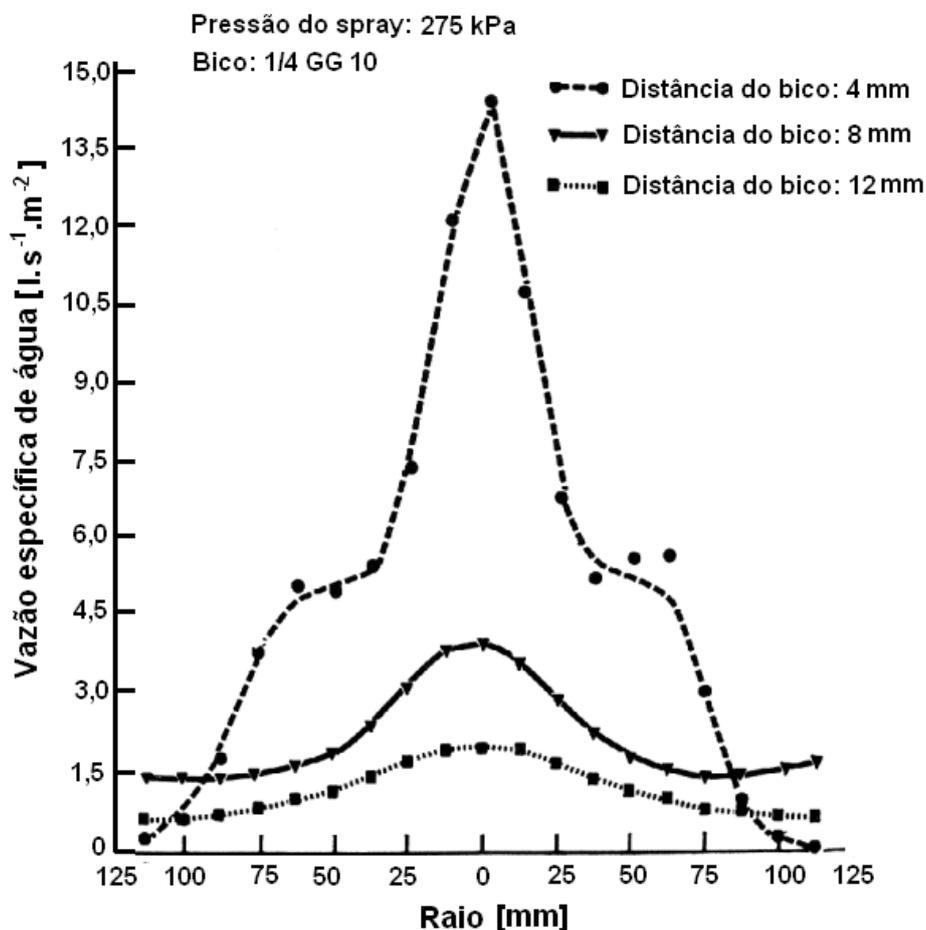


Figura 3.54 – Distribuição de água de bicos sprays com jato do tipo cone cheio ¼ GG 10 (MIZIKAR, 1970)

Muller e Jeschar (1973) determinaram distribuição de água de bicos spray com jatos dos tipos leque e cone cheio sobre uma superfície plana. As Figuras 3.55 e 3.56 mostram os resultados obtidos. O bico spray com jato do tipo leque apresentou os maiores valores de vazão específica nas posições extremas do eixo transversal e intermediária no eixo longitudinal. Os bicos sprays apresentaram perfis de vazões específicas semelhantes, sendo que os valores de pico estão localizados nas posições intermediárias entre o centro e a extremidade da área de projeção.

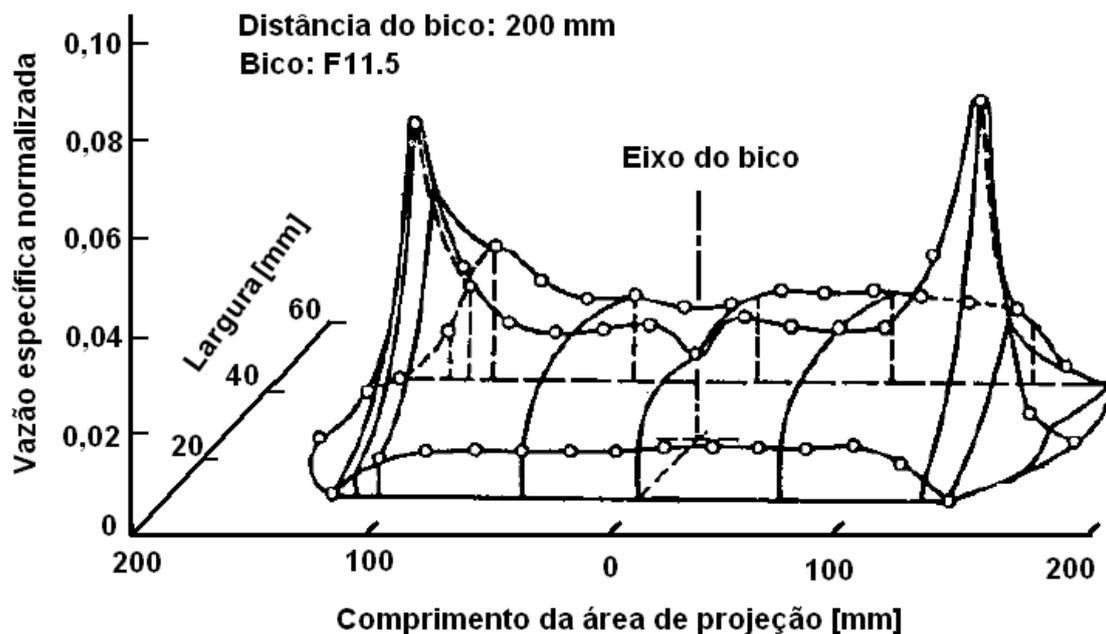


Figura 3.55 - Distribuição de água de bicos com jato do tipo leque F11.5 (MULLER e JESCHAR, 1973)

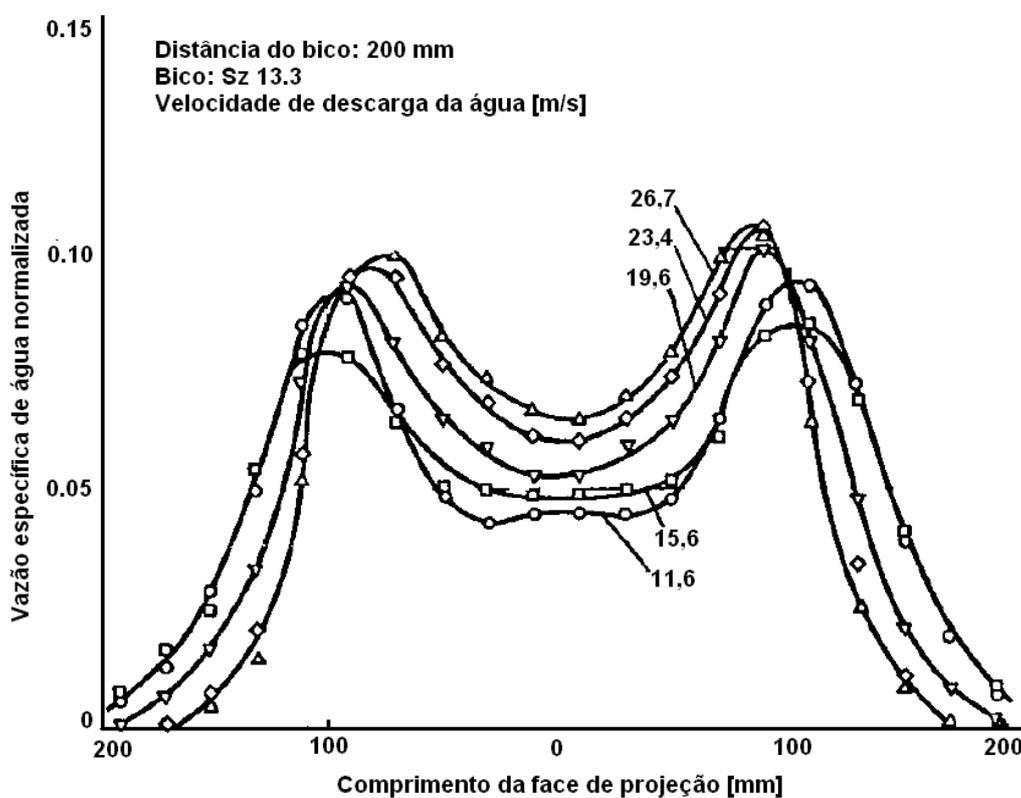


Figura 3.56 - Distribuição de água de bicos com jato do tipo cone cheio Sz 13.3 (MULLER e JESCHAR, 1973)

Schmidt e Boye (2001) mediram a distribuição de velocidade e de diâmetro das gotas de água de um bico spray com jato do tipo cone cheio. Os resultados obtidos mostram a relação inversa entre tamanho e velocidade das gotas, ou seja, quanto mais pulverizado for o spray, maior será a velocidade de impacto das gotas sobre a superfície. As velocidades das gotas no centro da área de projeção são aproximadamente duas vezes maiores que nas regiões periféricas, mostrando que a distribuição de água não é uniforme, conforme mostrado na Figura 3.57.

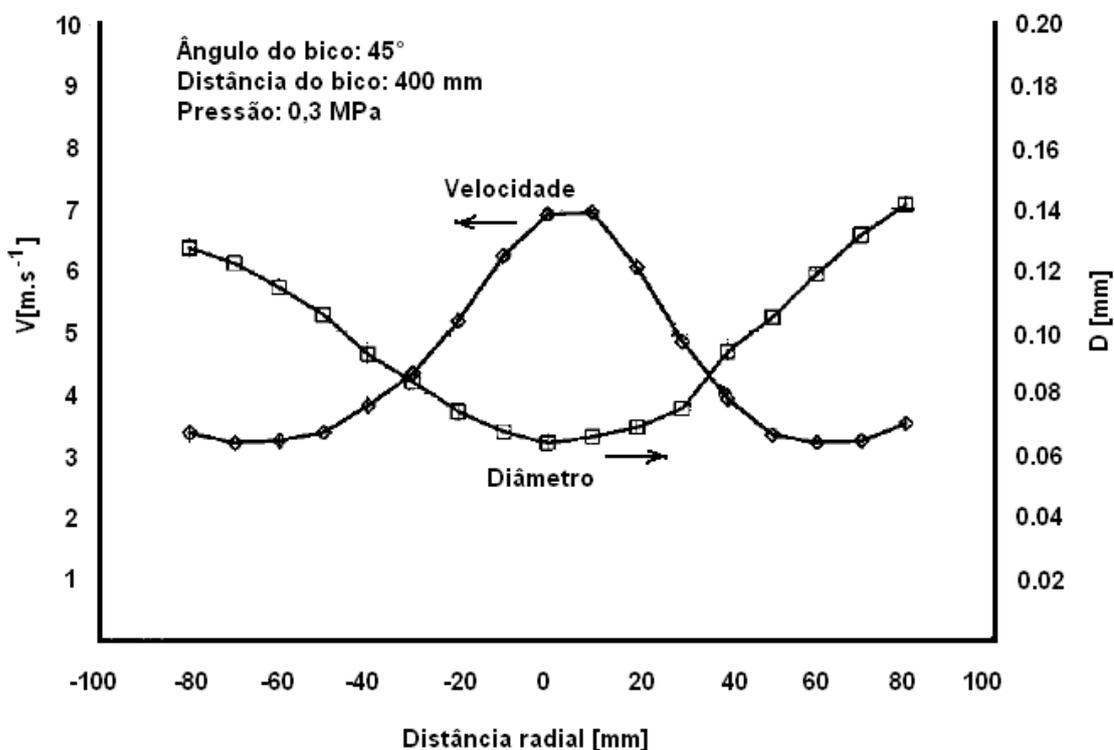


Figura 3.57 – Perfis de velocidade e de diâmetro de gotas de bico do tipo cone cheio (SCHMIDT e BOYE, 2001)

Montes *et al.* (2008) mediram a distribuição de água de bicos spray bifásicos do tipo leque usados no lingotamento de placas. A água do spray foi coletada por um conjunto de tubos de 6mm de diâmetro por um período de 40s. Foram usadas três pressões de ar do bico spray. A Figura 3.58 mostra os perfis de vazão específica para as três pressões. A vazão específica de água é maior na região central da área de projeção. Os valores de vazão específica variam pouco em função da pressão e nenhuma diferença significativa no perfil de distribuição de água foi observada.

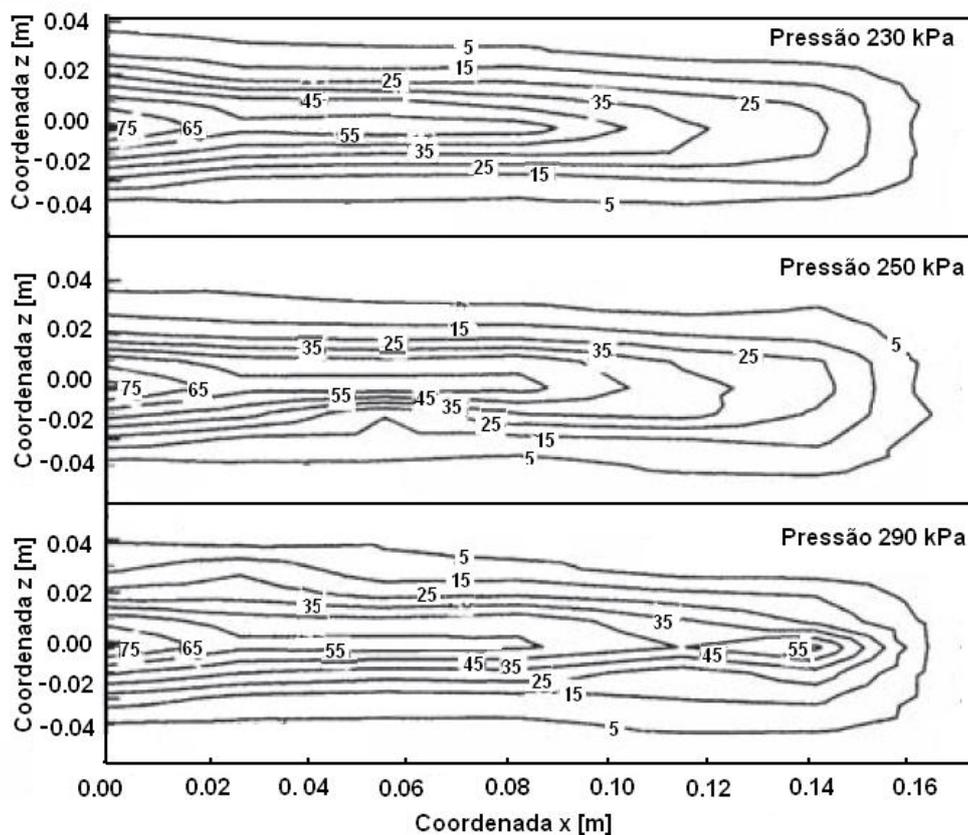
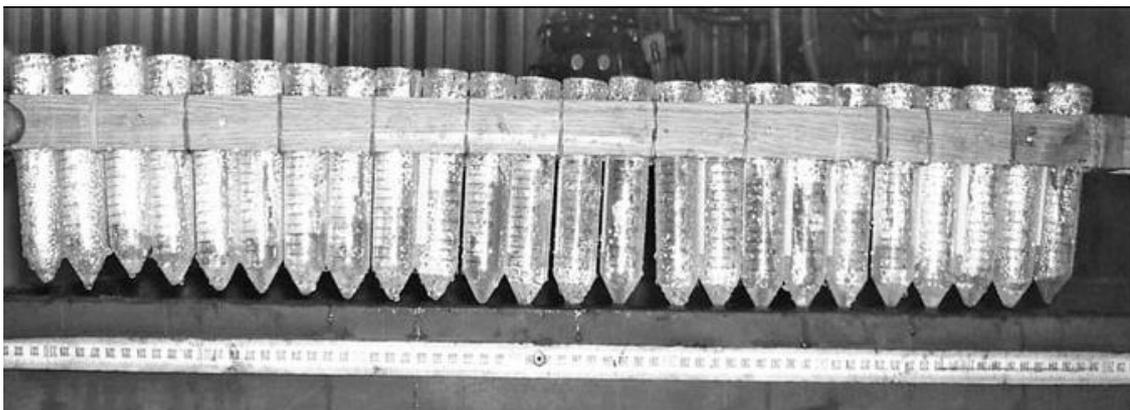


Figura 3.58 – Distribuição da vazão específica de água de bicos bifásicos em função da pressão de água (MONTES *et al.*, 2008)

Tutarova, Safonov e Shapovalov (2012) mediram a distribuição de água de bicos spray com jato do tipo leque modelo U90 (Korad Company) em apenas um eixo da área de projeção de água por meio do dispositivo mostrado na Figura 3.59. Os parâmetros de teste foram os mesmos recomendados para aplicação desse bico spray no resfriamento secundário do lingotamento contínuo de placas, vazão de água igual a  $0,7\text{m}^3\cdot\text{h}^{-1}$  e vazão de ar igual a  $1,5\text{m}^3\cdot\text{h}^{-1}$ . O perfil do volume de água coletado é assimétrico em relação ao eixo central da área de projeção e não apresentou uma distribuição normal.

a)



b)

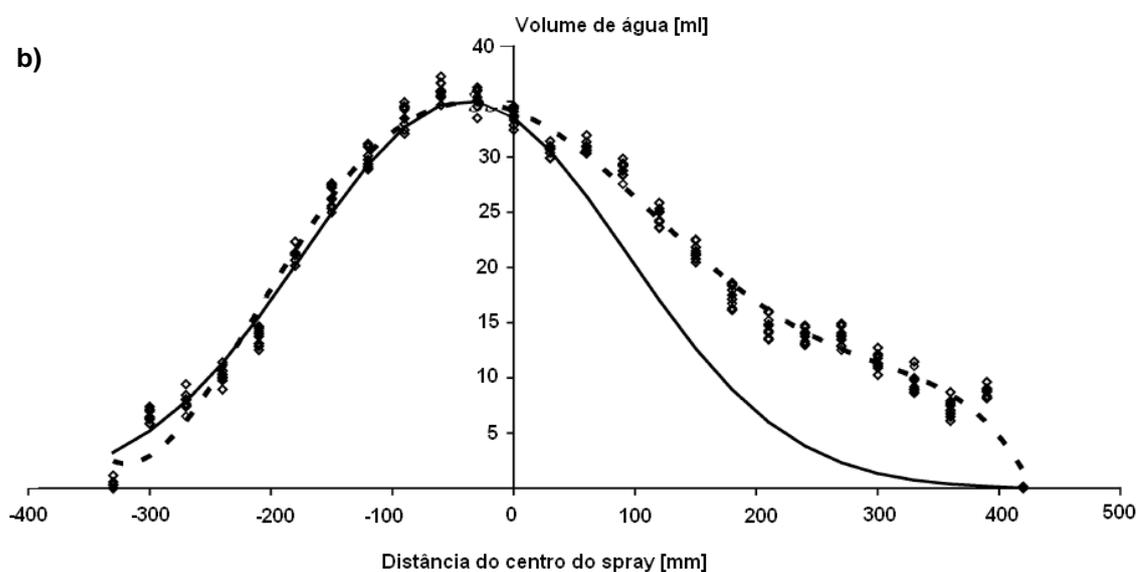


Figura 3.59 – Levantamento da distribuição de água de bicos spray com jato do tipo leque: a) montagem para coleta de água dos sprays; b) perfil de distribuição do volume de água de bicos spray do tipo leque (TUTAROVA, SAFONOV e SHAPOVALOV, 2012)

Puschmann, Specht e Schmidt determinaram a distribuição de água do bico spray monofásico com jato do tipo leque por meio do dispositivo mostrado na Figura 3.60. A medição foi realizada duas vezes considerando os mesmos parâmetros e os resultados mostraram boa repetibilidade. A distribuição de vazão específica possui um perfil relativamente uniforme ao longo do eixo transversal da área de projeção, conforme mostrado na Figura 3.60.

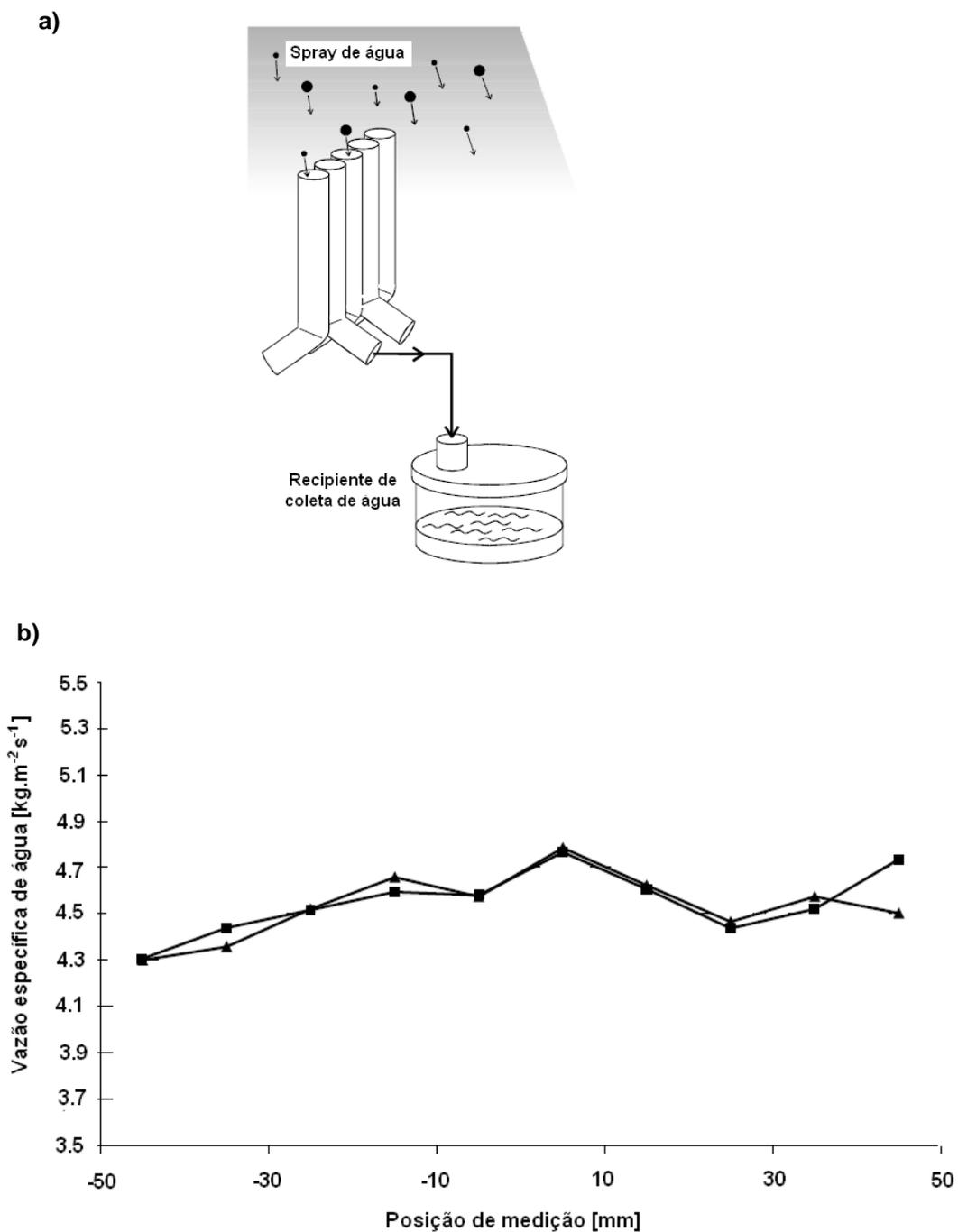


Figura 3.60 – Levantamento da distribuição de água de bicos spray com jato do tipo leque monofásico: a) esquema do sistema de coleta de água; b) perfil de distribuição de água do bico spray monofásico com jato do tipo leque (PUSCHMANN; SPECHT; SCHMIDT, 2000)

Os diversos trabalhos encontrados na literatura apresentam distribuições de vazão específica de água distintas e particulares para cada experimento. A maioria dos

autores concorda que a distribuição de vazão de água dos bicos spray não é uniforme. Contudo, os resultados de não-uniformidade de vazão específica de água dos bicos sprays não têm sido considerados no modelamento matemático da transferência de calor do aço no resfriamento secundário.

#### Condições de contorno na zona de radiação

A condição de contorno na zona de radiação é o fluxo de calor por radiação e convecção natural e é expressa pela equação 3.26.

$$q = h_g (T - T_{amb}) \quad (3.26)$$

$$h_g = h_{conv} + \sigma \varepsilon (T + T_{amb}) (T^2 + T_{amb}^2) \quad (3.27)$$

Onde

$h_{conv}$  é o coeficiente de convecção [ $W.m^{-2}.K^{-1}$ ];

$\sigma$  é a constante de Stefan-Boltzmann [ $W.m^{-2}.K^{-4}$ ];

$\varepsilon$  é a emissividade do aço [adimensional];

$T$  é a temperatura superficial do veio [K];

$T_{amb}$  é a temperatura ambiente [K].

### 3.3.3 Verificação e validação dos modelos matemáticos

Duas etapas importantes no modelamento matemático são a verificação e a validação do modelo matemático.

A verificação de um modelo matemático tem como objetivo garantir que a descrição conceitual do problema e da solução foi realizada corretamente. Além disso, a consistência interna e a independência dos resultados em relação às malhas e aos intervalos de tempo de cálculo devem ser asseguradas. A malha não pode ser grosseira ao ponto de impedir uma solução correta das equações do volume de controle e nem refinada demais de forma que o tempo de cálculo seja excessivamente longo ao ponto de tornar o modelo uma ferramenta de uso inviável (HIBBELER *et al.*,

2013). A verificação pode ser feita por meio da comparação dos resultados do modelo com resultados de soluções analíticas aplicadas a situações simplificadas.

Meng e Thomas (2003) compararam os resultados do modelo matemático da transferência de calor no molde com os resultados de soluções analíticas para a distribuição de temperatura e o aumento da espessura da camada sólida de aço ao longo do tempo, conforme mostrado na Figura 3.61. Os resultados obtidos pelo modelo foram próximos dos resultados obtidos pelas soluções analíticas.

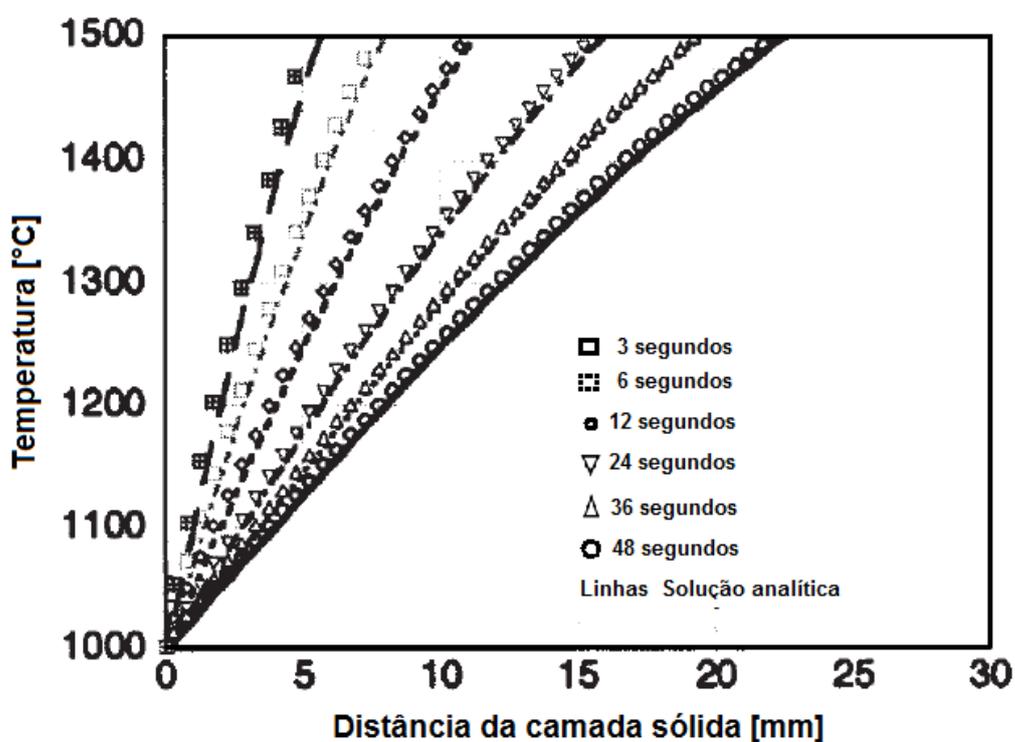


Figura 3.61 – Comparação dos valores medidos e calculados de temperatura superficial (MENG e THOMAS, 2003)

Spitzer *et al.* (1992) verificaram a consistência e o efeito do tamanho da malha de um modelo matemático da transferência de calor tridimensional do lingotamento contínuo de placas comparando os resultados do modelo com os resultados da solução analítica do lingotamento contínuo de ferro puro em regime permanente. A Figura 3.62 mostra os resultados de temperatura superficial do veio e de espessura da camada sólida. É possível observar que quanto mais refinada é a malha (ou maior o número de

elementos de controle) menor é a diferença entre o resultado numérico e a solução analítica, e menor é a oscilação do resultado numérico.

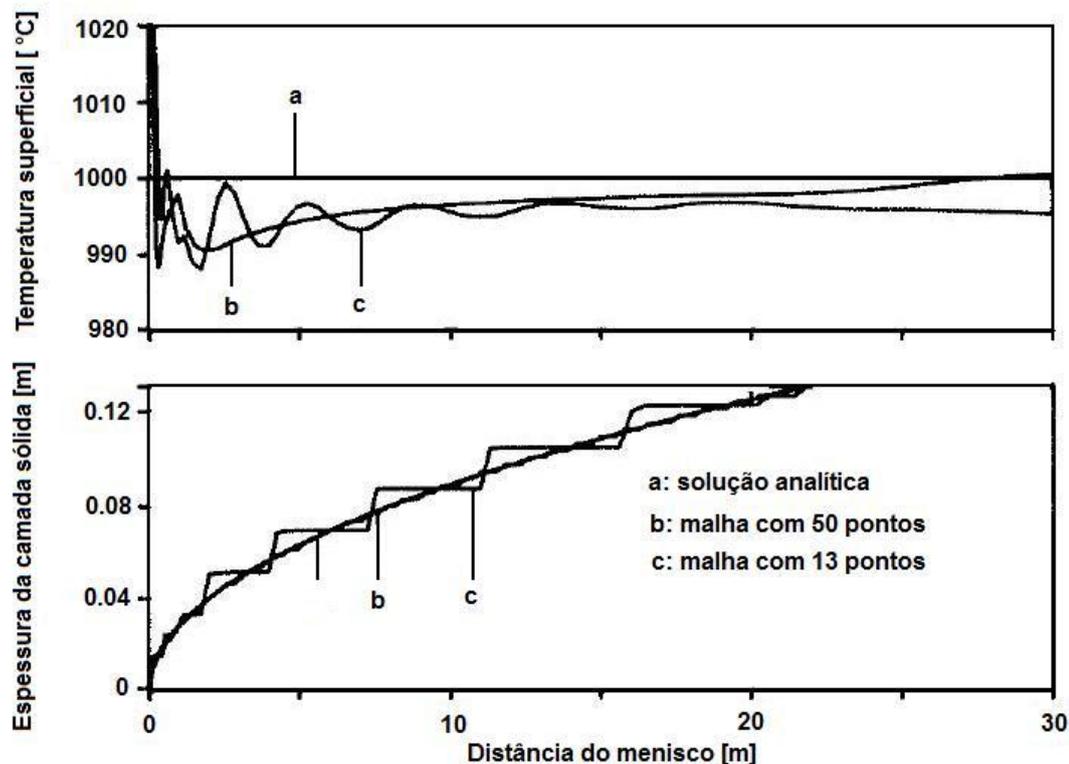


Figura 3.62 – Comparação dos valores de temperatura calculados por solução analítica e pelo modelo matemático (SPITZER *et al.*, 1992)

Após a etapa de verificação, a validação do modelo matemático deve ser realizada. A validação quantifica as incertezas do modelo por meio da comparação dos resultados obtidos pelo modelo com dados reais medidos em laboratório ou na indústria. A validação deve ser realizada variando as condições do processo modelado ao longo de toda a faixa de aplicação do modelo. A medida experimental mais comumente utilizada na validação de modelos matemáticos de transferência de calor no lingotamento contínuo é a temperatura superficial do veio.

Os valores de temperatura superficial do veio podem ser obtidos por meio de pirômetros óticos focalizados em diversas posições ao longo do lingotamento. Devido à presença de óxidos na superfície do veio e de vapor d'água na câmara spray, flutuações na temperatura superficial do veio podem ocorrer, comprometendo a

qualidade da medição de temperatura superficial do veio e, conseqüentemente, o procedimento de validação do modelo matemático (MA; XIE; JIA, 2008).

A Figura 3.630 mostra os resultados obtidos por Thomas *et al.* (2006) durante a validação de um modelo matemático da transferência de calor do lingotamento contínuo de placas finas. É possível observar uma grande variação dos valores de temperatura medidos ao longo do experimento. Os valores obtidos pelos pirômetros 1, 2 e 4 são relativamente uniformes. A variação dos valores medidos pelo pirômetro 3 é da ordem de 200°C para tempos inferiores a 10:14:03. Após a instalação de um ventilador próximo ao ponto de medição para dissipar o vapor d'água, a variação dos valores medidos pelo pirômetro 3 reduziu significativamente, comprovando a interferência do vapor d'água sobre a medição de temperatura.

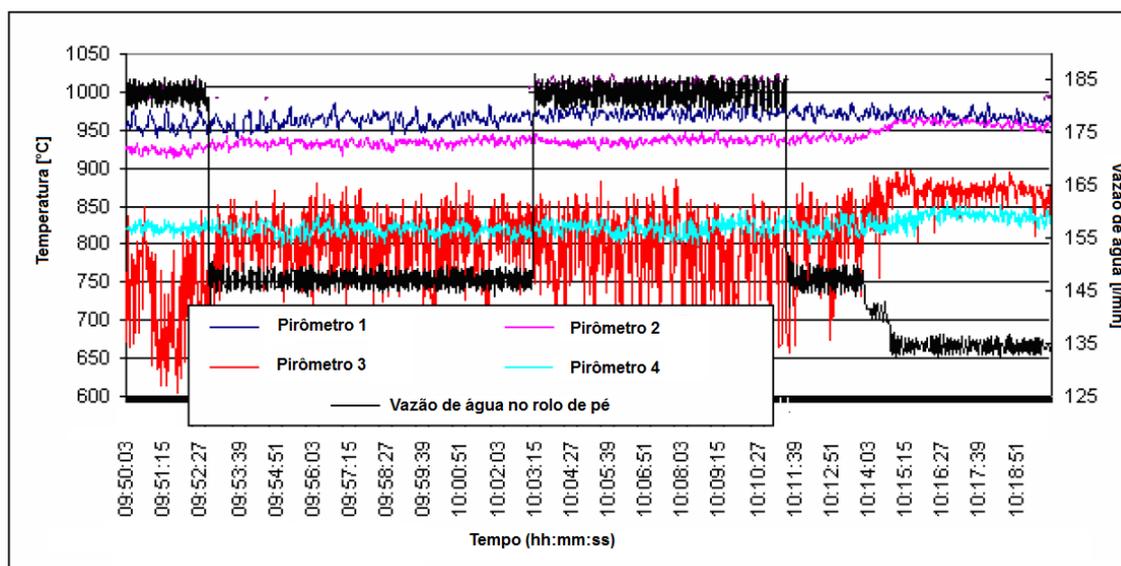


Figura 3.63 – Resultados de temperatura superficial do veio obtidos por pirômetros óticos (THOMAS *et al.*, 2006)

Ma, Xie e Jia. (2008) validaram um modelo matemático da transferência de calor de tarugos comparando os resultados de temperatura superficial do veio obtidos pelo modelo com os valores de temperatura superficial do veio medidos por uma câmera térmica focalizada na saída da câmara spray. A câmara térmica utilizada era capaz de obter a distribuição de temperatura em uma região. A maior temperatura obtida pela câmera na região de medição foi considerada como a temperatura real da superfície do veio. A Figura 3.64 mostra a comparação entre os valores de temperatura

superficial do veio obtidos experimentalmente e obtidos pelo modelo matemático. As diferenças entre os valores de temperatura preditos pelo modelo e medidos experimentalmente são inferiores a 10°C em média, mesmo quando ocorrem flutuações na velocidade de lingotamento.

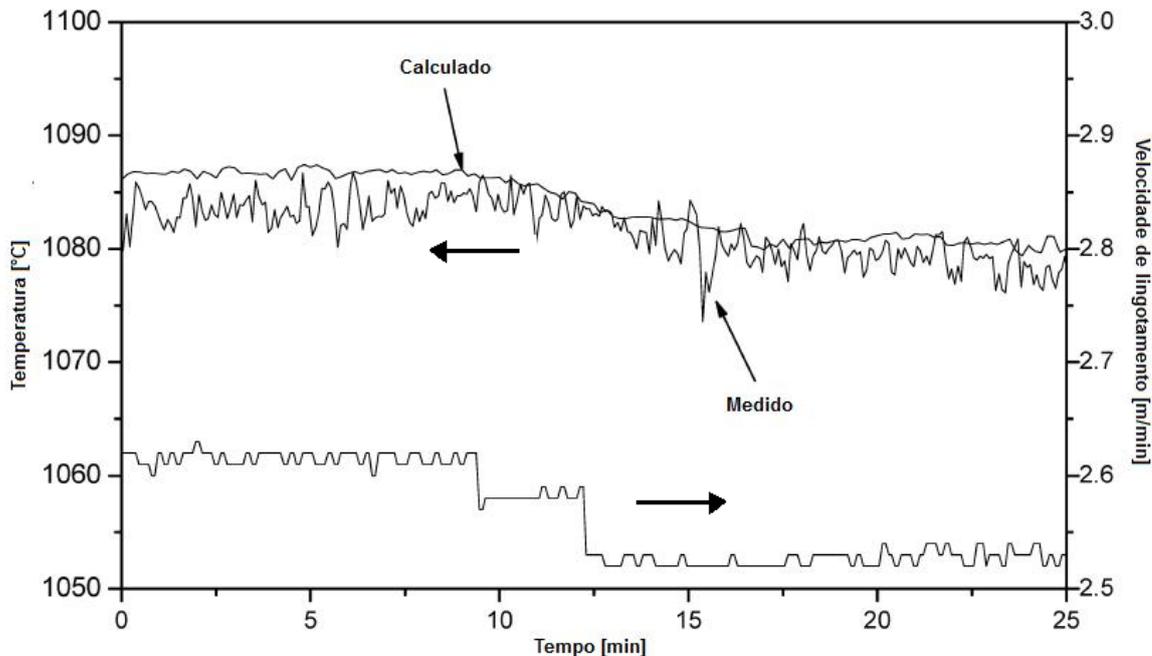


Figura 3.64 – Comparação entre os valores medidos e calculados de temperatura superficial (MA; XIE; JIA, 2008)

Wang *et al.* (2005) validaram um modelo de transferência de calor de placas com um procedimento semelhante àquele usado por Ma, Xie e Jia (2008), comparando os valores de temperatura superficial do veio preditos pelo modelo com os valores medidos em uma posição na saída da câmara spray. A Tabela III.6 mostra a comparação entre os resultados computacionais e experimentais.

Tabela III.6 – Comparação dos valores calculados e medidos de temperatura superficial (Wang *et al.*, 2005)

Grau do aço	Dimensões do tarugo [mm]	Vel. lingot. [m.min <sup>-1</sup> ]	Temperatura [°C]		Erro relativo [%]
			Calculada	Medida	
Q195	230 x 1300	1,2	962	955	-0,73
	250 x 1500	1,0	908	900	-0,89
	230 x 1500	1,2	972	988	1,62
Q235	230 x 1300	1,2	952	971	1,95
	230 x 1500	1,2	989	994	0,50
	250 x 1500	1,0	907	910	0,25
09 CuPTiRE	230 x 1300	1,2	960	958	-0,21
	230 x 1500	1,2	988	980	-0,82
	250 x 1500	1,0	900	892	-0,9

A concordância entre os resultados computacionais e experimentais apresentados por Ma, Xie e Jia (2008) e Wang *et al.* (2005) se limita à posição de medição de temperatura na região de resfriamento por radiação, o que não garante que os perfis de temperatura superficial ao longo da câmara spray preditos pelos modelos estejam próximos dos perfis reais.

Barcellos *et al.* (2006) validaram um modelo matemático da transferência de calor no lingotamento de tarugos por meio de medições de temperatura superficial do veio em quatorze posições durante três corridas. Foram utilizados dois pirômetros óticos, um fixo e um móvel. O pirômetro ótico fixo mediu continuamente a temperatura superficial do veio logo abaixo do molde, enquanto que o pirômetro móvel foi focalizado em outras treze posições. A Figura 3.65 mostra a comparação dos resultados experimentais e computacionais. Apesar da concordância encontrada entre os resultados experimentais e computacionais, não é possível afirmar que o perfil de temperatura superficial obtido pelo modelo está de acordo com o perfil real, pois as medições de temperatura superficial do veio não foram realizadas simultaneamente. O procedimento adotado não permite saber se há concordância entre os valores medidos e calculados em mais de duas posições ao mesmo tempo.

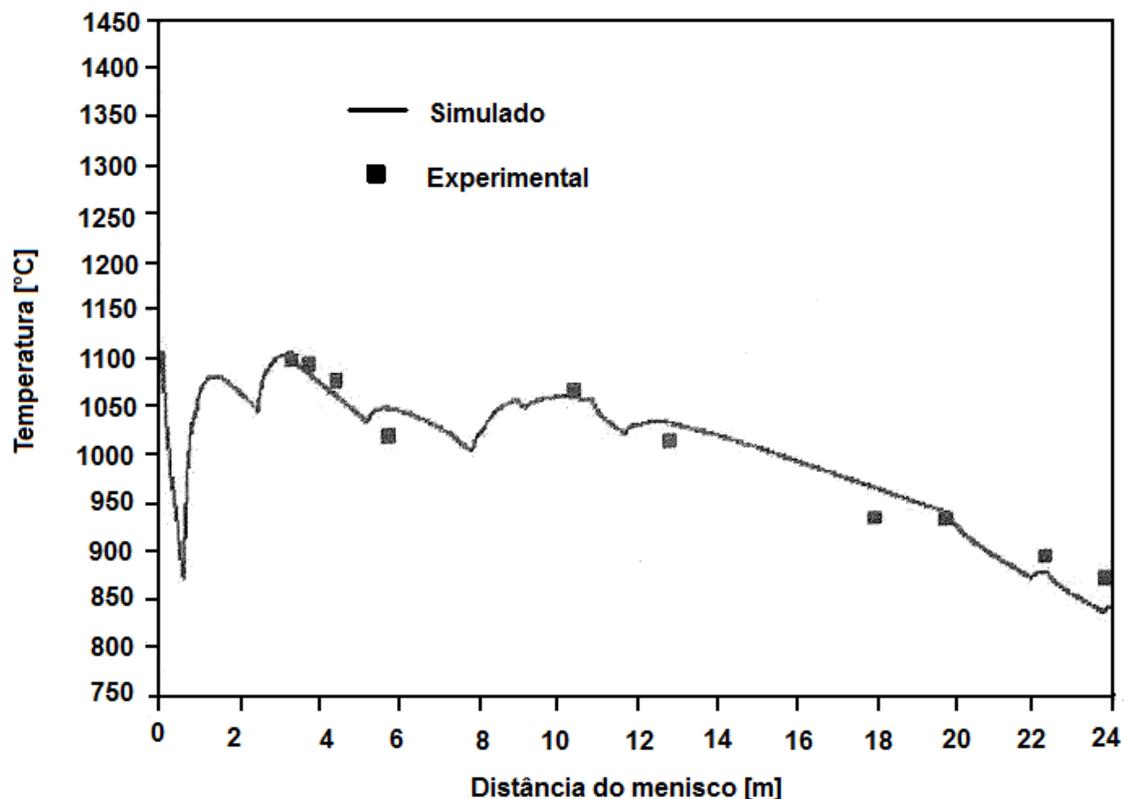


Figura 3.65 – Comparação dos valores de temperatura superficial do veio medidos por pirômetros óticos e calculados pelo modelo (BARCELLOS *et al.*, 2006)

Para validar o modelo de transferência de calor bidimensional do lingotamento contínuo de placas, Hardin *et al.* (2003) realizaram medições simultâneas de temperatura superficial do veio com pirômetros óticos em duas posições na câmara spray (9,16m e 18,45m abaixo do menisco). Conforme mostrado na Figura 3.66, os resultados experimentais e simulados têm boa concordância ao longo de todo o veio, apresentando diferenças inferiores a 50°C. É possível observar que após a redução de velocidade no tempo igual 2600s, o modelo antecipou e superestimou a queda de temperatura. Contudo, no final da seqüência de lingotamento, o modelo foi capaz de prever com exatidão o último valor de temperatura registrada pelo sistema de medição nas duas posições.

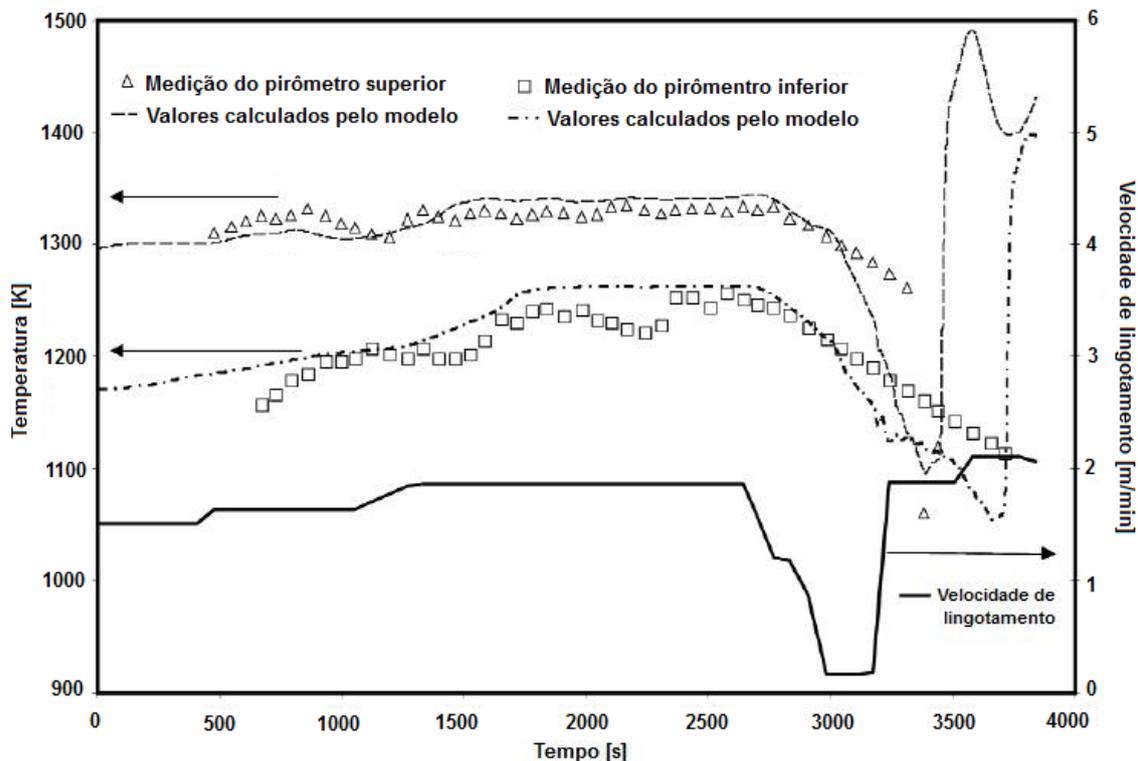


Figura 3.66 – Comparação dos valores de temperatura superficial do veio medidos e calculados pelo modelo (HARDIN *et al.*, 2003)

Petrus *et al.* (2011) realizaram medições da temperatura superficial do veio em cinco posições ao longo do veio para validar um modelo de transferência de calor de placas finas. A Figura 3.67 mostra o perfil de temperatura superficial simulado e os valores de temperatura superficial obtidos experimentalmente. É possível observar diferenças significativas entre as temperaturas calculadas e as temperaturas na câmara spray. Essas diferenças podem ser explicadas pela interferência da camada de vapor d'água e pela variação da emissividade da superfície do veio. Após a câmara spray (distância do menisco de 14000mm), os valores de temperatura calculada e medida são muito próximos.

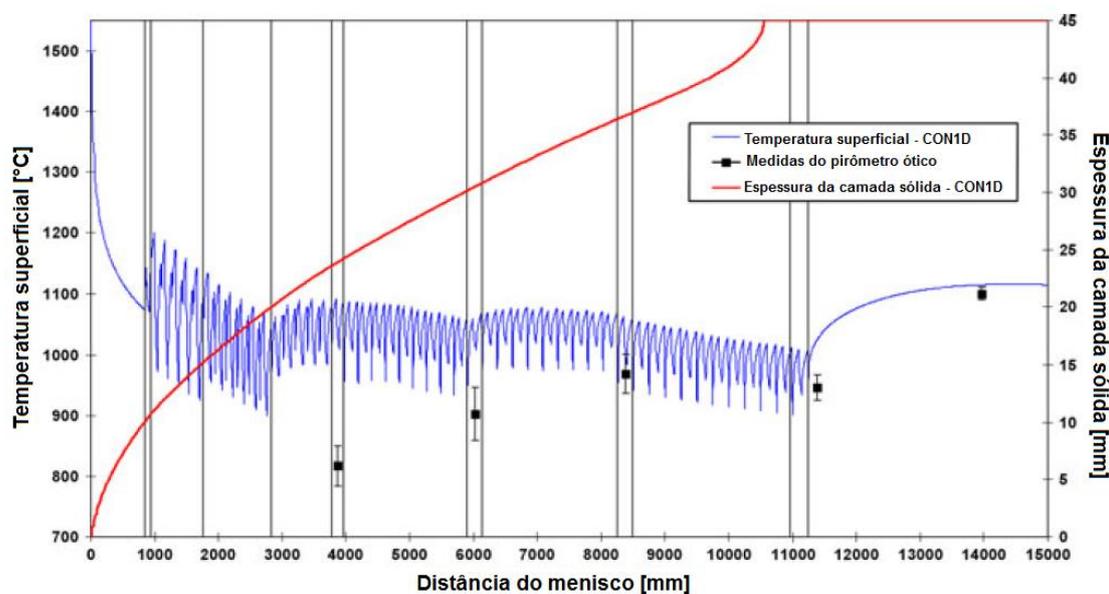


Figura 3.67 – Comparação dos valores medidos e calculados de temperatura superficial e espessura da camada sólida (PETRUS *et al.*, 2011)

Os exemplos apresentados nesta seção mostram as limitações e dificuldades existentes na validação dos modelos matemáticos de transferência de calor no lingotamento contínuo. Porém, apesar da incerteza da qualidade da medição da temperatura superficial do veio, os procedimentos baseados na medição de temperatura do veio por meio de pirometria ótica são alternativa experimental mais simples e viável de ser implementada.

### 3.4 Propriedades físicas do aço

O cálculo dos perfis de temperatura do aço por meio de modelos matemáticos da transferência de calor requer a especificação de algumas propriedades físicas do aço, tais como massa específica, calor específico, calor latente de fusão, temperatura solidus, temperatura liquidus, condutividade térmica e emissividade.

A literatura apresenta grande diversidade nos valores das propriedades físicas do aço, pois esses valores dependem, principalmente, da composição química do aço e das temperaturas nas quais as propriedades foram determinadas (PEREIRA, 2004).

A Figura 3.68 mostra a variação de massa específica em função da temperatura. A queda brusca da massa específica a partir da temperatura de 1400°C pode ser explicada pelo início da fusão do aço.

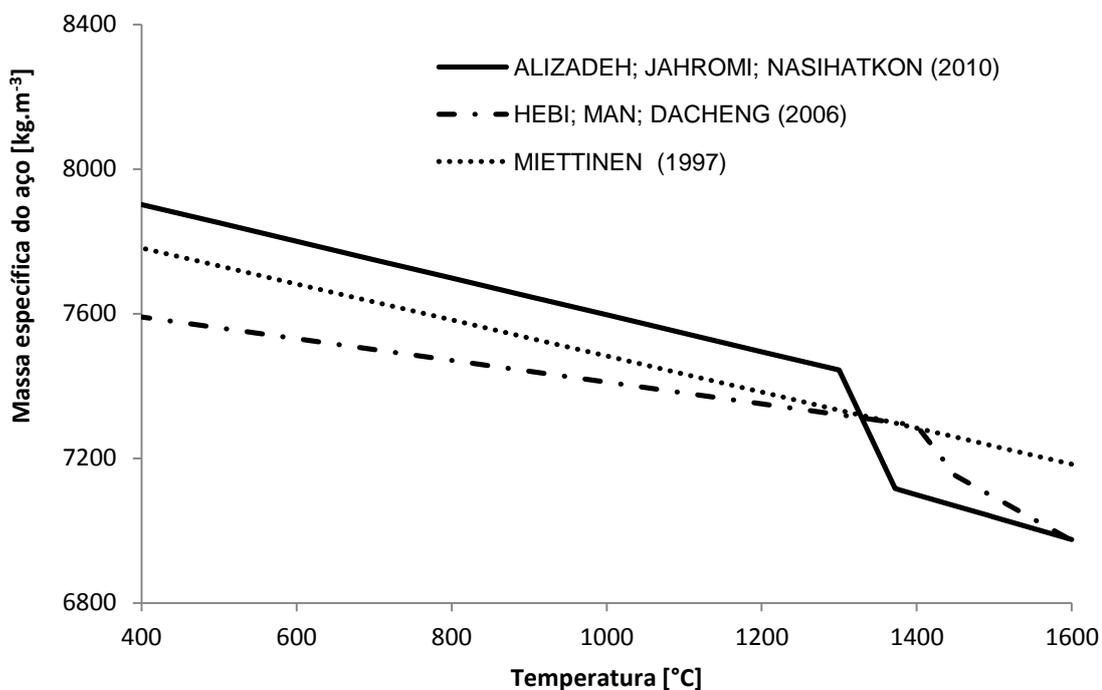


Figura 3.68 – Variação da massa específica do aço em função da temperatura

A Figura 3.69 apresenta os valores de massa específica do aço usados por alguns autores que desconsideraram que os efeitos da temperatura em seus modelos de transferência de calor.

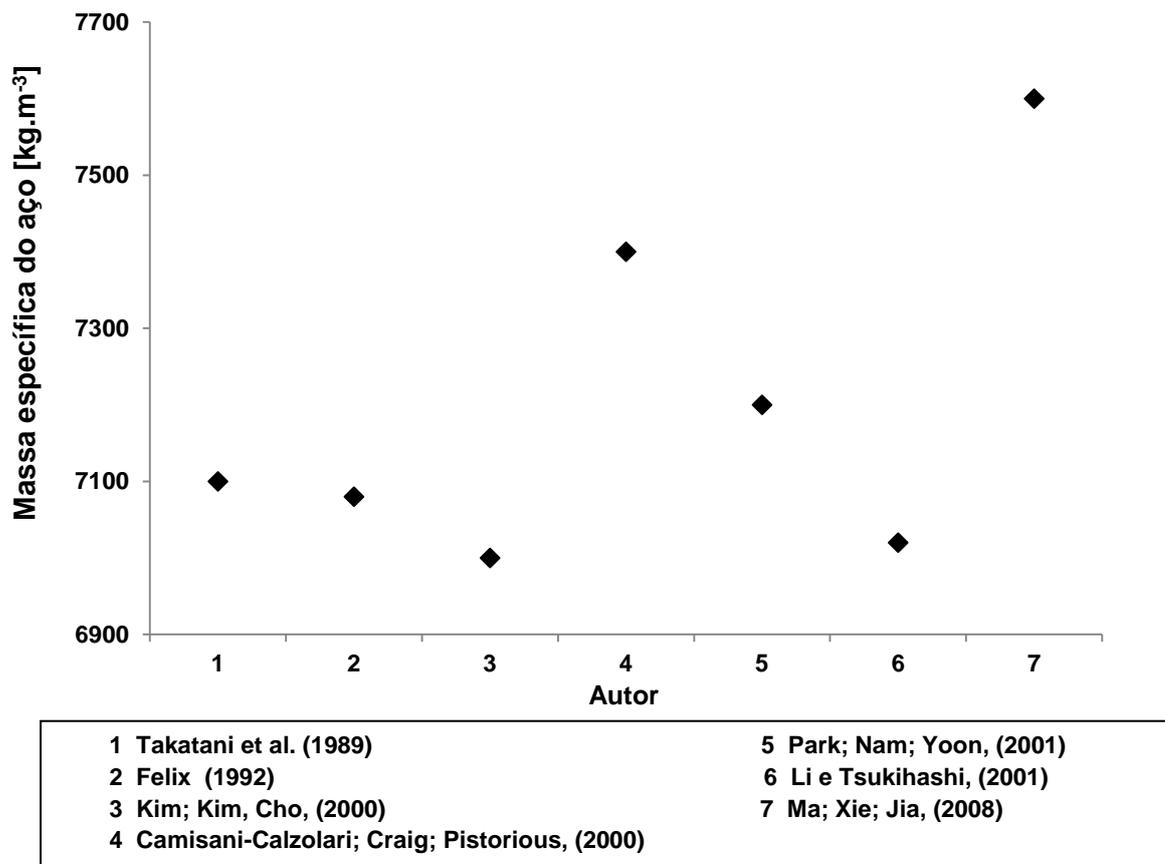


Figura 3.69 – Valores de massa específica do aço

As temperaturas de transformação solidus e liquidus dos aços são parâmetros de grande importância em modelos numéricos de simulação de processos de transferência de calor, pois definem as temperaturas iniciais e finais da solidificação.

As temperaturas solidus e liquidus de uma liga podem ser determinadas experimentalmente a partir das curvas de resfriamento da liga ou pela composição química da mesma. O aumento dos teores de carbono e de outros elementos de liga nos aços reduz as temperaturas solidus e liquidus. A Figura 3.70 mostra a curva de variação da temperatura liquidus do aço em função do teor de carbono obtida por Jackson, citado por Barcellos (2007). É possível observar uma relação quase linear entre a temperatura liquidus e o teor de carbono no aço.

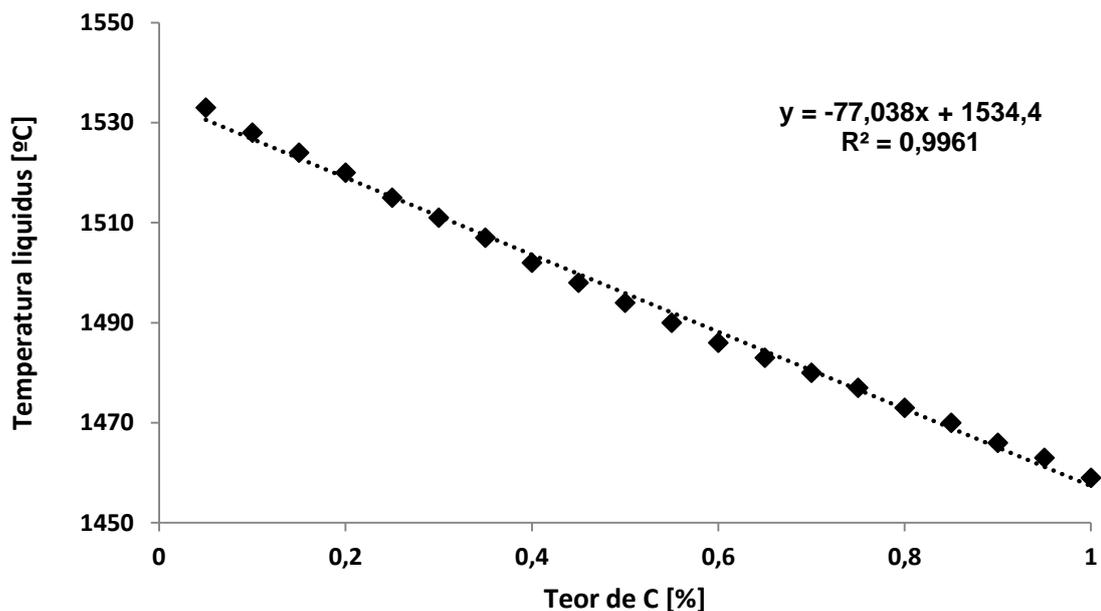


Figura 3.70 – Variação da temperatura liquidus do aço em função do teor de carbono (JACKSON, apud BARCELLOS, 2007)

A literatura apresenta algumas equações empíricas derivadas de análises de regressão que fornecem valores aproximados das temperaturas solidus e liquidus. Como essas equações foram obtidas para determinadas ligas, a aplicação de diferentes equações pode gerar resultados diferentes.

Thomas (1987) usou as equações 3.28 e 3.29 para cálculo das temperaturas liquidus e solidus (em °C) em função da composição química do aço (expressa em massa).

$$T_L = 1537 - 88(\%C) - 25(\%S) - 5(\%Cu) - 8(\%Si) - 5(\%Mn) - 2(\%Mo) - 4(\%Ni) - 1,5(\%Cr) - 18(\%Ti) - 30(\%P) - 2(\%V) \quad (3.28)$$

$$T_S = 1535 - 200(\%C) - 184(\%S) - 12,3(\%Si) - 6,8(\%Mn) - 4,3(\%Ni) - 1,4(\%Cr) - 4,1(\%Al) - 125(\%P) \quad (3.29)$$

Pinheiro (1988) calculou as temperaturas solidus e liquidus usando as equações 3.30 e 3.31, respectivamente.

$$T_L = 1536 - 78(\%C) - 38(\%S) - 7,6(\%Si) - 4,9(\%Mn) - 34,4(\%P) - 3,6(\%Al) \quad (3.30)$$

$$T_S = 1536 - 415,5(\%C) - 183,9(\%S) - 12,3(\%Si) - 6,8(\%Mn) - 124,5(\%P) - 4,1(\%Al) \quad (3.31)$$

Janik, citado por Barcellos (2007, p. 49) utilizou outras duas equações para o cálculo das temperaturas liquidus e solidus em função da composição química do aço.

$$T_L = 1536 - 78(\%C) - 30(\%S) - 5(\%Cu) - 7,6(\%Si) - 4,9(\%Mn) - 2(\%Mo) - 31(\%Ni) - 1,3(\%Cr) - 18(\%Ti) - 34(\%P) - 2(\%V) - 3,6(\%Al) \quad (3.32)$$

$$T_S = 1471 - 25,2(\%C) - 30(\%S) - 5(\%Cu) - 12(\%Si) - 7,7(\%Mn) - 2(\%Mo) - 31(\%Ni) - 1,3(\%Cr) - 18(\%Ti) - 34(\%P) - 2(\%V) - 3,6(\%Al) \quad (3.33)$$

A Tabela III.7 mostra o resultado da comparação dos três pares de equações para as temperaturas solidus e liquidus aplicadas ao aço específico ABNT 4133.

Tabela III.7 – Comparação dos valores de temperatura liquidus e solidus obtidos a partir das equações 3.28 a 3.33

<b>Equação</b>	<b>Temperatura Liquidus</b>	<b>Temperatura Solidus</b>
Thomas (1987)	1502,45	1469,13
Pinheiro (1988)	1507,59	1401,86
Janik (apud BARCELLOS, 2007, p. 49)	1503,42	1452,11

A diferença máxima entre os valores de temperatura liquidus obtidos é de 5,14°C, enquanto que a diferença máxima entre os valores de temperatura solidus é de 67,26°C. A diferença nos valores de temperatura solidus pode ser devido às diferenças experimentais, pois a temperatura solidus depende da taxa de resfriamento do aço.

A Figura 3.71 apresenta outros valores de temperatura liquidus e solidus encontrados na literatura.

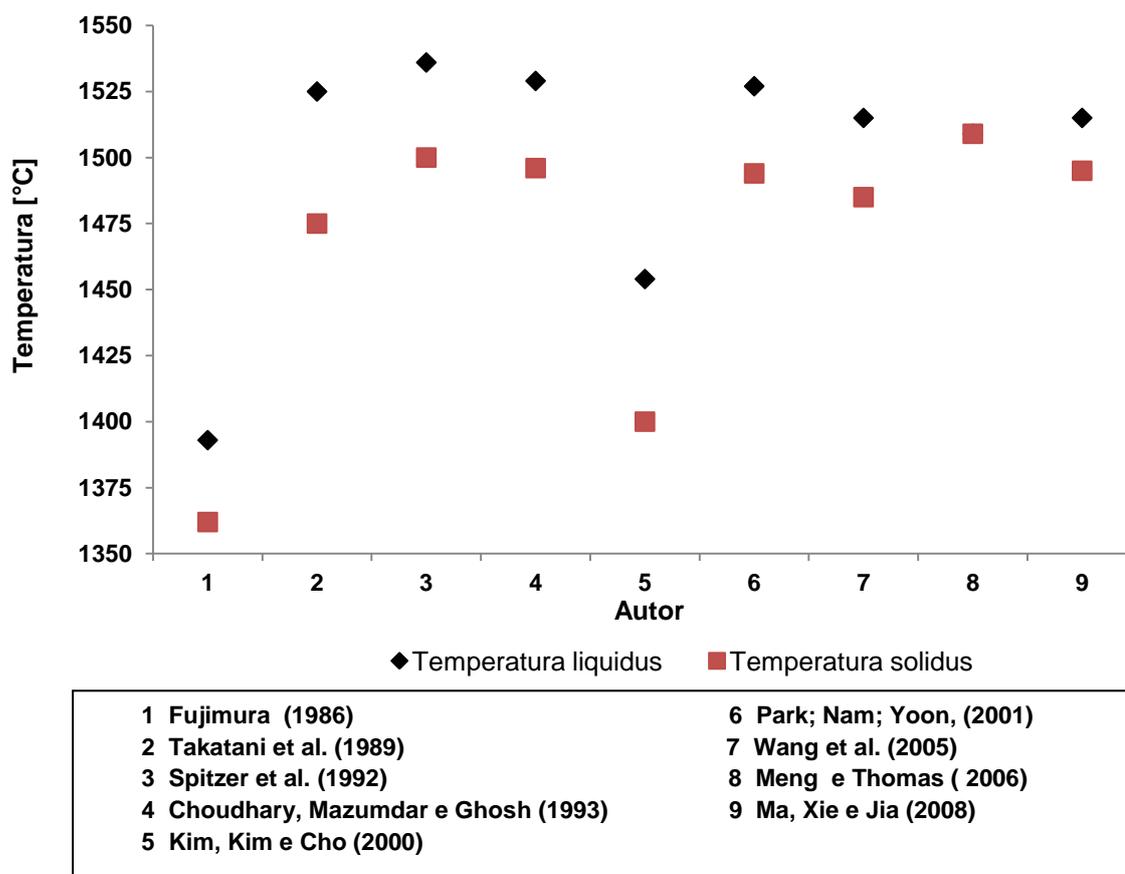


Figura 3.71 – Valores de temperaturas liquidus e solidus

O calor específico é outra propriedade física que varia com a temperatura. A Figura 3.72 mostra as curvas de variação do calor específico em função da temperatura usadas por Wang *et al.* (2005) e Hebi et al (2006) e Pereira (2004).

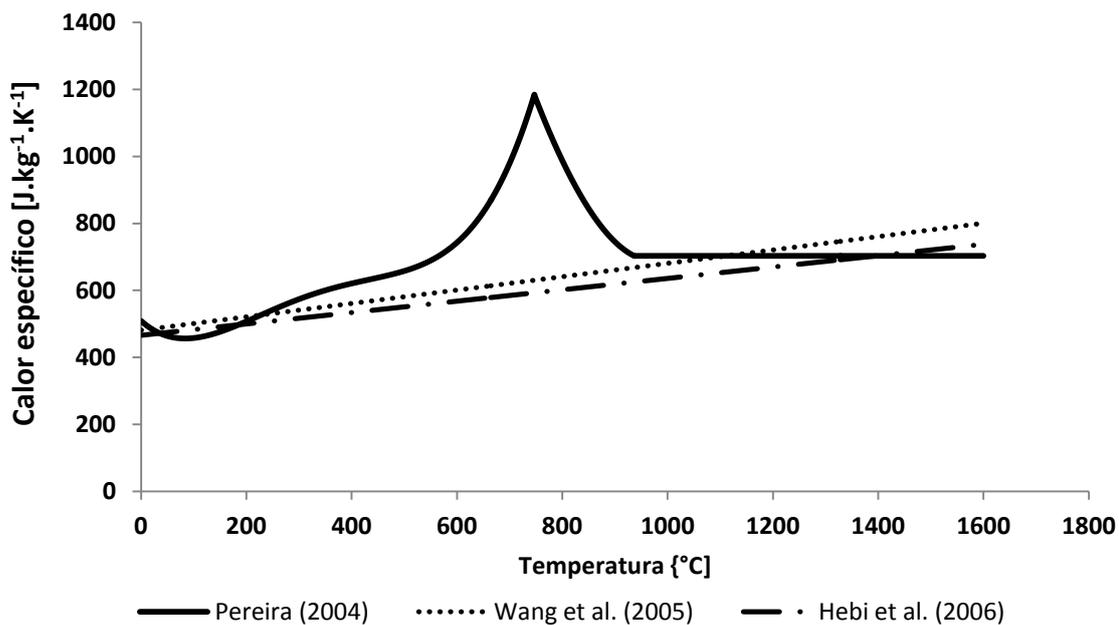


Figura 3.72 – Variação do calor específico do aço em função da temperatura

A curva usada por Pereira (2004) é composta por equações distintas para três faixas de temperatura, enquanto as curvas usadas por Wang *et al.* (2005) e Hebi *et al.* (2006) consideram uma relação linear entre o calor específico e a temperatura. Para a faixa de temperatura de maior interesse dos modelos matemáticos do lingotamento contínuo, ou seja, para temperaturas superiores a 900°C, o calor específico tem valores que variam entre 680J.kg<sup>-1</sup>K<sup>-1</sup> e 800J.kg<sup>-1</sup>K<sup>-1</sup>.

A Figura 3.73 apresenta outros valores de calor específico do aço usados no cálculo da transferência de calor do aço, desconsiderando a variação em função da temperatura.

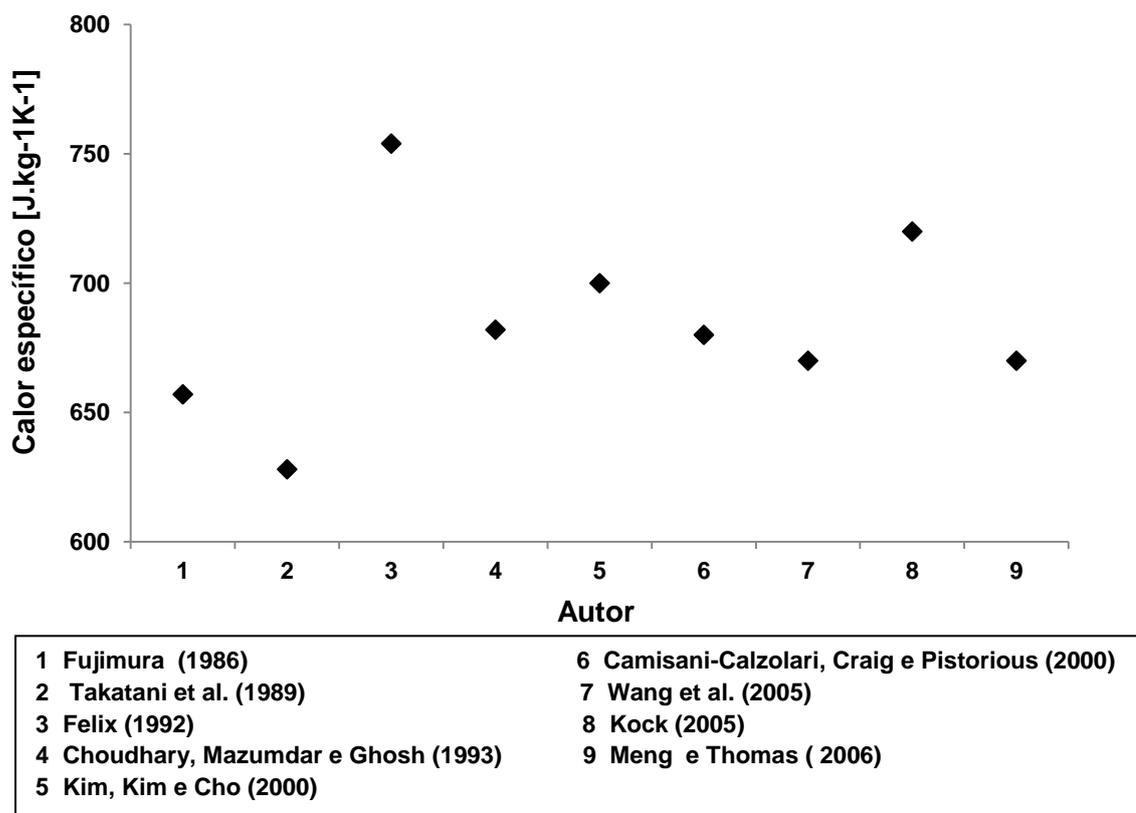


Figura 3.73 – Valores de calor específico do aço encontrados na literatura

A condutividade térmica do aço apresenta uma relação linear com a temperatura. A Figura 3.74 mostra as curvas de condutividade térmica do aço em função da temperatura usadas por PEREIRA (2004) Hebi (2006)) e Wang (2005).

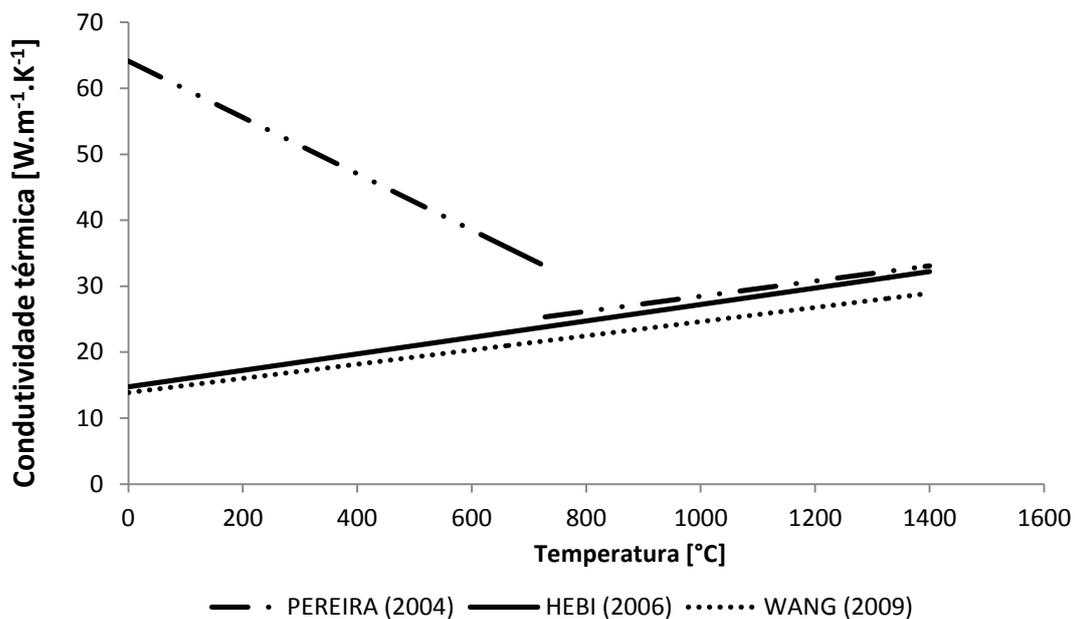


Figura 3.74– Variação da condutividade térmica do aço em função da temperatura

A Figura 3.75 apresenta mais valores de condutividade térmica do aço usados por outros autores.

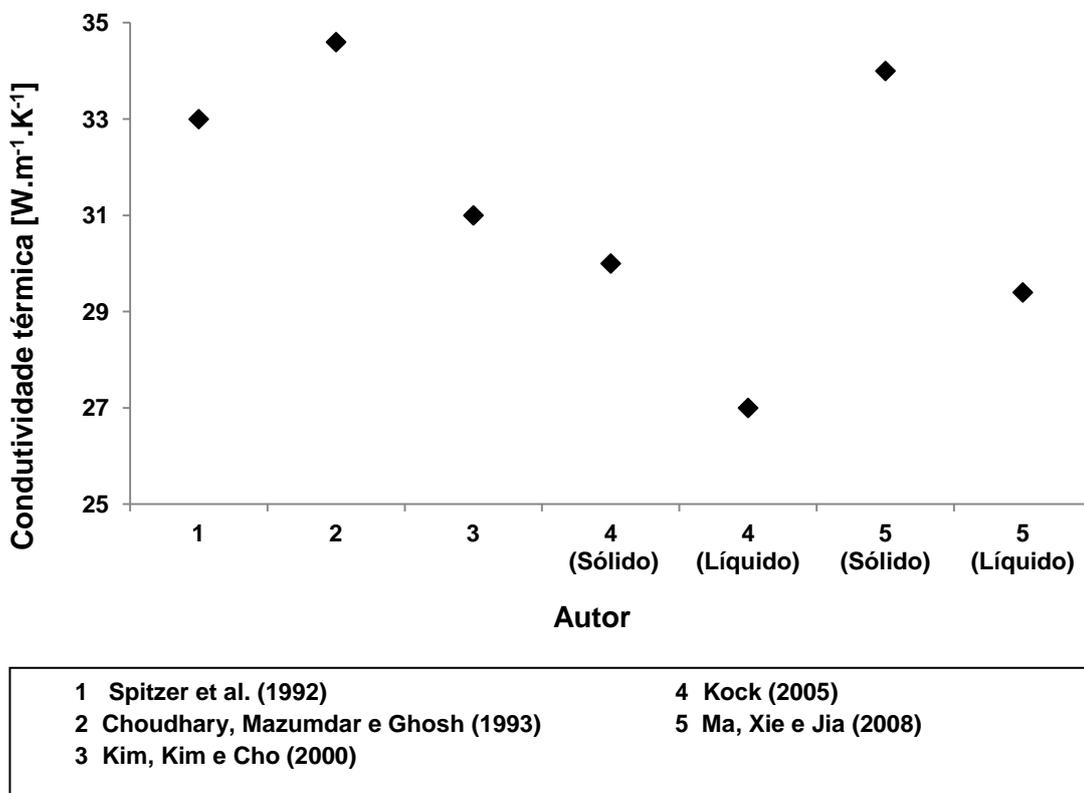


Figura 3.75 – Valores de condutividade térmica do aço

Os valores de condutividade térmica do aço variaram entre  $29\text{J}\cdot\text{m}^{-1}\text{K}^{-1}$  e  $35\text{J}\cdot\text{m}^{-1}\text{K}^{-1}$ .

A Figura 3.76 mostra os valores encontrados na literatura para o calor latente de fusão do aço. Os valores variam em torno de  $270\text{kJ}\cdot\text{kg}^{-1}$ .

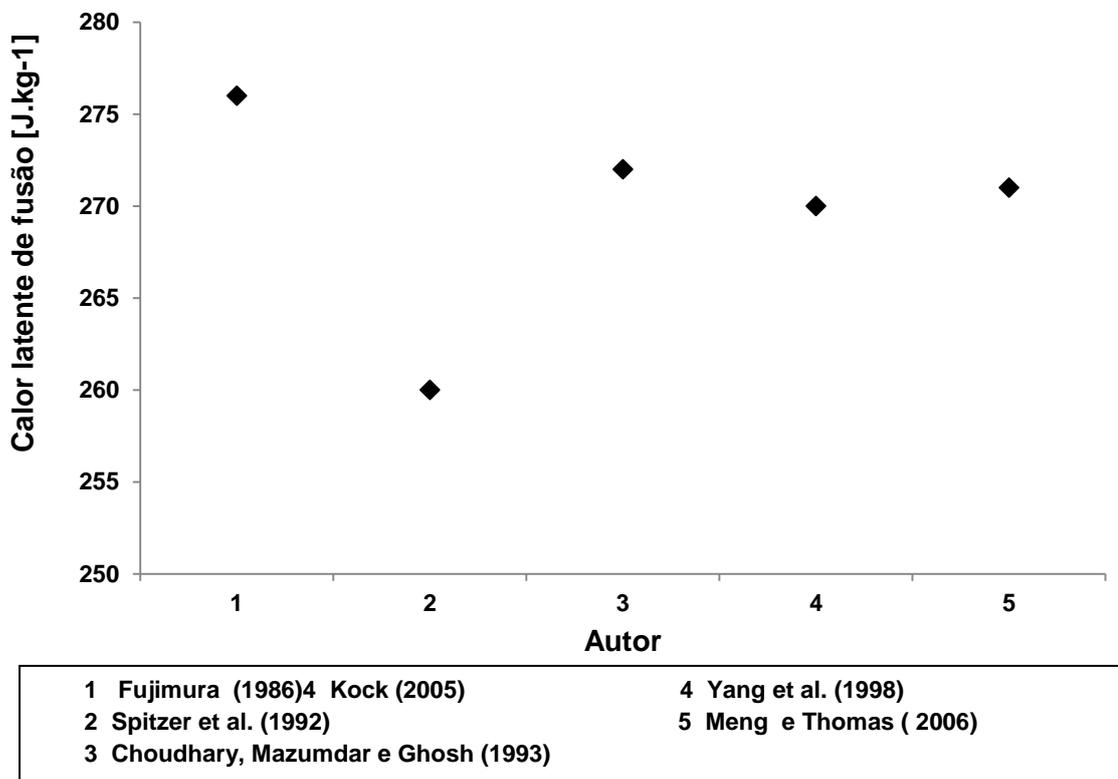


Figura 3.76 – Valores de calor latente de fusão do aço

A Figura 3.77 mostra alguns valores de emissividade do aço em função da temperatura apresentados por Pereira (2004). É possível perceber uma relação quase linear entre essas duas grandezas.

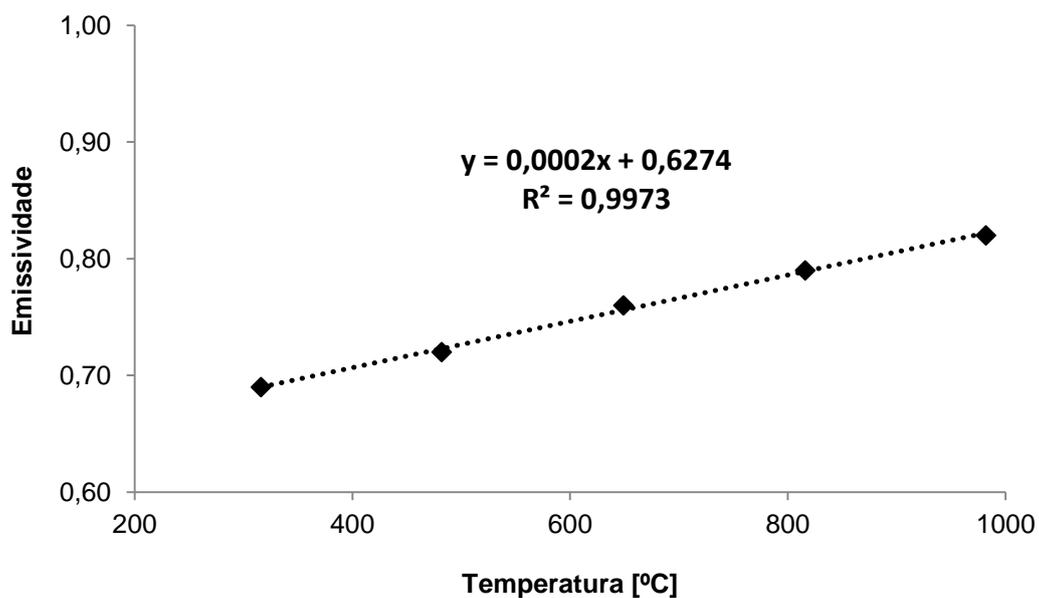


Figura 3.77 – Variação da emissividade do aço em função da temperatura

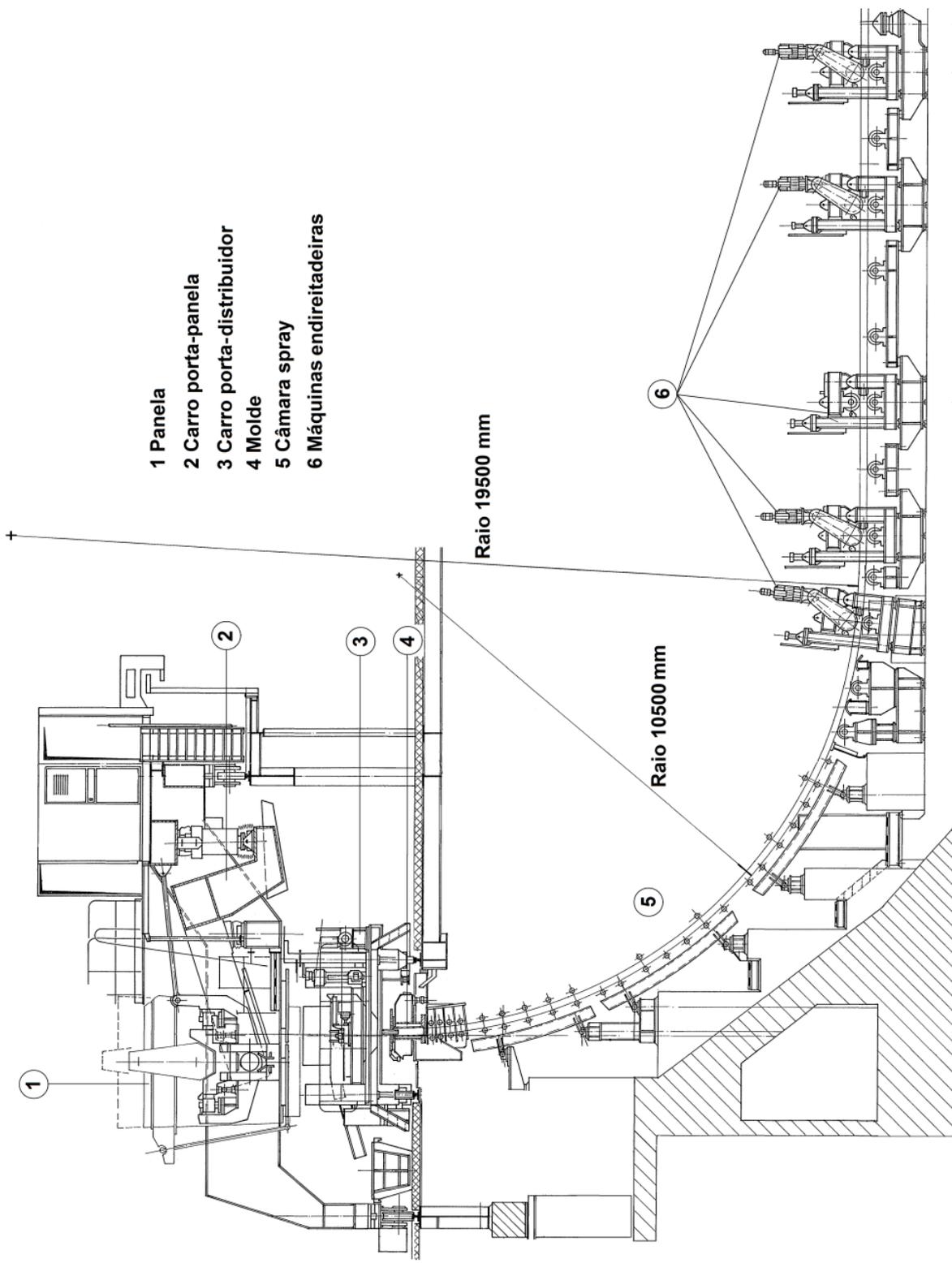
Alguns outros autores consideram a emissividade constante e igual a 0,8 (MENG, THOMAS, 2003; MA, XIE, JIA, 2008; CAMISANI-CALZOLARI, CRAIG, PISTORIOUS, 2004) e 0,9 (HA *et al.*, 2001).

## **4 METODOLOGIA**

Este capítulo descreve a instalação industrial de lingotamento contínuo da Vallourec Tubos do Brasil. Em seguida, são apresentadas as metodologias utilizadas no desenvolvimento, verificação e validação do modelo matemático da transferência de calor. Finalmente, os procedimentos experimentais para levantamento da distribuição de água dos bicos spray com jatos do tipo leque e cone cheio e dos coeficientes de transferência de calor do resfriamento secundário são descritos.

### **4.1 Descrição da Instalação de Lingotamento Contínuo da Vallourec Tubos do Brasil**

A instalação do lingotamento de contínuo possui quatro veios e produz barras cilíndricas de dois diâmetros, a saber, 180mm e 230mm, e é capaz de produzir 600 mil toneladas de aço por ano. A troca de panelas é realizada por carros de transferência e a troca de distribuidor é feita por carros porta-distribuidor. As panelas possuem capacidade nominal de 80t de aço. A Figura 4.1 mostra um corte lateral da instalação de lingotamento contínuo.



- 1 Painel
- 2 Carro porta-painel
- 3 Carro porta-distribuidor
- 4 Molde
- 5 Câmara spray
- 6 Máquinas endireitadeiras

Raio 19500 mm

Raio 10500 mm

Figura 4.1 – Corte lateral da instalação de lingotamento contínuo.

O escoamento do aço da panela para o distribuidor é protegido por um tubo longo e o controle da vazão de aço é feito por uma válvula gaveta localizada no fundo da panela. A passagem de escória da panela para o distribuidor é evitada a partir da detecção da presença da escória no tubo longo e do fechamento da válvula gaveta. A detecção de escória é realizada por um sistema que capta as alterações de um campo eletromagnético induzido em função da presença de escória no metal líquido.

O molde de cobre possui seção transversal circular com perfil cônico. A água de refrigeração do molde entra pela abertura inferior do cartucho, passa no espaço anular entre o molde e a parede do cartucho e sai pela abertura superior do cartucho, conforme mostra a Figura 4.2.

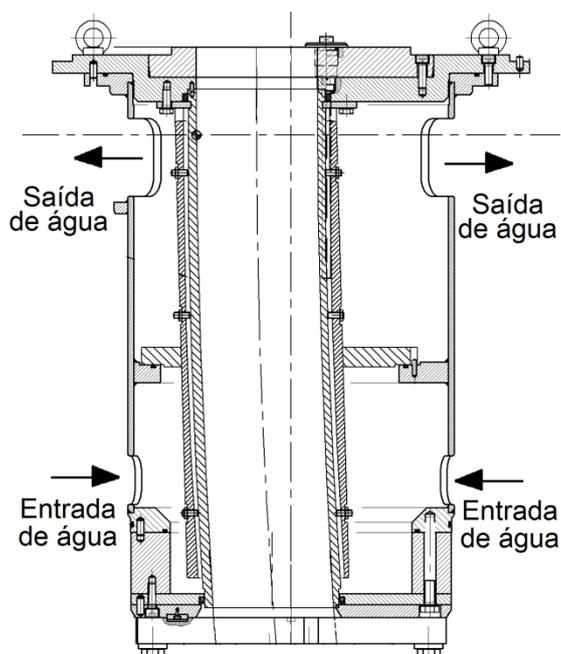


Figura 4.2 – Entrada e saída de água de refrigeração do molde.

A medição de nível de aço no molde é realizada por meio de um sistema composto por uma fonte radioativa e um sensor que capta a radiação emitida pela fonte. A partir dos valores medidos de nível de aço no molde, o sistema de controle de nível atua o dispositivo tampão no distribuidor por meio de cilindro hidráulico, de forma que o nível de aço no molde esteja próximo aos valores pré-estabelecidos. A Figura 4.3 mostra um esquema do sistema de controle do nível de aço no molde.

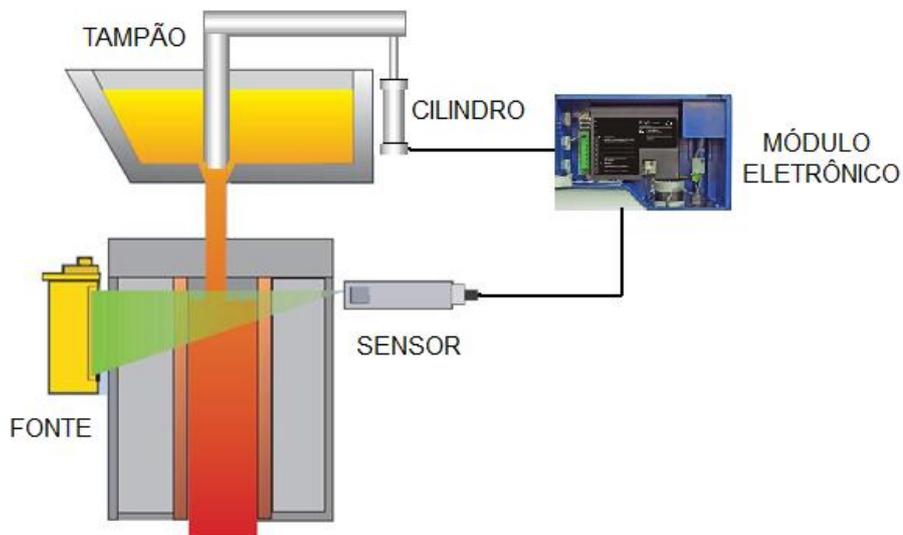


Figura 4.3 – Esquema do controle de nível de aço no molde

Na saída do molde, o aço é submetido ao resfriamento secundário na câmara spray. A câmara spray é dividida em quatro zonas de resfriamento, a saber, zona 0, zona A, zona B e zona C, conforme mostra a Figura 4.4.

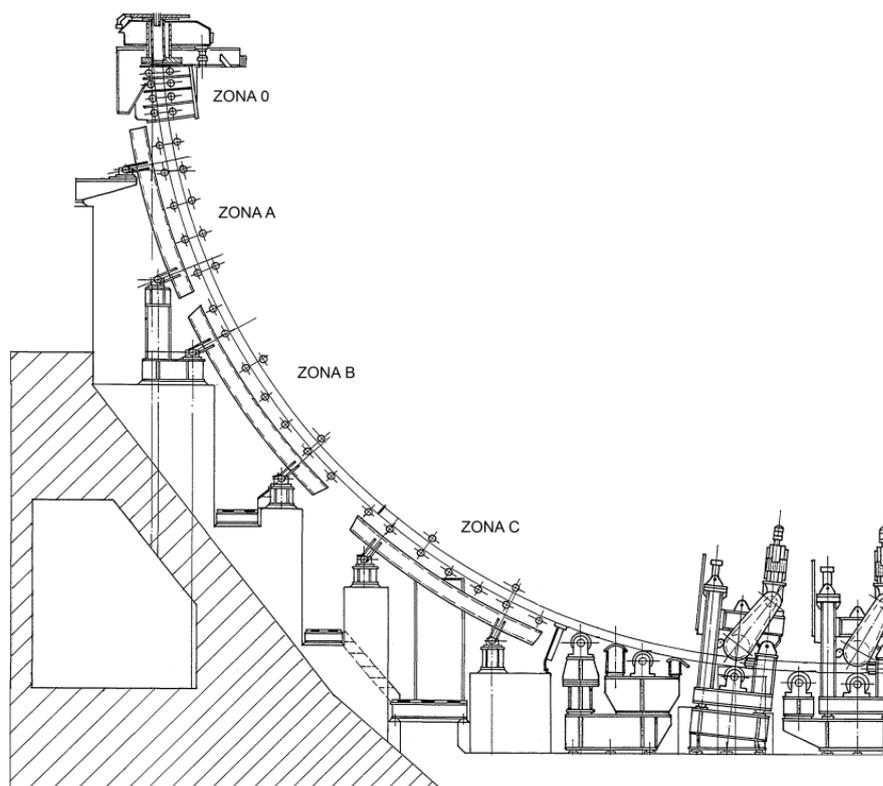


Figura 4.4 – Zonas de controle do resfriamento secundário

Cada zona de resfriamento possui um controle individual de vazão de água. A água de todo o sistema de resfriamento secundário é fornecida por uma bomba centrífuga de capacidade nominal de vazão de  $155\text{m}^3\cdot\text{h}^{-1}$  e pressão manométrica de 12bar. Em caso de falha da bomba, existe outra bomba em modo de espera que entra em operação automaticamente. Para cada veio, existem duas tubulações que se derivam da tubulação principal. A primeira derivação alimenta a zona 0. A segunda derivação se divide em outras três tubulações, sendo que cada uma alimenta as outras zonas de resfriamento do veio. A tubulação de alimentação de água de cada zona de controle é composta por um medidor de vazão, uma válvula de controle de vazão e um medidor de pressão, conforme mostrado na Figura 4.5. Os arranjos das tubulações de água e instrumentos são iguais para todos os veios.

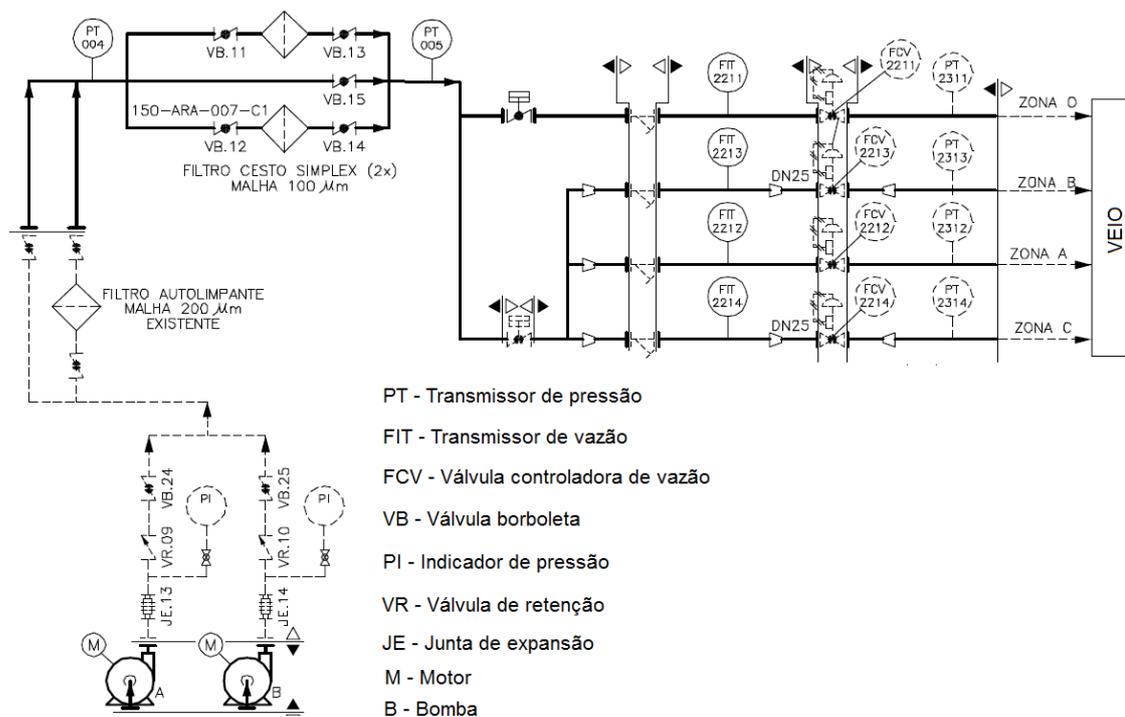


Figura 4.5 – Tubulação e instrumentos do sistema do resfriamento secundário.

A vazão de água de cada zona varia em função da velocidade de lingotamento. Existe um valor de referência de vazão de água para cada zona de resfriamento correspondente à velocidade de lingotamento de  $1\text{m}\cdot\text{min}^{-1}$ . À medida que a velocidade de lingotamento varia, o valor da vazão de água de referência de cada zona é multiplicado pelo novo valor de velocidade de lingotamento em  $\text{m}\cdot\text{min}^{-1}$ . Por exemplo,

se a velocidade de lingotamento passar de  $1\text{m}\cdot\text{min}^{-1}$  para  $1,5\text{m}\cdot\text{min}^{-1}$ , a vazão de água na zona 0 passará de  $60\text{l}\cdot\text{min}^{-1}$  para  $90\text{l}\cdot\text{min}^{-1}$ , ou seja, a vazão de referência será multiplicada por 1,5 e a nova vazão de água será definida, conforme mostrado na Tabela IV.1.

Tabela IV.1 – Variação da vazão de água do resfriamento secundário para bitola de 0,180m

Vel. ling. [ $\text{m}\cdot\text{min}^{-1}$ ]	Zona 0 [ $\text{l}\cdot\text{min}^{-1}$ ]	Zona A [ $\text{l}\cdot\text{min}^{-1}$ ]	Zona B [ $\text{l}\cdot\text{min}^{-1}$ ]	Zona C [ $\text{l}\cdot\text{min}^{-1}$ ]
0,8	48	40	24	24
1,0 (referência)	60	50	30	30
1,5	90	75	45	45

A água de resfriamento é aspergida sobre o veio por meio de bicos spray montados em anéis. Os anéis da zona 0 possuem quatro ou oito bicos spray com jato de água do tipo leque, conforme mostrado na Figura 4.6.

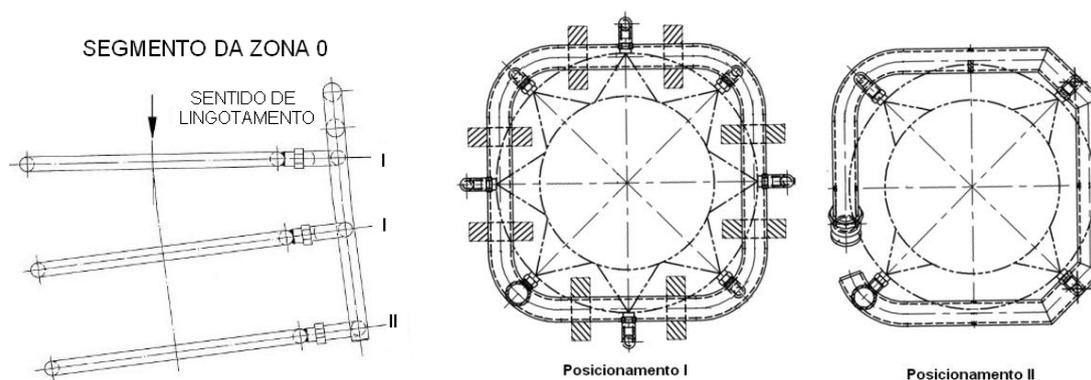


Figura 4.6– Disposição dos anéis de resfriamento da zona 0

Os anéis de resfriamento das zonas A, B e C possuem quatro bicos sprays que são montados com defasagem de  $90^\circ$  entre si. Os bicos spray possuem jato de água do tipo cone cheio com ângulo de pulverização de  $79^\circ$ . Os anéis de resfriamento são dispostos com defasagem angular para uniformizar o resfriamento ao longo da superfície do veio, conforme mostrado na Figura 4.7.

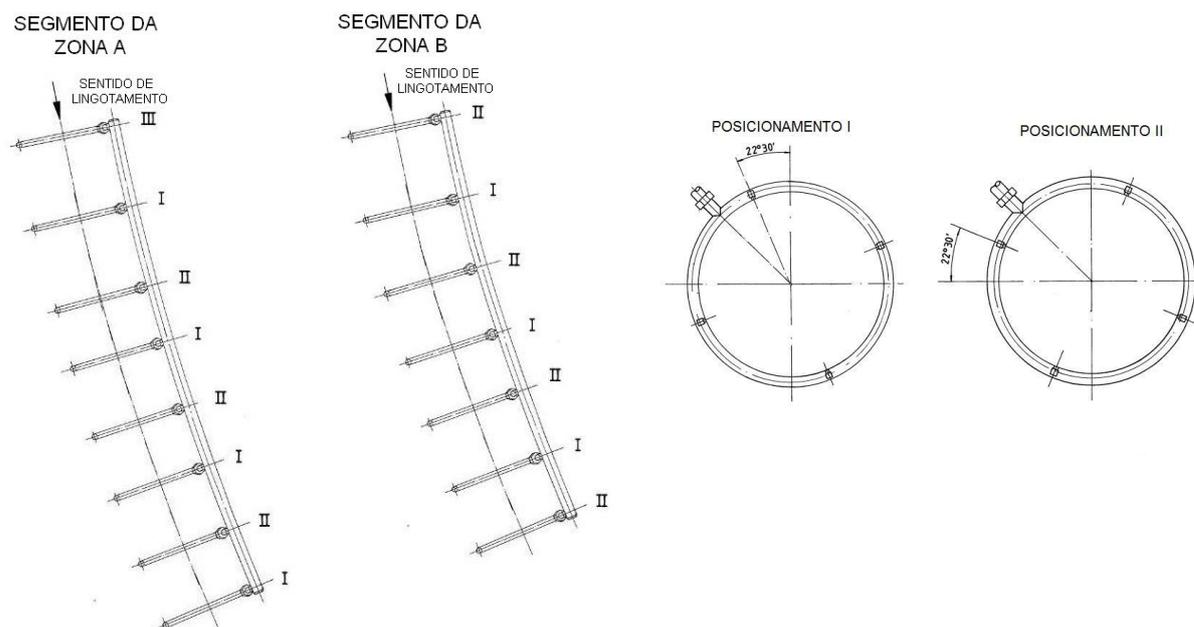


Figura 4.7 – Disposição dos anéis de resfriamento das zonas A, B e C

Cada zona de resfriamento possui uma quantidade específica de anéis de resfriamento. A zona 0 possui três anéis de resfriamento e os rolos de pé (*foot rolls*), conforme mostrado na Figura 4.8. Os rolos de pé são responsáveis por conformar o veio no raio de curvatura da câmara spray. As demais zonas de resfriamento não possuem rolos de conformação.

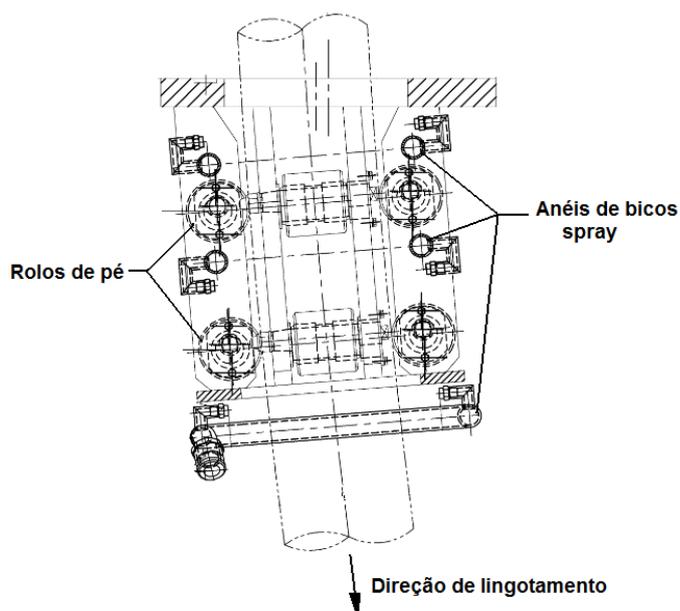


Figura 4.8 – Esquema da estrutura da zona 0 (rolo de pé)

A zona A é composta por nove anéis de resfriamento e por rolos de apoio do veio, conforme mostrado na Figura 4.9.

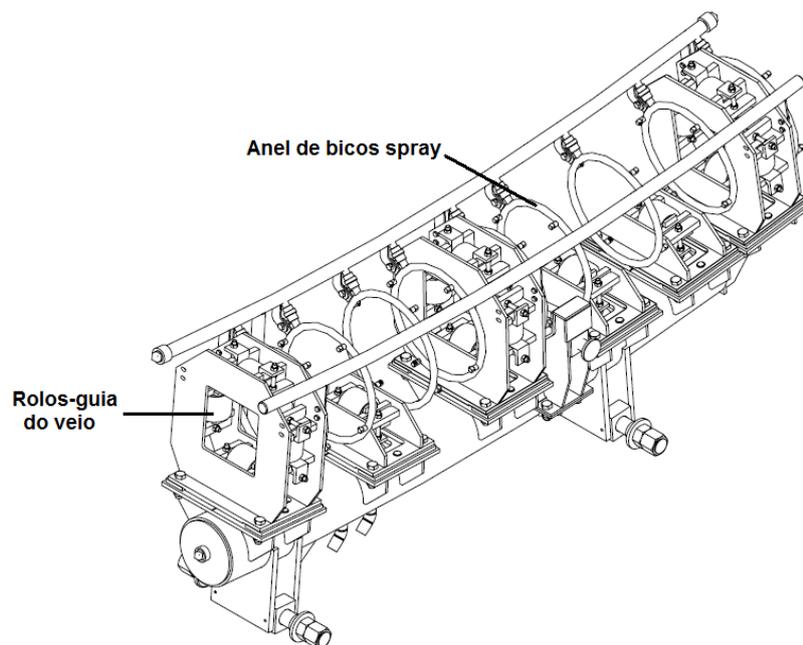


Figura 4.9 – Esquema da estrutura da zona A

A zona B possui sete anéis de resfriamento e rolos-guia para a barra falsa, conforme mostrado na Figura 4.10.

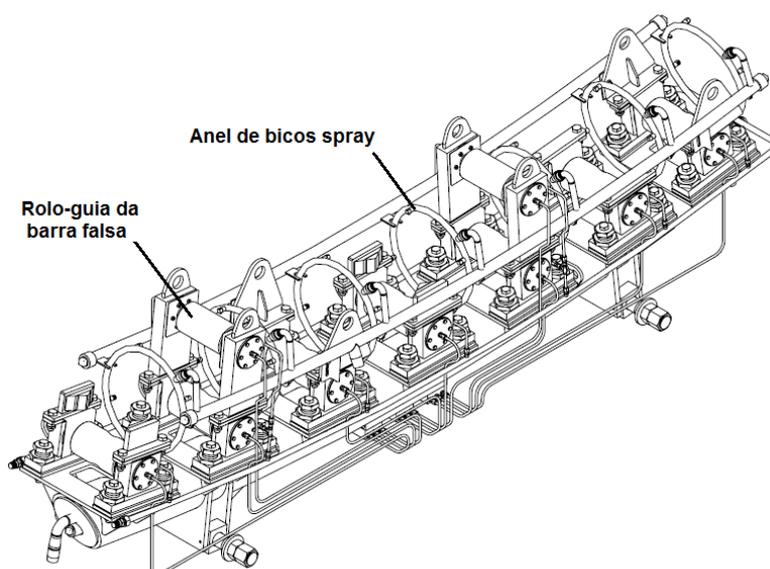


Figura 4.10 - Esquema da estrutura da zona B

A zona C possui seis anéis de resfriamento. Na extremidade superior da estrutura da zona C existe um agitador eletromagnético instalado, conforme mostrado na Figura 4.11.

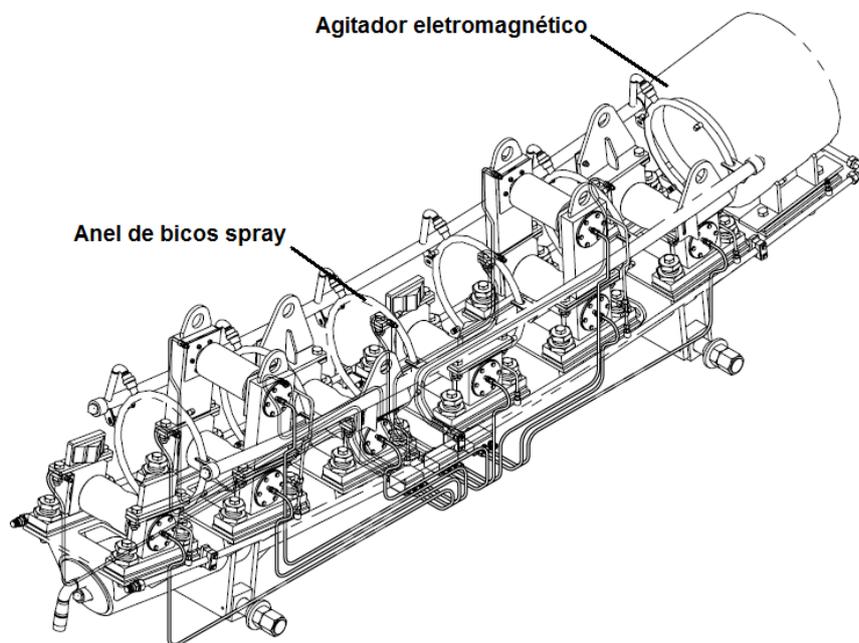


Figura 4.11 - Esquema da estrutura da zona C

Após a câmara spray, o veio é submetido ao endireitamento realizado por cinco máquinas. Em seguida, a barra é cortada por maçaricos automáticos em comprimento variável entre 6m e 12m.

#### **4.2 Desenvolvimento do Modelo Matemático da Transferência de Calor e da Solidificação do aço**

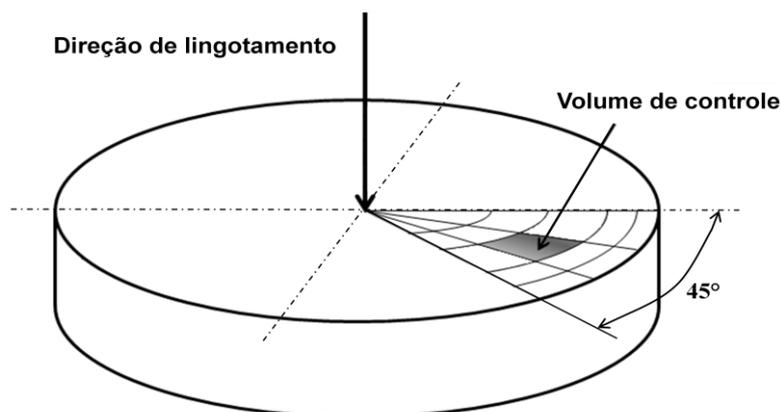
O modelo matemático da transferência de calor e da solidificação do aço no lingotamento contínuo foi desenvolvido considerando a transferência de calor transiente por condução nas direções radial e angular da seção transversal do veio. As principais considerações aplicadas no desenvolvimento do modelo de matemático foram:

- A transferência de calor na direção de lingotamento é desprezível devido ao alto valor do número de Peclet;

- Simetria das condições de contorno e da geometria na seção transversal da fatia. Assim, apenas um oitavo da seção transversal foi modelada;
- A massa específica do aço é constante e a condutividade térmica, calor específico e a emissividade do aço variam em função da temperatura;
- O efeito convectivo da porção líquida do aço foi introduzido por meio da condutividade térmica efetiva;
- O efeito do calor latente de fusão na zona pastosa foi introduzido por meio do método do calor específico equivalente;
- A solidificação ocorre em condições equilíbrio, ou seja, a fração líquida foi calculada pela regra da alavanca.

O veio foi dividido em trezentas fatias transversais de espessura unitária que se deslocam nas mesmas direção e velocidade de lingotamento. As fatias de aço estão uniformemente espaçadas umas das outras desde o menisco até saída da câmara spray.

A região modelada da seção transversal de cada fatia foi dividida em quatrocentos volumes de controle de coordenadas cilíndricas, sendo quarenta divisões na direção radial e dez divisões na direção angular. Todos os volumes de controle possuem a mesma dimensão angular, mas a dimensão radial varia de forma que todos os volumes de controle possuam o mesmo volume. O balanço de energia foi realizado simultaneamente nos volumes de controle de todas as fatias a cada intervalo de tempo  $\Delta t$  igual a 0,013s. O intervalo de tempo  $\Delta t$  foi definido em função do tamanho do volume de controle, para que a regra de coeficientes positivos do método de solução explícito fosse respeitada (PATANKAR, 1980). A Figura 4.12 apresenta esquema do domínio e dos volumes de controle do modelo matemático.



Figuras 4.12 – Domínio e volumes de controle do modelo matemático

A equação usada no balanço de energia dos volumes de controle foi obtida a partir da equação geral da conservação da energia.

$$\rho \frac{\partial(C_p^{eq} T)}{\partial t} = \frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} \left( r k_{ef} \frac{\partial T}{\partial r} \right) + \frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial \theta} \left( \frac{k_{ef}}{r} \frac{\partial T}{\partial \theta} \right) + S \quad (4.1)$$

Onde

$\rho$  é a massa específica do aço [ $\text{kg} \cdot \text{m}^{-3}$ ];

$C_p^{eq}$  é o calor específico equivalente do aço [ $\text{J} \cdot \text{kg}^{-1} \cdot \text{K}^{-1}$ ];

$r$  é a posição radial ao longo da barra lingotada [m];

$k_{ef}$  é a condutividade térmica efetiva do aço [ $\text{W} \cdot \text{m}^{-1} \cdot \text{K}^{-1}$ ];

$\theta$  é o ângulo da coordenada cilíndrica na seção transversal do veio [rad];

$T$  é a temperatura do veio [K];

$t$  é a variável tempo [s];

$S$  é o termo fonte que foi usado para incluir as condições de contorno [ $\text{W} \cdot \text{m}^{-3}$ ].

Para obtenção da solução numérica da equação diferencial representando o balanço de energia, a equação 4.1 foi discretizada e resolvida explicitamente pelo método de volumes finitos, conforme proposto por Patankar (1980) e apresentado nas equações 4.2 a 4.10.

$$a_P T_P = a_E T_E^0 + a_W T_W^0 + a_N T_N^0 + a_S T_S^0 + B \quad (4.2)$$

$$B = (a_P^0 - a_E - a_W - a_N - a_S) T_P^0 + (S_c + S_P T_P^0) \Delta V + S \quad (4.3)$$

$$a_P^0 = \frac{\rho C_P^{eq} \Delta V}{\Delta t} \quad (4.4)$$

$$a_E = \frac{k_e \Delta r}{r_e (\delta \theta)_e} \quad (4.5)$$

$$a_W = \frac{k_w \Delta r}{r_w (\delta \theta)_w} \quad (4.6)$$

$$a_N = \frac{k_n r_n \Delta \theta}{(\delta r)_n} \quad (4.7)$$

$$a_S = \frac{k_s r_s \Delta \theta}{(\delta r)_s} \quad (4.8)$$

$$a_P = a_P^0 \quad (4.9)$$

$$\Delta V = \frac{r_n + r_s}{2} \Delta \theta \Delta r \quad (4.10)$$

Onde o índice P representa o centro do volume de controle onde está sendo aplicado o balanço de energia, os índices W, E, S e N representam os centros dos volumes de controle a oeste, leste, sul e norte, respectivamente, conforme mostrado na Figura 4.13.

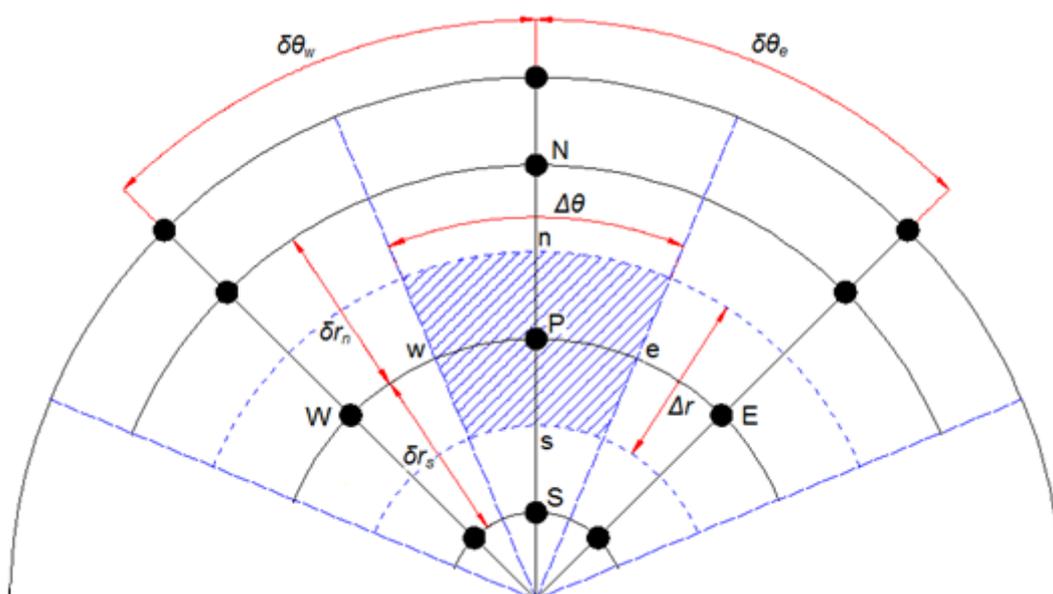


Figura 4.13 – Detalhe dos volumes de controle.

As propriedades físicas do aço usadas na solução das equações do modelo matemático de transferência de calor e de solidificação estão mostradas na Tabela IV.2. Conforme descrito na seção 3.4, a literatura apresenta uma grande variedade de valores de propriedades físicas. Por isso, uma análise de sensibilidade do modelo em relação às propriedades físicas do aço foi realizada para verificar se os valores de propriedades físicas são adequados.

Tabela IV.2 – Propriedades físicas do aço

PROPRIEDADE	SÍMBOLO	UNIDADE	OBSERVAÇÃO
Massa específica (HUANG; THOMAS; NAJJAR, 1992)	$m$	kg.m <sup>-3</sup>	7020
Calor latente de fusão (HUANG; THOMAS; NAJJAR, 1992)	$L$	J.kg <sup>-1</sup>	272000
Calor específico (*) (WANG <i>et al.</i> , 2005)	$C_p$	J.kg <sup>-1</sup> K <sup>-1</sup>	$C_p = 481,482 + 0,1997T$
Temperatura solidus (HOWE, 1998)	$T_S$	K	$T_S = 1809 - 415,5\%C + 12,3\%Si + 6,8\%Mn + 124,5\%P + 183,9\%S + 4,1\%Al$
Temperatura liquidus (HOWE, 1998)	$T_L$	K	$T_L = 1809 - 78\%C + 7,6\%Si + 4,9\%Mn + 34,4\%P + 38\%S + 3,6\%Al$
Condutividade térmica (*) (BRIMACOME, 1984)	$k$	W.m <sup>-1</sup> K <sup>-1</sup>	$k_{sol} = 15,9106 + 0,1151T$
Emissividade (*) (INGERSLEV e HENEIN, 1997)	$\varepsilon$	-	$\varepsilon = 0,0002T + 0,6274$

(\*) Propriedades físicas calculadas com temperatura do aço fornecida em °C.

A condutividade térmica na face dos volumes de controle foi calculada a partir das condutividades térmicas nos pontos adjacentes à face em análise, conforme mostrado na Figura 4.14 e na equação 4.11.

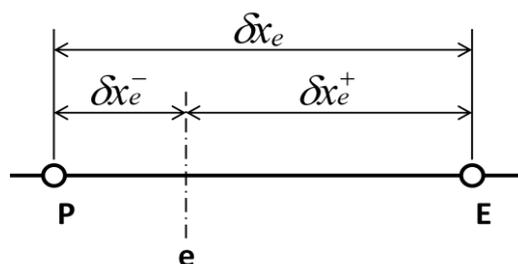


Figura 4.14 – Esquema do cálculo da condutividade térmica nas faces dos volumes de controle

$$k_e = \left( \frac{1-f_e}{k_P} + \frac{f_e}{k_E} \right)^{-1} \quad (4.11)$$

$$f_e = \frac{\delta x_e^-}{\delta x_e} \quad (4.12)$$

Onde

$k_e$  é a condutividade térmica da face [W.m<sup>-1</sup>.K];

$k_P$  é a condutividade térmica no centro do volume de controle  $P$  [W.m<sup>-1</sup>.K];

$k_E$  é a condutividade térmica no centro do volume de controle  $E$  [W.m<sup>-1</sup>.K];

$\delta x_e$  é a distancia entre os pontos  $P$  e  $E$  [m];

$\delta x_e^-$  é a distancia entre o ponto  $P$  e a face do volume de controle [m].

A espessura da camada sólida em cada fatia do veio foi calculada partir do resultado de temperatura em cada volume de controle. Se a temperatura do volume de controle for igual ou inferior à temperatura solidus do aço, todo o volume de controle estará sólido. Assim, a espessura da camada sólida em cada fatia será igual ao somatório das dimensões  $\Delta R$  dos volumes de controle que estiverem à temperatura igual ou inferior à temperatura solidus do aço, conforme expresso na equação 4.13.

$$C_s = \sum_{i=1}^{NR} \Delta R_i \quad \text{para } T_i \leq T_s \quad (4.13)$$

#### 4.2.1 Condições de contorno

No molde, a condição de contorno é o fluxo de calor em função do tempo de residência do aço no molde. A equação apresentada Brinacombe (1976) foi ajustada às condições operacionais da instalação. O fator de ajuste  $\alpha$  foi obtido relacionando o fluxo de calor médio calculado pelo balanço de energia na água de refrigeração do molde com o fluxo de calor calculado pela equação integrada ao longo do tempo.

$$q_{molde} = \alpha \left( 2,679 - 0,221 \sqrt{t_{molde}} \right) \quad (4.14)$$

$$\alpha = \frac{q_{médio}}{q_{molde}^*} \quad (4.15)$$

$$q_{\text{médio}} = \frac{\dot{m}_{\text{molde}} C_{p\text{água}} (T_{\text{sai}} - T_{\text{ent}})}{A_{\text{molde}}} \quad (4.16)$$

$$q_{\text{molde}}^* = \frac{1}{\Delta t} \int (2,679 - 0,221\sqrt{t_{\text{molde}}}) dt \quad (4.17)$$

Onde

$a$  é o fator de ajuste entre os fluxos médio de calor [adimensional];

$q_{\text{médio}}$  é o fluxo de calor médio do molde obtido a partir do balanço de energia na água de refrigeração do molde [ $\text{W}\cdot\text{m}^{-2}$ ];

$q_{\text{molde}}^*$  é o fluxo de calor médio do molde calculado a partir da equação apresentada por Brimacombe (1976) [ $\text{W}\cdot\text{m}^{-2}$ ];

$A_{\text{molde}}$  é a área superficial do molde [ $\text{m}^2$ ];

$\dot{m}_{\text{molde}}$  é a vazão mássica da água de refrigeração do molde [ $\text{kg}\cdot\text{s}^{-1}$ ];

$C_{P\text{água}}$  é o calor específico da água [ $\text{J}\cdot\text{kg}^{-1}\cdot\text{K}^{-1}$ ];

$T_{\text{ent}}$  é a temperatura de entrada da água de refrigeração do molde [K];

$T_{\text{sai}}$  é a temperatura de saída da água de refrigeração do molde [K].

Na câmara spray, a condição de contorno é o coeficiente de transferência de calor na superfície do veio expresso pela equação 4.18. O coeficiente de transferência de calor por convecção foi calculado pela equação apresentada Brimacombe (1976) ajustada às condições operacionais da instalação. O fator de ajuste  $\alpha$  foi obtido de forma que a temperatura superficial do veio calculada pelo modelo fosse igual à temperatura medida experimentalmente em cada posição de medição.

$$h_g = h_{\text{conv}} + \alpha \varepsilon (T_{\text{aço}} + T_{\infty}) (T_{\text{aço}}^2 + T_{\infty}^2) \quad (4.18)$$

$$h_{\text{conv}} = \alpha (708 W^{0,75} T_{\text{aço}}^{-1,2} + 0,116) \quad (4.19)$$

Onde

$T_{\text{aço}}$  é a temperatura da superfície do aço [K];

$T_{\text{água}}$  é a temperatura da água de resfriamento [K];

$T_{\infty}$  é a temperatura ambiente [K];

$h_g$  é o coeficiente de transferência de calor global [ $\text{W.m}^{-2}\text{K}^{-1}$ ];

$h_{conv}$  é o coeficiente de transferência de calor por convecção [ $\text{W.m}^{-2}\text{K}^{-1}$ ];

$W$  é a vazão específica de água em cada fatia [ $[\text{l.s}^{-1}.\text{m}^{-2}]$ ];

$\alpha$  é o fator de ajuste para cada zona de resfriamento [adimensional];

$\sigma$  é a constante de Stefan-Boltzmann e igual a  $5,670.10^{-8}$  [ $\text{W.m}^{-2}.\text{K}^{-4}$ ];

$\varepsilon$  é a emissividade do aço [adimensional].

Na região de radiação, o coeficiente de transferência de calor é expresso pela equação 4.20.

$$h_g = h_{conv} + \sigma \varepsilon (T_{aço} + T_{\infty}) (T_{aço}^2 + T_{\infty}^2) \quad (4.20)$$

Onde

$h_{conv}$  é o coeficiente de convecção natural e igual a  $15 \text{ W.m}^{-2}\text{K}^{-1}$  (HOLMAN, 1983)

#### 4.2.2 Descrição do funcionamento do modelo

O modelo matemático de transferência de calor e de solidificação do aço foi desenvolvido com o objetivo de trabalhar em modo *off-line*, mas sua estrutura foi construída de forma que seu funcionamento em modo *online* seja possível. No modo *off-line*, os dados de entrada são escritos manualmente em um arquivo de entrada, enquanto que no modo *online*, os dados de entrada serão obtidos do sistema de automação da planta. Os parâmetros de entrada do modelo são divididos em parâmetros estáticos e parâmetros dinâmicos.

Os parâmetros estáticos são o raio da barra lingotada e a composição química do aço. Esses valores não se alteram ao longo de uma corrida e são lidos pelo modelo uma única vez por simulação.

Os parâmetros dinâmicos são lidos a cada intervalo de tempo  $\Delta t$  e variam ao longo da corrida, a saber, temperatura do aço no distribuidor, vazão de água nas zonas 0, A B e C e velocidade de lingotamento.

Após ler os parâmetros estáticos, o modelo gera a malha dos volumes de controle. As posições das faces dos volumes de controle são definidas primeiramente e em seguida as posições dos centros dos volumes de controle.

Depois de ler os parâmetros dinâmicos, o modelo calcula as propriedades físicas do aço e os coeficientes da equação discretizada do balanço de energia, considerando as condições de contorno e as temperaturas do aço relativas ao tempo  $t$ .

O primeiro ciclo de cálculo é concluído com a previsão das temperaturas para o tempo  $t+\Delta t$ . A partir daí, os parâmetros dinâmicos são atualizados e o ciclo de cálculo é repetido para cada fatia, conforme fluxograma mostrado na Figura 4.15.

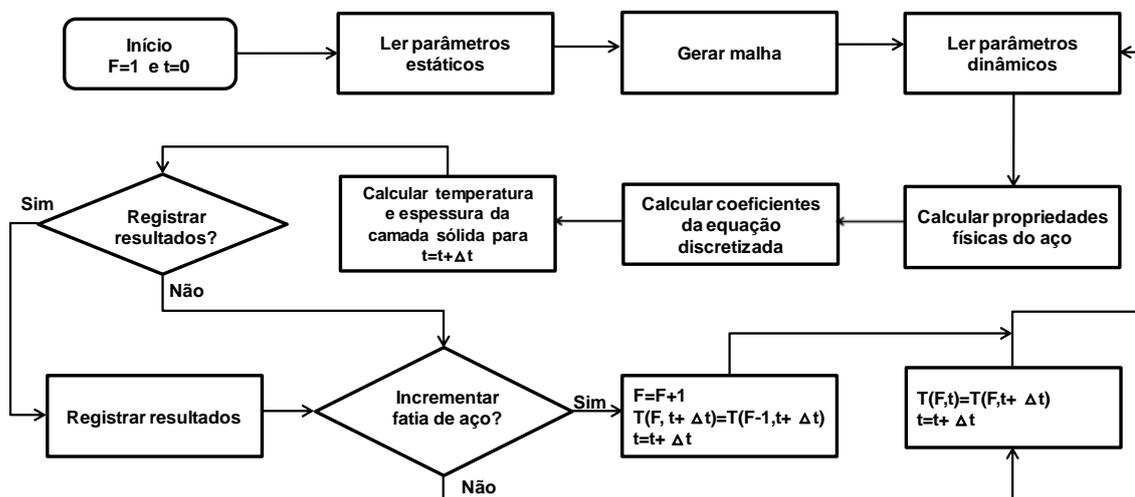


Figura 4.15 – Fluxograma de funcionamento do modelo matemático da transferência de calor

No início do lingotamento, apenas uma fatia de aço é computada, sendo necessário que haja o incremento de fatias até que o veio seja completamente preenchido. Sempre que a primeira fatia de aço se desloca e alcança a posição pré-determinada (equivalente à distância entre fatias), uma nova fatia de aço é adicionada ao veio e todas as propriedades da fatia  $i$  são transferidas para a fatia  $i + 1$  e a fatia 1 assume as condições iniciais, conforme esquematizado na Figura 4.16. Depois que o veio está preenchido, a entrada de uma nova fatia ocorre sempre que a última fatia alcança a posição final do veio no modelo.

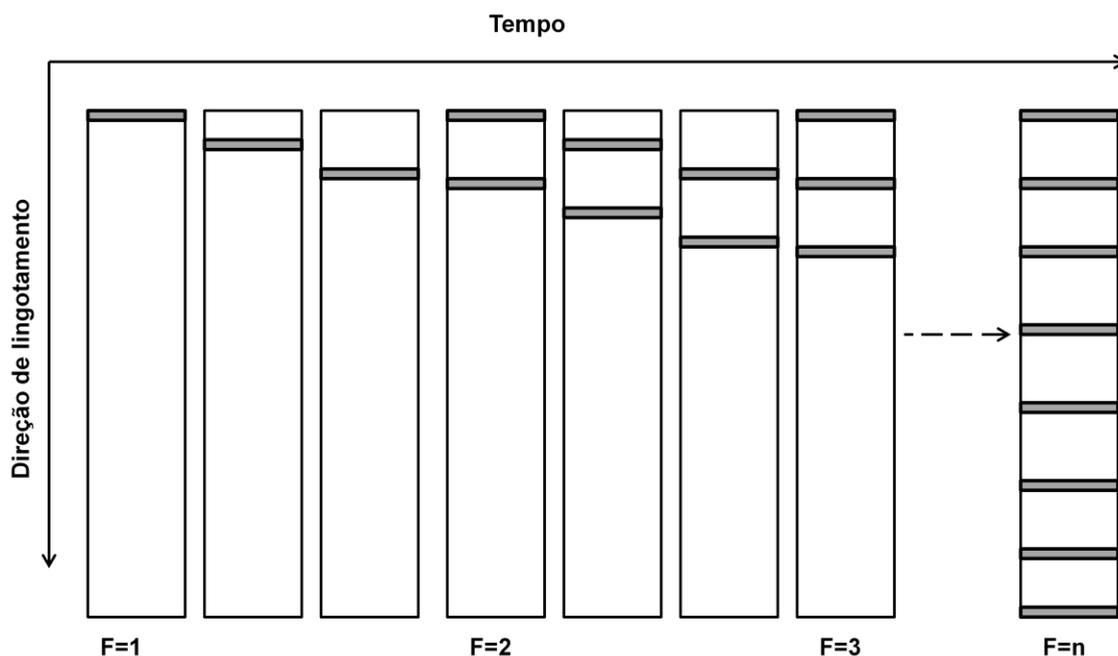


Figura 4.16 – Esquema do incremento de fatias de aço, onde F é o número de fatias no veio

#### 4.2.3 Verificação e validação do modelo matemático

A verificação de consistência do modelo matemático de transferência de calor foi realizada por meio dos testes de independência de malha e de intervalo no tempo  $\Delta t$ . Além disso, os resultados obtidos pelo modelo foram comparados com os resultados obtidos por uma solução analítica da transferência de calor transiente por condução na direção radial em um cilindro infinito, sem geração de calor e mudança de fase, com distribuição de temperatura inicial uniforme e com propriedades físicas constantes (INCROPERA e DEWITT, 1992), conforme mostrado na Figura 4.17.

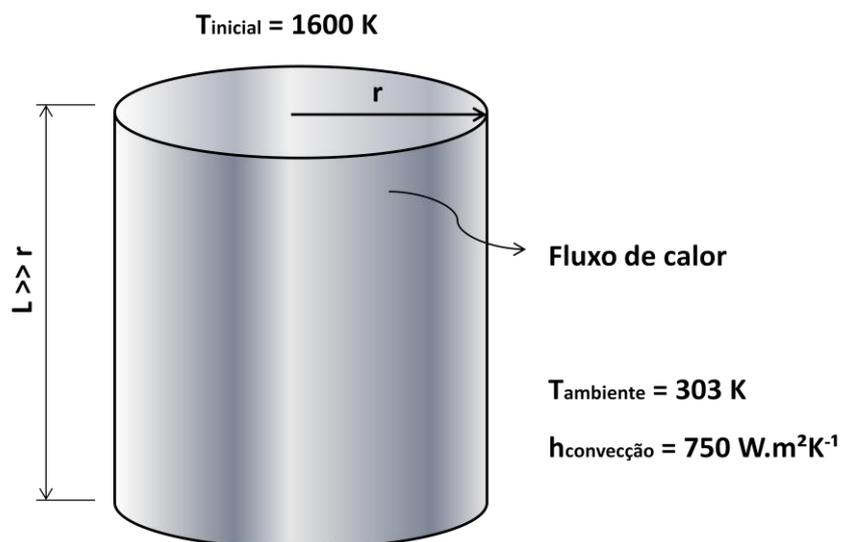


Figura 4.17 - Esquema do problema simplificado de transferência de calor transiente em um cilindro infinito

A validação do modelo matemático de transferência de calor foi realizada por meio da comparação dos valores de temperatura superficial do veio preditos pelo modelo com os valores medidos em quatro posições do veio, conforme mostrado na Figura 4.18. As medições foram realizadas durante o lingotamento de nove corridas, nas bitolas 180mm e 230mm, dos aços ABNT 4133, ST52, E355 e VMEC134.

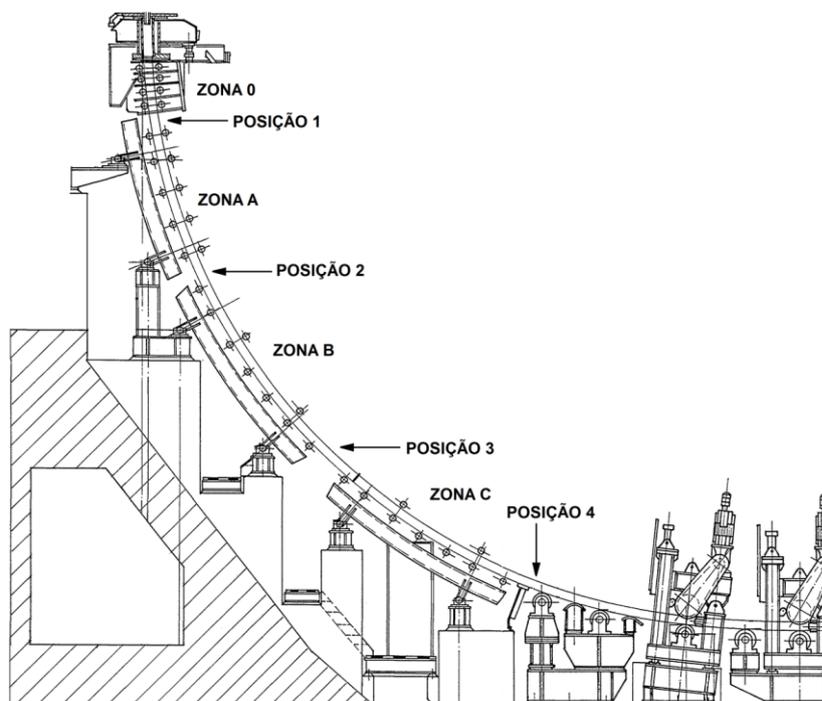


Figura 4.18 – Posições de medição de temperatura superficial do veio

As temperaturas superficiais do veio foram medidas por pirômetros óticos de duas cores Raytek Marathon MR. Os pirômetros de duas cores são capazes de eliminar o efeito do vapor presente na câmara spray, que tende a reduzir a energia irradiada pelo veio medida por pirômetros de uma cor (RAYTEK, 2011). Para evitar os erros de medição devido à carepa na superfície do veio, as temperaturas consideradas para validação do modelo foram os valores de pico de um período de 10 segundos de medição, pois a temperatura da carepa é inferior à temperatura superficial do aço (HIBBINS, 1982).

As medições de todos os outros parâmetros operacionais necessários para a validação e funcionamento do modelo matemático foram realizadas pela instrumentação existente e registradas no sistema PIMS - Process Information Management System (FILHO, 2011), exceto a temperatura superficial do veio na posição 4 que foi registrada no módulo portátil YOKOGAWA modelo XL-100 (YOKOGAWA METERS & INSTRUMENTS CORPORATION, 2007).

A temperatura do aço no distribuidor foi medida por termopares do tipo S. O termopar é inserido no aço líquido e realiza a medição de temperatura instantaneamente. Após realizar a medição, o termopar é consumido no metal líquido.

A vazão de água do resfriamento primário (refrigeração do molde) foi medida por uma placa de orifício localizada antes da entrada da água no molde. As temperaturas de entrada e de saída da água foram medidas por instrumentos do tipo termoresistências PT100. Os instrumentos estão inseridos na tubulação de água de forma que as juntas de medição estejam localizadas no centro da seção transversal do tubo. Os valores de vazão e de temperatura de entrada e de saída da água de refrigeração do molde foram usados nos cálculos de ajuste do fluxo de calor no molde.

As vazões de água de cada zona de resfriamento secundário foram medidas por placas de orifício, conforme mostrado na Figura 4.5.

A velocidade de lingotamento foi obtida pela conversão da velocidade de rotação do rolo de extração em velocidade linear do veio. Essa conversão é realizada diretamente no inversor de frequência do motor da máquina de extração.

Para cada grandeza medida, foi realizada a análise de incerteza (INSTITUTO NACIONAL DE METROLOGIA, NORMALIZAÇÃO E QUALIDADE INDUSTRIAL, 2003). A incerteza considerada neste trabalho é a incerteza expandida para um intervalo de confiança de 95%, que pode ser calculada pela equação 4.21 (FIGLIOLA e BEASLEY, 1995) .

$$U_{95\%} = k_{95\%} \cdot u_c(x) \quad (4.21)$$

Onde

$k_{95\%}$  é o fator de abrangência para um intervalo de confiança de 95%;

$u_c(x)$  é a incerteza padrão combinada.

O cálculo da incerteza padrão combinada  $u_c(x)$  de cada grandeza medida é apresentado no APÊNDICE I.

### 4.3 Procedimentos experimentais

Esta seção descreve os procedimentos experimentais de medição da distribuição de água dos sprays para todas as zonas do resfriamento secundário, de verificação de área molhada pelos sprays de água e de medição do coeficiente de transferência de calor.

Inicialmente, os procedimentos experimentais foram executados na própria planta de lingotamento contínuo da Vallourec Tubos do Brasil, conforme mostrado na Figura 4.19 e 4.20. Contudo, em função da dificuldade de disponibilização da planta e das interferências com as atividades de manutenção durante as paradas preventivas, os procedimentos experimentais passaram a ser realizados no Laboratório de Simulação de Processos – LaSiP da Universidade Federal de Minas Gerais – UFMG.

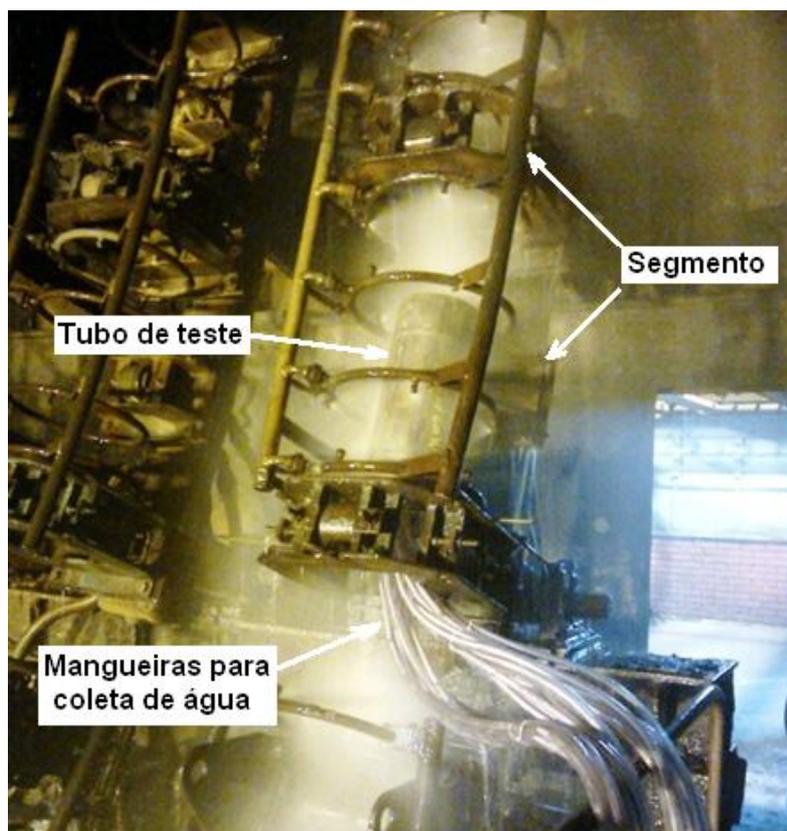


Figura 4.19 – Medição da distribuição de água dos sprays realizada na planta de lingotamento contínuo da Vallourec Tubos do Brasil

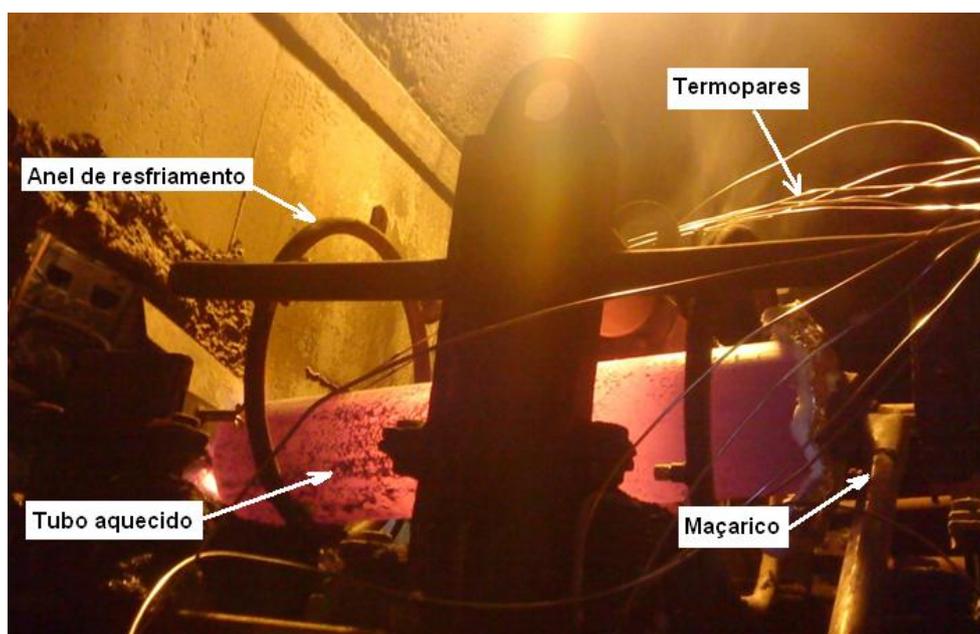


Figura 4.20 – Levantamento do coeficiente de transferência de calor realizada na planta de lingotamento contínuo da Vallourec Tubos do Brasil

### 4.3.1 Medição de distribuição de água dos sprays

Para realizar os experimentos de distribuição de água em laboratório, um aparato com as mesmas dimensões de um segmento da câmara spray foi construído, conforme mostrado na Figura 4.21.

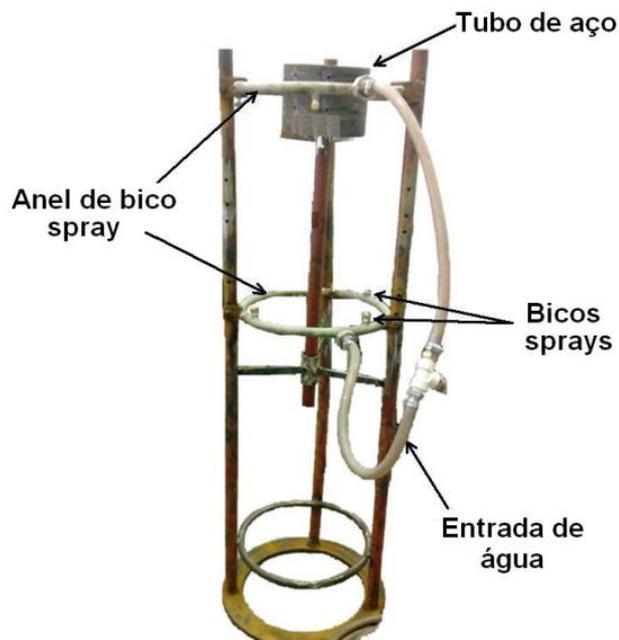


Figura 4.21 – Aparato experimental para medição da distribuição de água dos sprays

O aparato experimental é composto de dois anéis de resfriamento idênticos aos usados na planta de lingotamento contínuo. O anel superior é fixo e o anel inferior é móvel, permitindo que todas as configurações dos segmentos em relação às posições dos anéis fossem representadas. Além disso, o aparato é provido de um suporte que permite que o tubo usado nas medições seja posicionado em diferentes alturas em relação aos anéis de resfriamento.

A água de resfriamento é fornecida por uma bomba centrífuga de 0,75 W. A vazão é regulada por uma válvula de controle com atuador rotativo (BELIMO) e a medição de vazão é feita por um medidor do tipo roda d'água Série SPX (CONTECH), conforme mostrado na Figura 4.22. Todos esses equipamentos são controlados pelo sistema supervisor desenvolvido no LaSiP.

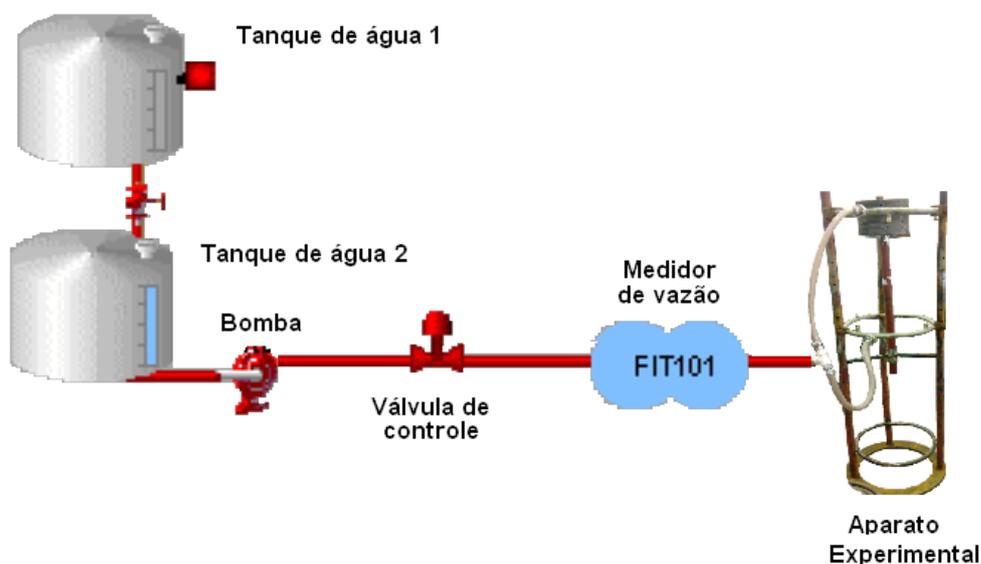


Figura 4.22 – Sistema de bombeamento, controle e medição de vazão de água do LaSiP

Um tubo de diâmetro de 230mm com um furo de 25,4mm de diâmetro foi utilizado para medir a distribuição de água ao longo das zonas de resfriamento 0, A, B e C. No furo do tubo foi conectada uma mangueira para conduzir a água coletada para um recipiente graduado, conforme mostrado na Figura 4.23 . A vazão de água foi obtida por meio da medição do tempo e do volume de água coletado naquele determinado tempo.

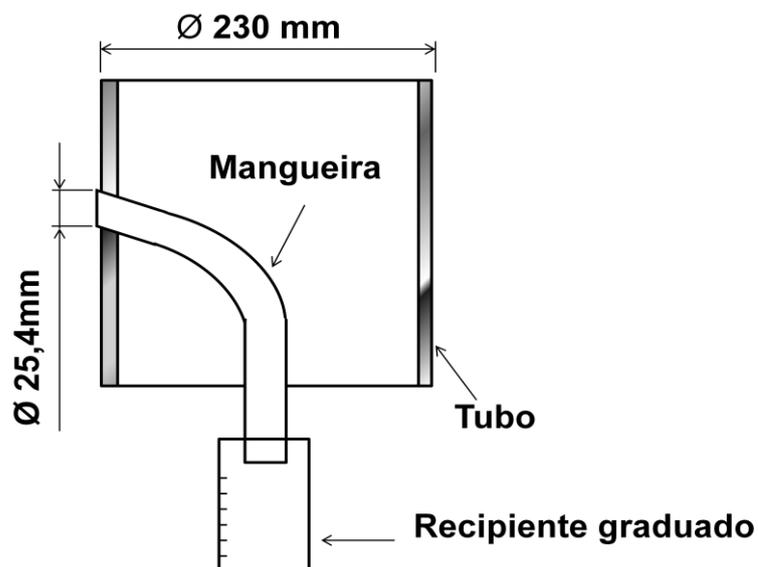


Figura 4.23 – Conjunto de coleta de água

Dois testes preliminares foram realizados para verificar a independência da vazão de água coletada em relação ao bico spray e à posição do bico spray no anel. No primeiro

teste, um mesmo bico spray foi montado nas quatro posições do anel das zonas A, B e C e a vazão de água foi medida. No segundo teste, oito bicos sprays foram montados em uma mesma posição do anel e a vazão de água foi medida. Após esses dois testes, os bicos spray e as posições de montagem dos bicos no anel foram definidos.

Para reduzir o consumo de água durante os experimentos, nas medições da zona 0 apenas três bicos spray foram montados no anel e nas medições das zonas A, B e C apenas dois bicos spray foram montados no anel, pois os bicos spray fora da área de medição não têm influência sobre os resultados.

Nas medições relativas à zona 0, bicos spray ¼ U – 5010 (SPRAYING SYSTEM CO., 2008) com jato do tipo leque foram usados. O tubo foi centralizado em relação ao anel de resfriamento, mantendo uma distância de 45 mm entre o furo de coleta de água e os bicos spray. Essa distância é igual à distância entre a barra lingotada e o anel de resfriamento na instalação de lingotamento contínuo.

O tubo foi posicionado em três diferentes posições angulares, conforme mostrado na Figura 4.24. Nas posições 0° e 45°, o furo estava alinhado com bicos spray, enquanto que na posição 22,5° o furo estava alinhado com a interseção entre os jatos de dois bicos spray. As medições foram realizadas considerando os dois tipos de anel da zona 0, anel com oito bicos spray e anel com quatro bicos spray. Nas medições correspondentes ao anel com quatro bicos spray, o bico da posição 0° foi substituído por um tampão.

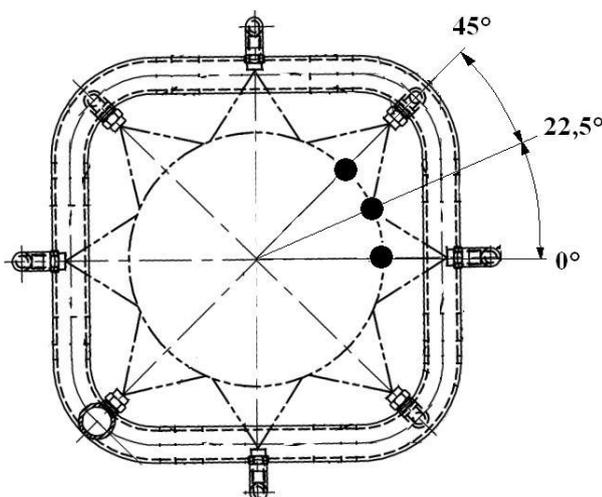


Figura 4.24 – Posições de medição da vazão de água na zona 0

Na direção longitudinal, o tubo foi mantido na mesma altura, pois a faixa de projeção da água dos bicos spray do tipo leque é muito estreita e a posição adotada era suficiente para cobrir toda a área de projeção de água na direção longitudinal, conforme mostrado na Figura 4.25.



Figura 4.25 - Área de projeção de água dos bicos do tipo leque

A Tabela IV.3 mostra os valores de vazão de água usados durante as medições e as vazões totais correspondentes da zona 0. As vazões totais correspondentes abrangem toda a faixa operacional de vazão da instalação industrial. A pressão manométrica da água foi mantida em 0,25MPa.

Tabela IV.3 – Vazões de água da zona 0

Número do experimento	Vazão de água experimental [l.min <sup>-1</sup> ]	Vazão de água correspondente à zona 0 [l.min <sup>-1</sup> ]
1	7	47
2	9	60
3	11	73
4	13	87
5	16	107
6	18	120

As primeiras medições relativas às zonas A, B e C mostraram que não havia superposição de jatos de água de anéis adjacentes. Assim, as medidas foram realizadas com apenas um anel de resfriamento. Os bicos  $\frac{1}{4}$  GGA – 3.9 (SPRAYING SYSTEMS CO, 2008) usados nas medições têm um jato do tipo cone cheio. A Figura 4.26 mostra a projeção desse tipo de bico.

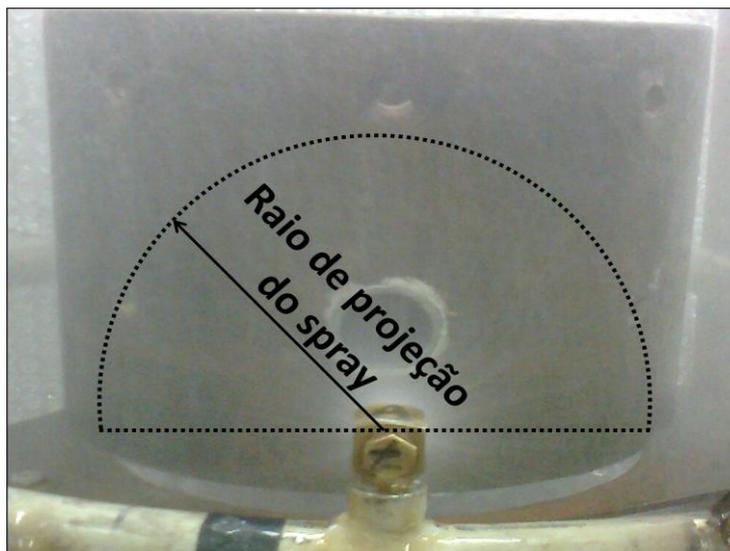


Figura 4.26 – Projeção de água do bico das zonas A, B e C

As medições de vazão das zonas A, B e C foram realizadas variando a posição do furo de coleta de água nas direções longitudinal e angular em apenas um quadrante da área de projeção de água, pois foi considerado que a projeção do spray de água é simétrica nos eixos vertical e horizontal. O furo de coleta de água foi colocado em cinco posições na direção longitudinal e em três posições na direção angular, conforme mostrado na Figura 4.27. Em todas as medições, o tubo foi mantido centralizado em relação ao anel de resfriamento, a uma distância de 115 mm dos bicos spray. Essa distância é igual à distância entre a barra lingotada e o anel de resfriamento na instalação de lingotamento contínuo.

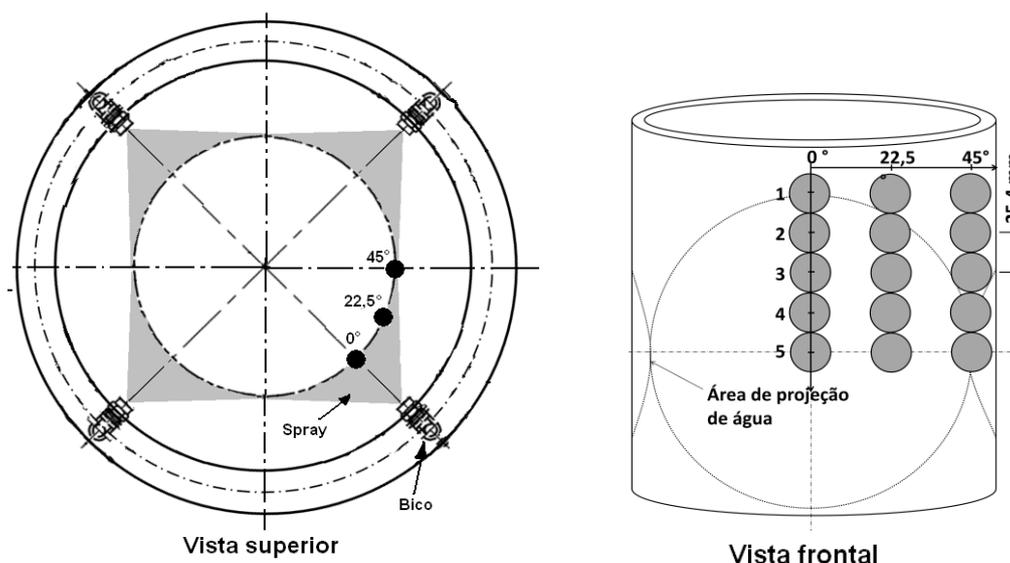


Figura 4.27 – Posições de medição da vazão de água nas zonas A, B e C

A Tabela IV.4 mostra os valores de vazão de água usados durante as medições e as vazões totais correspondentes das zonas A, B e C. As vazões totais correspondentes abrangem toda a faixa operacional de vazão na instalação industrial. A pressão manométrica da água foi mantida em 0,29MPa.

Tabela IV.4 – Vazões de água das zonas A, B e C

Número do experimento	Vazão de água experimental [l.min <sup>-1</sup> ]	Vazão de água correspondente à zona [l.min <sup>-1</sup> ]		
		A	B	C
1	3,0	54	42	36
2	3,5	63	49	42
3	4,1	74	57	49
4	4,7	85	66	56
5	5,3	95	74	64
6	5,9	106	83	71

#### 4.3.2 Cálculo da vazão específica de água

Conforme apresentado na seção 3.3.2, os coeficientes de transferência de calor no resfriamento secundário são descritos em função da vazão específica de água. Apesar dos inúmeros trabalhos relacionados à medição de distribuição de água de bicos sprays mostrarem que a distribuição de água dos bicos spray não é uniforme, os

modelos matemáticos encontrados na literatura desconsideram a não-uniformidade da distribuição de água dos bicos sprays e usam a vazão específica de água média, que é calculada pela equação 4.22.

$$\overline{WD} = \frac{W}{A} \quad (4.22)$$

Onde

$\overline{WD}$  é a vazão específica de água média de cada zona de resfriamento [ $\text{l.s}^{-1}.\text{m}^{-2}$ ];

$W$  é a vazão de água de cada zona de resfriamento [ $\text{l.s}^{-1}$ ];

$A$  é a área superficial de cada zona de resfriamento [ $\text{m}^2$ ].

Para considerar a não-uniformidade da distribuição de água dos bicos spray, a vazão específica de água experimental em cada posição foi calculada pela equação 4.23, a partir das medições de distribuição de água nas zonas 0, A, B e C.

$$WD_{\text{exp}} = \frac{V_{\text{água}}}{tA_f} \quad (4.23)$$

Onde

$WD_{\text{exp}}$  é a vazão específica de água experimental [ $\text{l.s}^{-1}.\text{m}^{-2}$ ];

$V_{\text{água}}$  é o volume de água coletado no recipiente graduado [l];

$t$  é o tempo para coletar o volume respectivo de água [s];

$A_f$  é a área do furo de coleta de água [ $\text{m}^2$ ].

Para expressar a distribuição de água para toda a faixa de vazão das zonas de resfriamento, um índice de vazão específica de água foi definido como o valor médio da divisão da vazão específica experimental pela vazão real do anel em cada experimento.

$$I_{WD}(z, \theta) = \frac{\sum_{i=1}^{i=n} \left( \frac{WD_{\text{exp}}}{W_{\text{anel}}} \right)_i}{n} \quad (4.24)$$

Onde

$I_{WD}(z, \theta)$  é o índice de vazão de água específica [ $m^{-2}$ ];

$W_{anel}$  é a vazão de água real do anel em cada experimento [ $l.s^{-1}$ ];

$n$  é o número total de experimentos.

Assim, a distribuição de água foi representada pela distribuição do índice de vazão específica de água nas direções longitudinal e angular.

Uma equação para a distribuição do índice de vazão específica de água foi obtida, por meio do software Eureka<sup>®</sup> (SCHMIDT e LIPSON, 2009), em função das coordenadas de cada posição de medição nas direções longitudinal e angular. Essa função foi ajustada de forma que a vazão total de água calculada pelo modelo matemático fosse igual à vazão de água real em cada zona de resfriamento. O ajuste foi realizado igualando a vazão específica de água média com a vazão específica de água média experimental, calculada com o índice de vazão específica de água.

$$\overline{WD} = \overline{WD}_{exp} \quad (4.25)$$

$$\overline{WD}_{exp} = \beta \cdot \overline{WD} \int I_{WD}(r, \theta) dr d\theta \quad (4.26)$$

$$\beta = \frac{1}{\int I_{WD} dr d\theta} \quad (4.27)$$

onde

$\overline{WD}_{exp}$  é a vazão específica de água média experimental [ $l.s^{-1}.m^{-2}$ ];

$\beta$  é o fator de ajuste [adimensional].

A vazão específica local usada no modelo foi calculada conforme a equação 4.28.

$$WD_{local} = \beta \frac{I_{WD}}{n_{zona}} W_{zona} \quad (4.28)$$

onde

$WD_{local}$  é a vazão específica de água local [ $l \cdot s^{-1} m^{-2}$ ];

$W_{zona}$  é a vazão de água da zona de resfriamento [ $l \cdot s^{-1}$ ];

$n_{anel}$  é o número de anéis de resfriamento na zona de resfriamento.

#### 4.3.3 Verificação da área molhada pelo spray

As áreas de projeção dos sprays de água foram inicialmente definidas por meio de observação visual do jato sobre o tubo de teste. Contudo, como não havia o efeito de evaporação da água devido ao contato com a superfície quente, pois o tubo estava à temperatura ambiente, algumas regiões fora da projeção direta do spray eram molhadas devido ao escoamento da água do longo do tubo, especialmente na zona 0 onde o jato de água é muito concentrado

Para determinar as regiões molhadas e secas considerando o efeito de evaporação da água, um tubo de aço foi aquecido por um maçarico até temperaturas próximas a  $950^{\circ}C$  e depois foi resfriado pelo spray dos bicos da zona 0 e das zonas A, B e C, conforme mostrado na Figura 4.28.

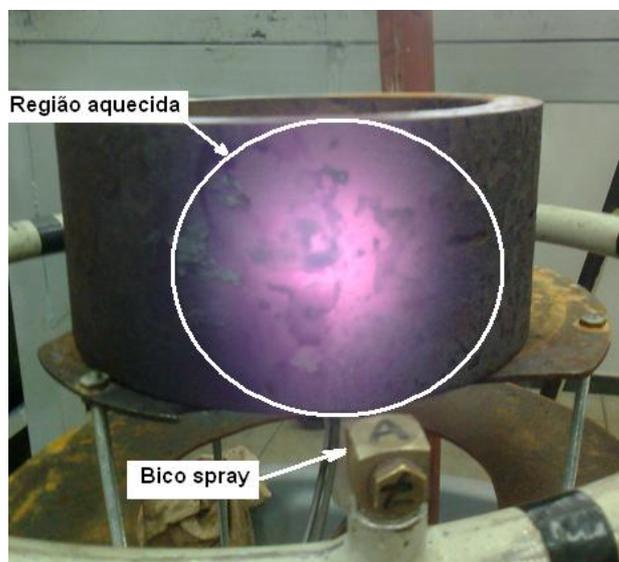


Figura 4.28 – Aquecimento do tubo para verificação da área molhada pelo spray

A verificação da projeção do spray de água e do escoamento de água ao longo do tubo foi realizada de forma visual, permitindo definir com clareza as áreas secas e molhadas da barra lingotada.

#### 4.3.4 Levantamento experimental do coeficiente de transferência de calor

Os coeficientes de transferência de calor da zona de resfriamento secundário foram estimados experimentalmente por meio do método em regime transiente. Um tubo metálico de 230mm de diâmetro e 25mm de espessura de parede foi posicionado concentricamente em relação ao anel de resfriamento do aparato experimental, de forma que a distância entre o tubo e o anel de resfriamento fosse 115mm, que é a distância entre a barra e o anel de resfriamento na instalação de lingotamento contínuo. O tubo foi aquecido por um maçarico e depois resfriado por um bico spray, conforme mostrado na Figura 4.29.

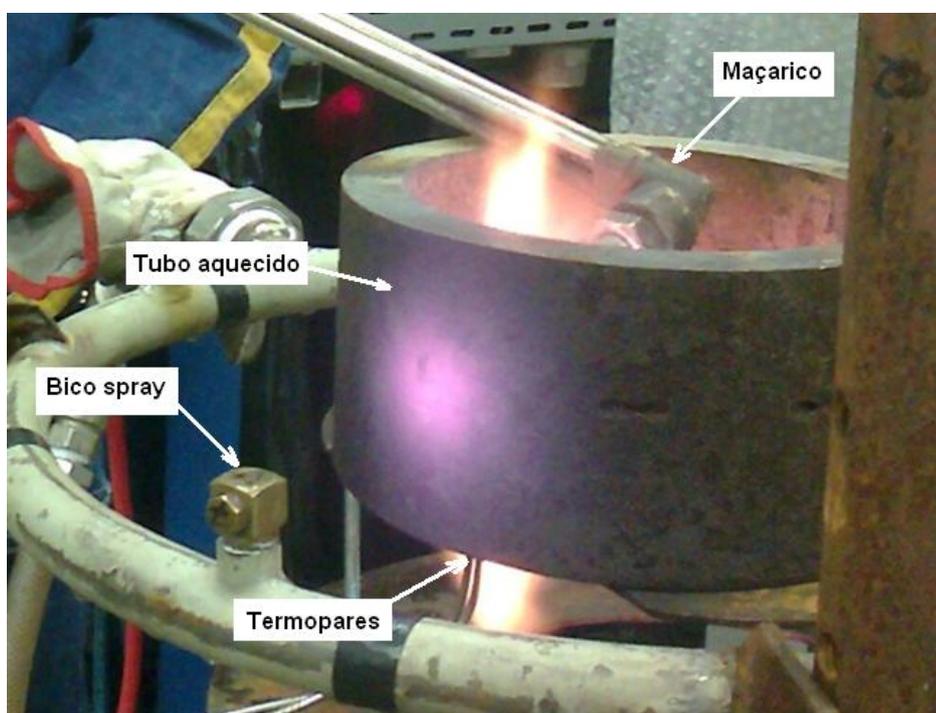


Figura 4.29 – Aquecimento do tubo para estimativa do coeficiente de transferência de calor

A Tabela IV.5 apresenta as vazões do bico usadas durante os experimentos e as respectivas vazões correspondentes para cada zona de resfriamento.

Tabela IV.5 – Vazões de água usadas no levantamento dos coeficientes de transferência de calor

Número do experimento	Vazão do bico	Vazão correspondente da zona A	Vazão correspondente da zona B	Vazão correspondente da zona C
1	1,1	39,6	30,8	26,4
2	1,3	46,8	36,4	31,2
3	1,7	61,2	47,6	40,8
4	2,3	82,8	64,4	55,2
5	2,3	82,8	64,4	55,2

Dois termopares do tipo K com 3mm de diâmetro foram usados para medir as temperaturas em duas posições na parte interna da parede do tubo, conforme mostrado na Figura 4.30. As temperaturas foram registradas por um módulo portátil YOKOGAWA modelo XL-100 (YOKOGAWA METERS & INSTRUMENTS CORPORATION, 2007). O tubo foi posicionado de forma que a extremidade de medição dos termopares estivessem alinhadas com o bico spray e dentro da região aquecida pelo maçarico. As distâncias entre os centros dos furos dos termopares e entre o termopar externo e a superfície do tubo são iguais a 10 mm.

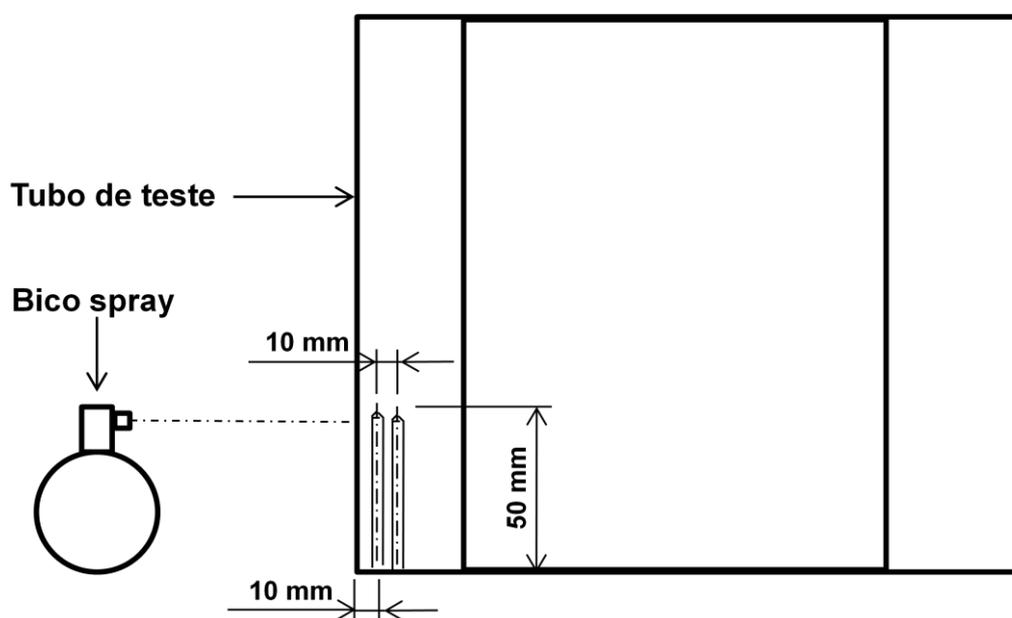


Figura 4.30 – Tubo para estimativa experimental do coeficiente de transferência de calor

A partir das medições de temperatura, os coeficientes de transferência de calor foram calculados por meio da solução do problema inverso de condução de calor através da parede do tubo. Na solução do problema inverso foi utilizado o método de Weber apresentado por Beck, Blackwell e Clair (1985).

#### **4.4 Análises termometalúrgicas**

O modelo matemático foi usado para avaliar os efeitos da não-uniformidade da distribuição de água do resfriamento secundário sobre os perfis de coeficiente de transferência de calor, temperatura e espessura da camada sólida nas direções longitudinal e angular. Além disso, modificações nos parâmetros de resfriamento da zona 0 foram simuladas com o objetivo de reduzir as variações de temperatura superficial.

## 5 RESULTADOS E DISCUSSÃO

Este capítulo apresenta e discute os resultados experimentais e os resultados do modelo matemático de transferência de calor e solidificação do aço.

### 5.1 Verificação do modelo

O teste de independência de malha foi realizado variando o número de divisões do domínio nas direções radial e angular. O intervalo de tempo  $\Delta t$  foi considerado como consequência do tamanho do volume de controle, para que a regra de coeficientes positivos do método de solução explícito fosse respeitada (Patankar, 1980).

Todos os cálculos foram realizados considerando o diâmetro da barra igual a 230mm e a velocidade de lingotamento de  $1\text{m}\cdot\text{min}^{-1}$ . As Figuras 5.1 e 5.2 mostram as comparações dos resultados do modelo em função do refinamento da malha.

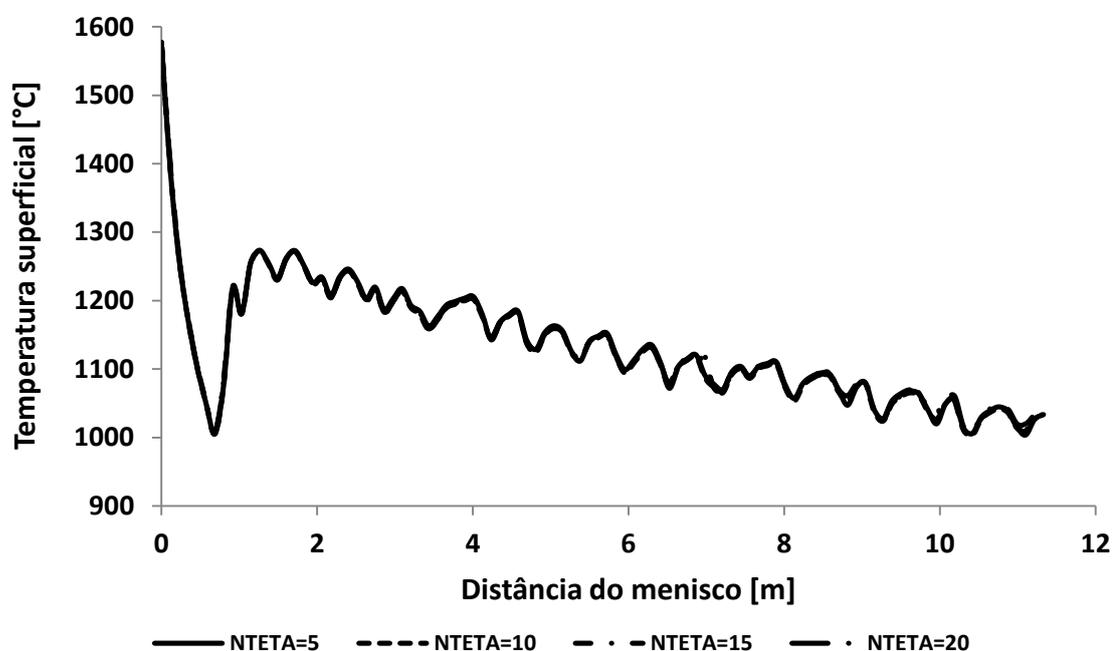


Figura 5.1 – Efeito do número de divisões na direção angular sobre o resultado de temperatura superficial do veio

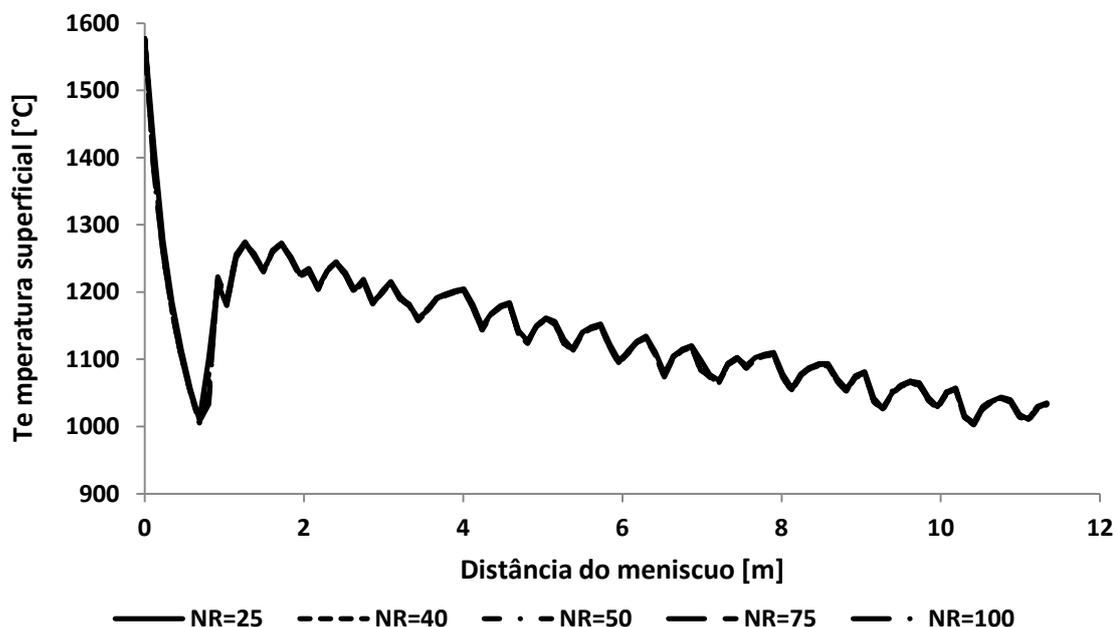


Figura 5.2 – Efeito do número de divisões na direção radial sobre o resultado de temperatura superficial do veio

As diferenças entre os perfis de temperatura superficial obtidos para diferentes condições de malha são muito pequenas e localizadas. As diferenças máximas de temperatura superficial em função do número de divisões do domínio das direções radial e angular estão mostradas nas Tabelas V.1 e V.2.

Tabela V.1 – Diferença máxima de temperatura superficial em função das divisões na direção radial

Número de divisões na direção radial	25	40	50	75	100
Diferença máxima em relação à condição anterior [%]	Referência inicial	1,75	0,96	1,61	0,74

Tabela V.2 – Diferença máxima de temperatura superficial em função das divisões na direção angular

Número de divisões na direção radial	5	10	15	20
Diferença máxima em relação à condição anterior [%]	Referência inicial	0,53	2,42	0,94

Os resultados mostram que o modelo matemático é estável e independente do refinamento da malha. A malha foi definida com quarenta divisões na direção radial,  $NR=40$ , e dez divisões na direção angular,  $NTETA=10$ , totalizando quatrocentos volumes de controle no domínio do modelo. O intervalo de tempo  $\Delta t$  máximo para esta condição é de 0,013s.

A consistência da estrutura interna do modelo matemático foi verificada comparando as previsões do modelo com os resultados da solução analítica de um problema simplificado. A Figura 5.3 mostra a comparação dos perfis de temperatura superficial de um cilindro em função do tempo obtidos pelo modelo matemático e pela solução analítica conhecida.

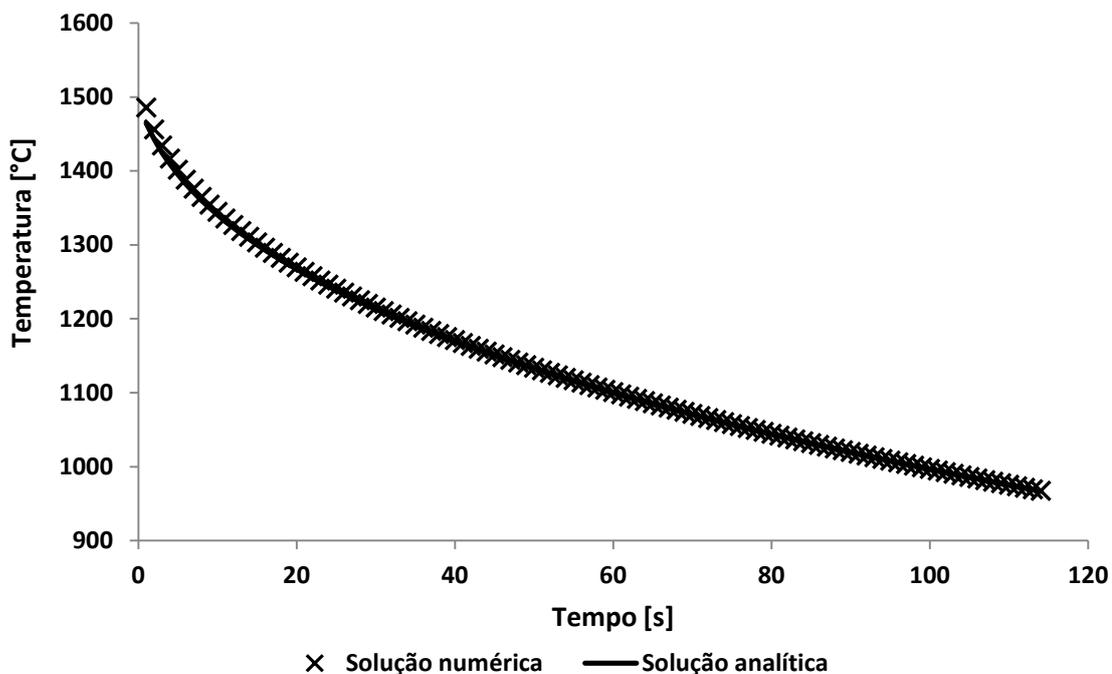


Figura 5.3 – Comparação da solução do modelo matemático e da solução analítica

A diferença máxima entre os resultados ocorre no início dos cálculos e é de aproximadamente 1,22%. Para tempos superiores a 3s, a diferença entre os resultados é inferior a 0,5%. Assim, a estrutura interna do modelo foi considerada consistente.

## 5.2 Distribuição de água

Dois testes preliminares foram realizados para verificar se o bico spray utilizado nos experimentos e a posição do bico spray no anel teriam influência nos resultados de distribuição de água.

A Figura 5.4 mostra a vazão de um mesmo bico spray do tipo cone cheio medida nas quatro posições do anel de resfriamento das zonas A, B e C. A vazão de água total usada durante o teste foi de aproximadamente  $11,2\text{l}\cdot\text{min}^{-1}$ . A média das vazões coletadas pelo tubo de teste é  $1,01\text{l}\cdot\text{min}^{-1}$  com desvio padrão de  $0,08\text{l}\cdot\text{min}^{-1}$ . Com base nesses resultados, a influência da posição do anel sobre a distribuição de água foi descartada.

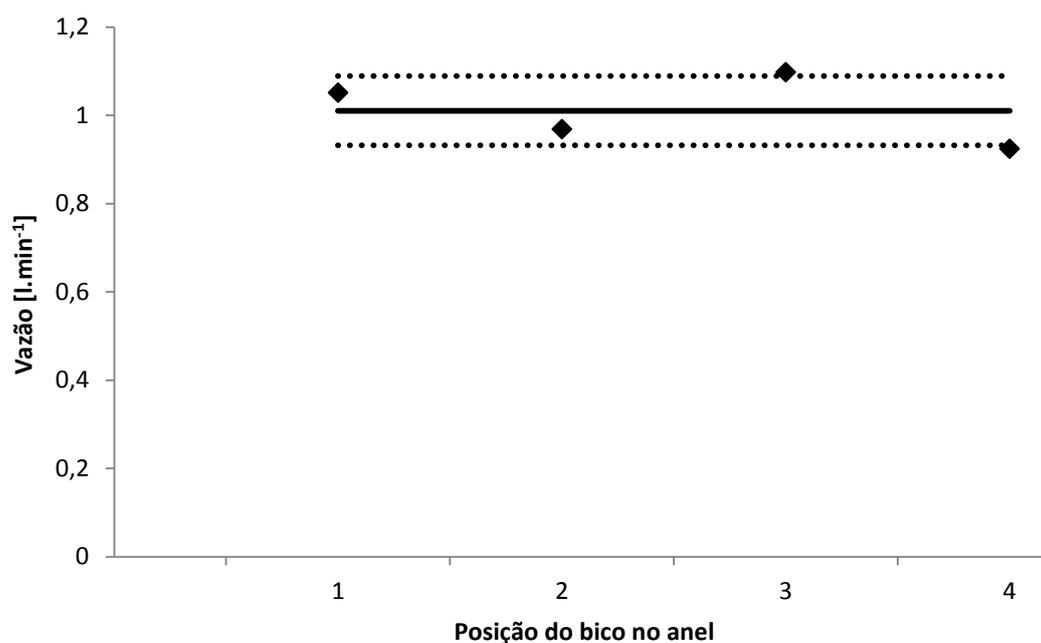


Figura 5.4 – Vazão coletada pelo tubo de teste em função da posição do bico spray no anel

A Figura 5.5 mostra a vazão total de oito bicos spray do tipo cone cheio medida em uma mesma posição do anel das zonas A, B e C. A média das vazões totais é  $2,87\text{l}\cdot\text{min}^{-1}$  com desvio padrão de  $0,05\text{l}\cdot\text{min}^{-1}$ . Com base nesses resultados, a influência das diferenças intrínsecas dos bicos spray sobre os resultados de distribuição de água foi descartada.

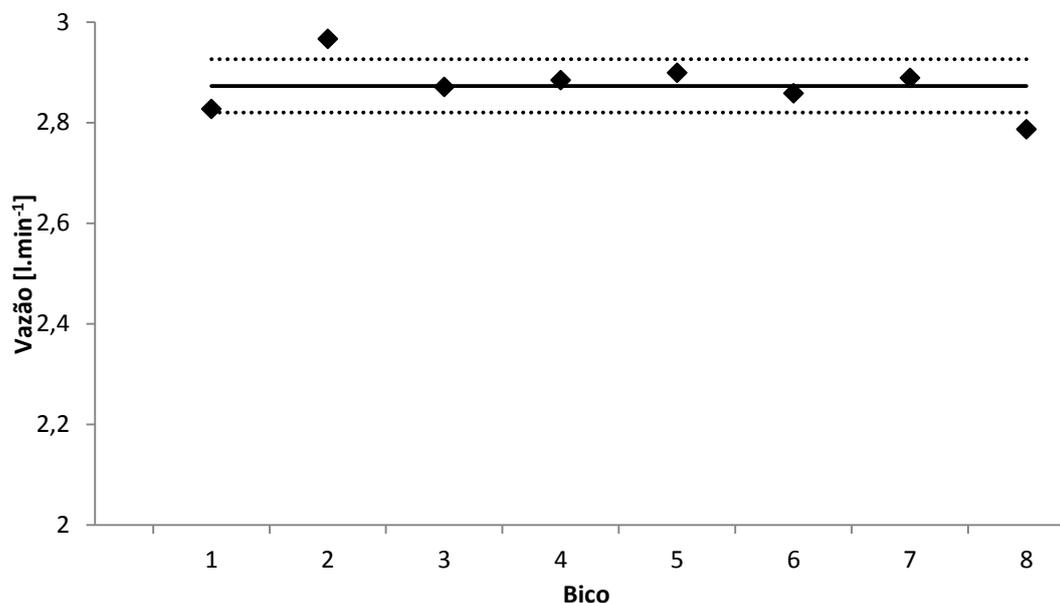


Figura 5.5 – Vazão total de oito bicos spray

As medições de distribuição de água na zona 0 foram realizadas em três posições angulares com os bicos de jato do tipo leque. Contudo, apenas as medições das posições 0° e 45° foram consideradas, pois na posição 22,5° a projeção dos jatos dos dois bicos adjacentes causava um acúmulo de água na superfície fria do tubo de teste, conforme mostrado na Figura 5.6, acarretando uma vazão excessiva e incoerente no furo de coleta. Apesar do descarte dos resultados da posição 22,5°, foi possível traçar o perfil de distribuição de água na zona 0. Na zona 0, não foram realizadas medições variando a posição longitudinal, conforme descrito na seção 4.3.1.



Figura 5.6 – Acúmulo de água na superfície do tubo de teste devido à projeção de dois bicos spray adjacentes

Os valores de vazão de água para os ângulos  $0^\circ$  e  $45^\circ$  obtidos pelos experimentos são apresentados no APÊNDICE II.

A partir da vazão específica de água experimental, o índice de vazão específica foi calculado pela equação 4.23 para cada posição angular. Os resultados obtidos são apresentados na Figura 5.7.

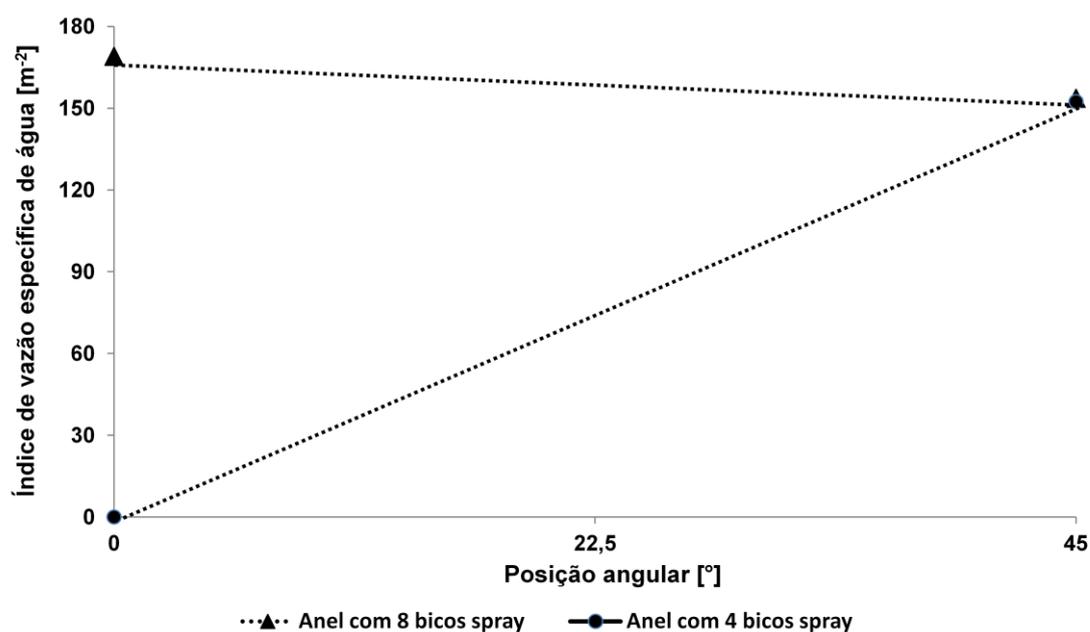


Figura 5.7 – Índice de vazão específica de água da zona 0

O anel com quatro bicos gerou uma variação significativa no índice de vazão específica, sendo quase zero para o ângulo  $0^\circ$  e  $152,4\text{m}^{-2}$  para o ângulo  $45^\circ$ . Por outro lado, o anel com oito bicos apresentou uma variação no índice de vazão específica de 9,10%, sendo  $169,1\text{m}^{-2}$  para o ângulo  $0^\circ$  e  $153,7\text{m}^{-2}$  para o ângulo  $45^\circ$ . Essa variação pode ser explicada por erros de posicionamento do tubo de teste em relação aos bicos spray durante os experimentos, pois, como o jato é muito concentrado e a distância entre o bico spray e o tubo de teste é de apenas 45mm, conforme mostrado na Figura 5.8, uma pequena variação de posicionamento pode gerar erros na vazão de água coletada pelo tubo de teste. Além disso, a incerteza do instrumento de medição de vazão de água e as diferenças dos próprios bicos spray contribuem para a diferença dos índices de vazão específica. De modo geral, os resultados mostram que o índice de vazão específica tem uma distribuição relativamente uniforme dentro das áreas de projeção do spray, que abrangem a área entre os ângulos  $0^\circ$  e  $45^\circ$  para o anel com oito bicos e a área entre os ângulos  $22,5^\circ$  e  $45^\circ$  para o anel com quatro bicos.

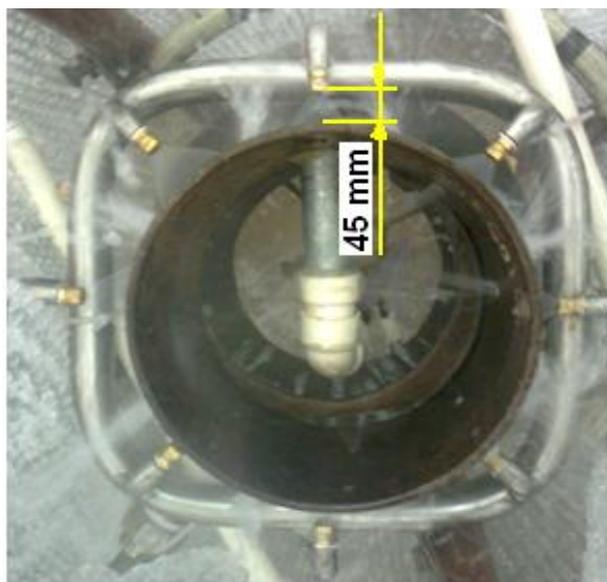


Figura 5.8 – Distância entre o tubo de teste e os bicos da zona 0

As medições de distribuição de água para as zonas A, B e C foram realizadas com os bicos de jato do tipo cone cheio em cinco posições longitudinais e três posições angulares, conforme descrito na seção 4.3.1.

Os valores de vazão de água para as zonas A, B e C obtidos pelo experimento são apresentados no APÊNDICE II.

A partir da vazão específica de água experimental, o índice de vazão específica foi calculado pela equação 4.23 para cada posição angular. A Figura 5.9 mostra a variação do índice de vazão específica na direção longitudinal das zonas A, B e C.

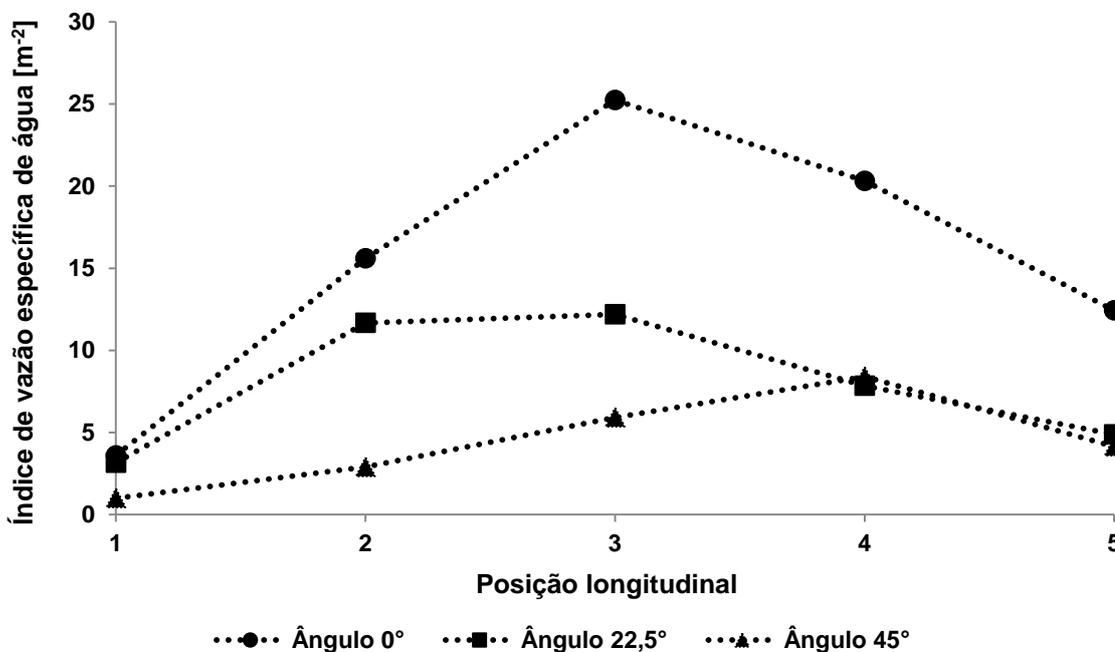


Figura 5.9 – Variação do índice de vazão específica na direção longitudinal nas zonas A, B e C

O índice de vazão específica tem seu menor valor nas posições periféricas da área de projeção do spray. O valor máximo ocorre na posição intermediária e diminui à medida que se aproxima do centro da área de projeção do spray. Esse perfil de distribuição de água é semelhante àquele obtido por Muller e Jeschar (1973) para bicos com jato do tipo cone cheio. Por outro lado, os resultados obtidos por Mizikar (1970) mostraram que a região central da área de projeção do spray dos bicos com jato do tipo cone cheio possuía uma vazão específica mais intensa. Essas diferenças de perfil de distribuição de água mostram que existem particularidades para cada modelo de bico, ainda que o jato de água seja do mesmo tipo. A conclusão comum desses trabalhos é que os bicos spray do tipo cone cheio não tem uma distribuição uniforme de água. Apesar disso, os bicos com jato do tipo cone cheio fornecem uma distribuição mais uniforme que os bicos com jato do tipo leque.

O índice de vazão específica também varia consideravelmente na direção angular, conforme mostrado na Figura 5.10.

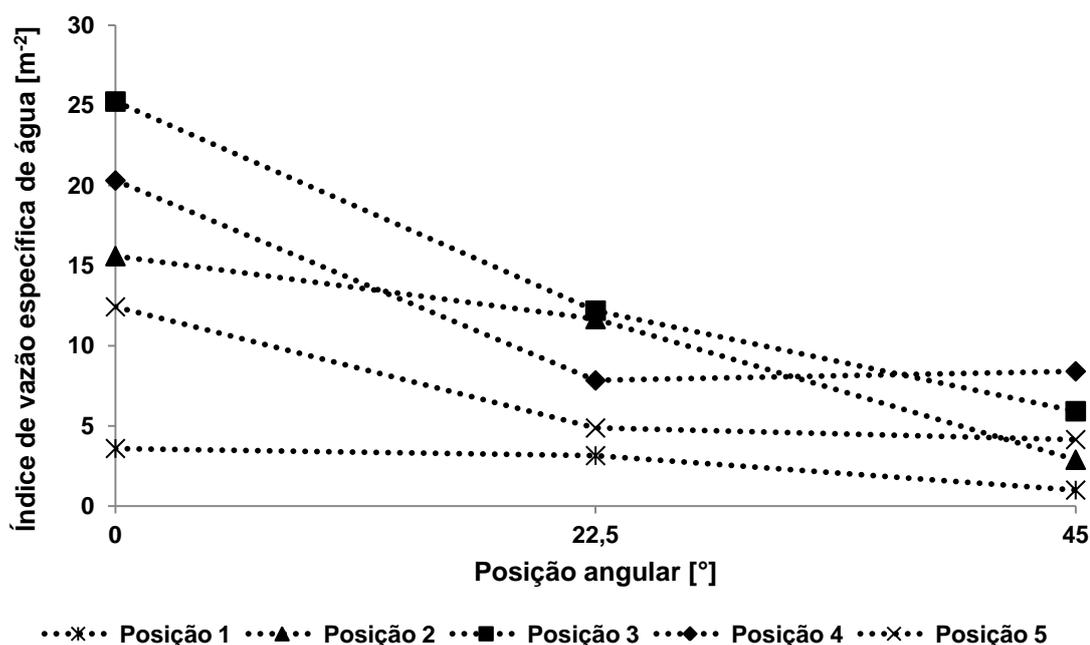


Figura 5.10 – Variação do índice de vazão específica na direção angular nas zonas A, B e C

O índice de vazão específica é maior no ângulo  $0^\circ$ , alinhado com o bico spray, e menor no ângulo  $45^\circ$ , alinhado na interseção entre a projeção de dois bicos spray. Além da não-uniformidade intrínseca do spray, a curvatura do tubo contribui para a variação angular do índice de vazão específica, pois à medida que o ângulo aumenta a área normal do furo de coleta “enxergada” pelo bico spray reduz e, portanto, menos água é coletada, conforme mostrado esquematicamente na Figura 5.11.

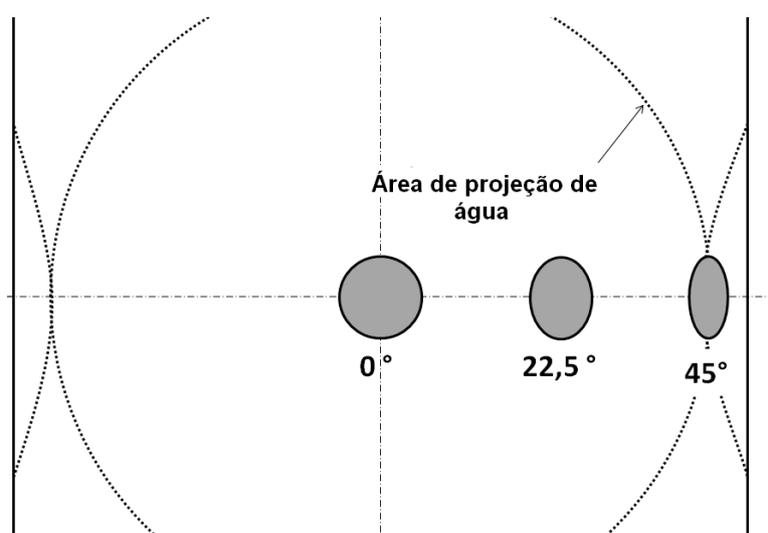


Figura 5.11 – Efeito da curvatura do tubo sobre a área normal do furo

O índice de vazão específica de água ( $I_{WD}$ ) usado no modelo matemático para as áreas de projeção do spray na zona 0 foi  $123,5\text{m}^{-2}$ . Esse valor é a média dos valores obtidos experimentalmente para os ângulos  $0^\circ$  e  $45^\circ$  do anel com oito bicos e para o ângulo  $45^\circ$  do anel com quatro bicos, multiplicada pelo fator de ajuste  $\beta$  para a zona 0, que é igual a 0,78.

Para as zonas A, B e C, a distribuição do índice de vazão específica de água foi descrita pela equação 5.1. O fator de ajuste  $\beta$  para essas zonas é igual a 0,67.

$$I_{WD}(z, \theta) = 797,4z + 6,4\theta + 5632,2\theta \cdot z^2 + 202,6 \cdot z \cdot \theta^2 - 5,6 - 948,6 \cdot z \cdot \theta - 5594 \cdot z^2 \quad (5.1)$$

Onde

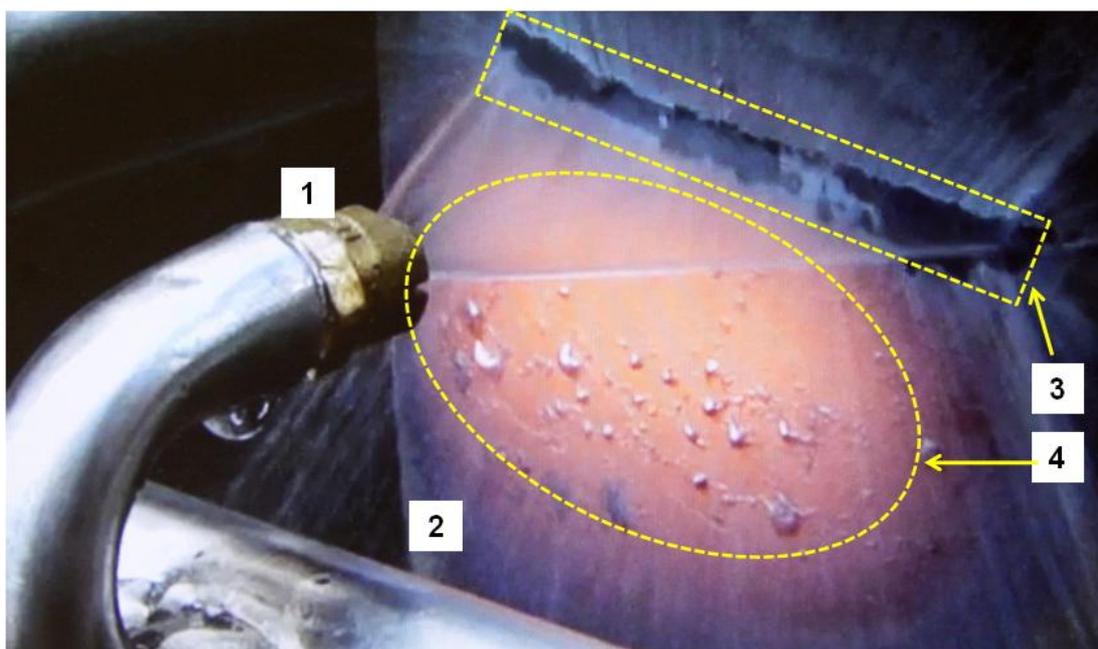
$z$  é a coordenada da posição na direção longitudinal dentro da área de projeção do spray [m];

$\theta$  é a coordenada da posição na direção angular dentro da área de projeção do spray [rad].

### 5.3 Verificação da área molhada pelo spray

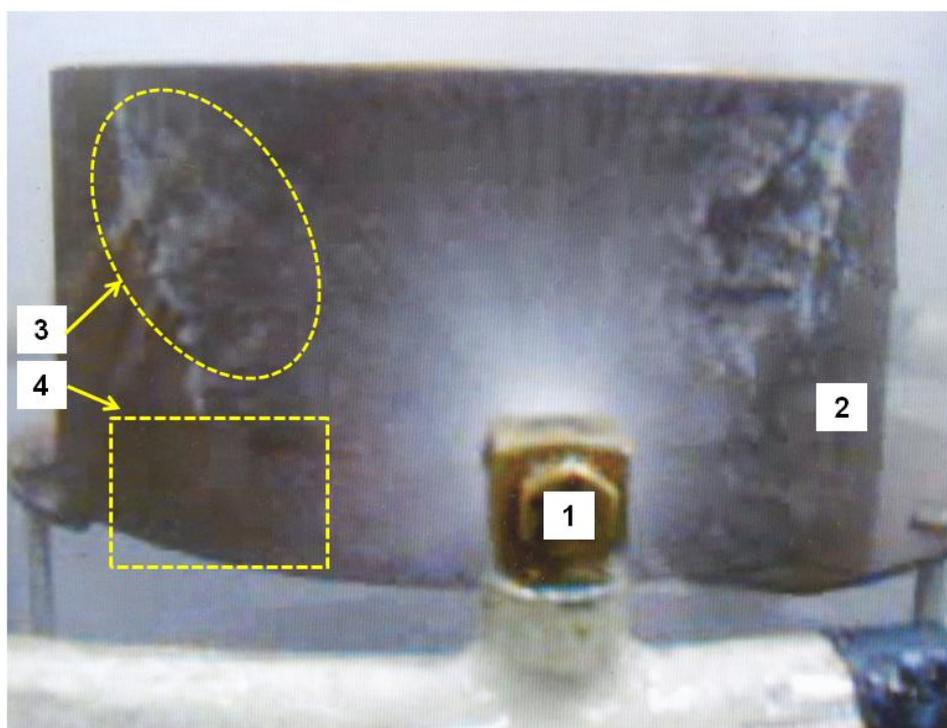
A definição das áreas secas e molhadas pelo spray foi realizada por meio da observação visual da projeção dos sprays das zonas 0 e A, B e C em um tubo aquecido.

As Figuras 5.12 e 5.13 mostram as áreas de projeção no tubo aquecido para os bicos sprays da zona 0 e das zonas A, B e C, respectivamente. Nos dois casos, a água projetada evaporou ao entrar em contato com a superfície quente e nenhum escoamento de água foi observado ao longo da superfície dos tubos. Assim, as áreas fora da projeção direta dos sprays foram consideradas totalmente secas.



- |                  |                                |
|------------------|--------------------------------|
| 1) Bico spray    | 3) Região de projeção do spray |
| 2) Tubo aquecido | 4) Região seca                 |

Figura 5.12 – Projeção do spray do bico da zona 0 sobre o tubo aquecido



- |                  |                       |
|------------------|-----------------------|
| 1) Bico spray    | 3) Evaporação da água |
| 2) Tubo aquecido | 4) Região seca        |

Figura 5.13 – Projeção do spray do bico das zonas A, B e C sobre o tubo aquecido

#### 5.4 Coeficiente de transferência de calor

Os coeficientes de transferência de calor da zona de resfriamento secundário foram estimados experimentalmente por meio do método em regime transiente para quatro vazões de água que abrangem toda a faixa de trabalho das zonas de resfriamento secundário da instalação de lingotamento contínuo. O experimento para a vazão de água de  $2,3 \text{ l}\cdot\text{min}^{-1}$  foi realizado duas vezes.

A Figura 5.14 mostra o perfil do coeficiente de transferência de calor em função da temperatura superficial para cada vazão de água.

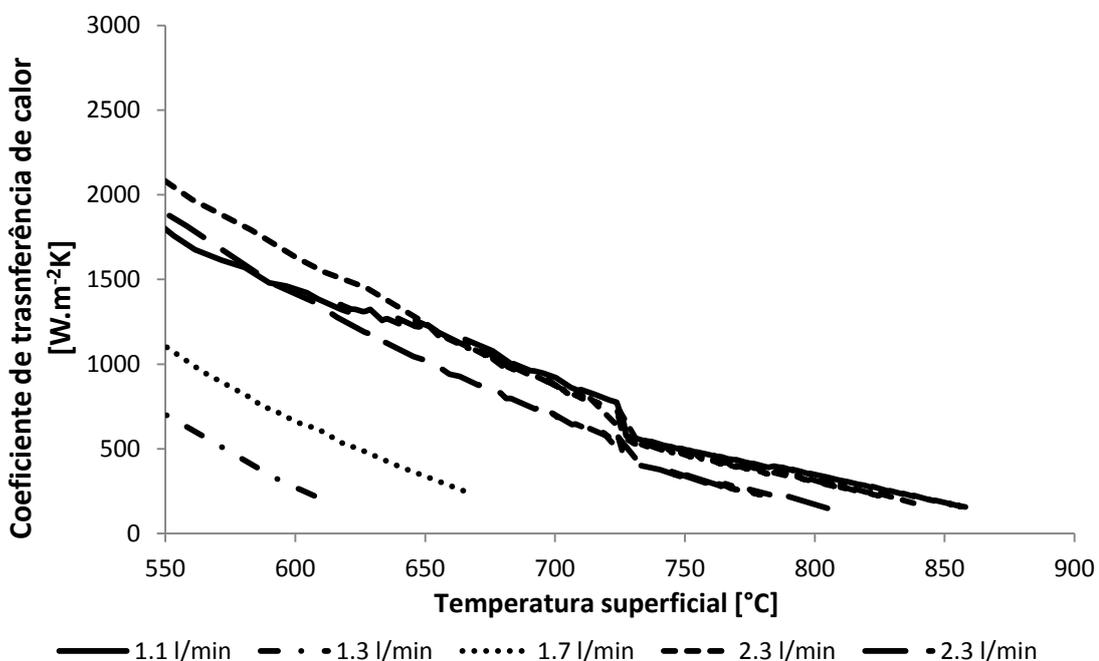


Figura 5.14 – Coeficiente de transferência de calor em função da temperatura superficial do tubo

A partir das temperaturas medidas no interior da parede do tubo, foi possível calcular as temperaturas superficiais e os coeficientes de transferência de calor. Os perfis obtidos concordam com alguns resultados encontrados na literatura que mostram que o coeficiente de transferência de calor varia de forma decrescente com o aumento da temperatura superficial (JESCHAR; REINERS e SCHOLZ, 1986; ITO, 2011)

Para as vazões de água de  $1,3 \text{ l}\cdot\text{min}^{-1}$  e  $1,7 \text{ l}\cdot\text{min}^{-1}$ , as temperaturas atingidas durante as medições foram muito baixas e distantes dos valores de interesse devido a dificuldades experimentais, portanto, os valores estimados de coeficiente de transferência de calor não foram considerados.

Para as vazões de água de  $1,1 \text{ l}\cdot\text{min}^{-1}$  e  $2,3 \text{ l}\cdot\text{min}^{-1}$ , os coeficientes de transferência de calor estimados pelos experimentos foram comparados com os valores calculados pela relação apresentada por Brimacombe (1976) e aplicada neste modelo matemático para três velocidades de lingotamento, conforme mostrado na Figura 5.15.. As linhas representam os resultados obtidos pelos experimentos e os quadrados representam os resultados obtidos pelo modelo matemático.

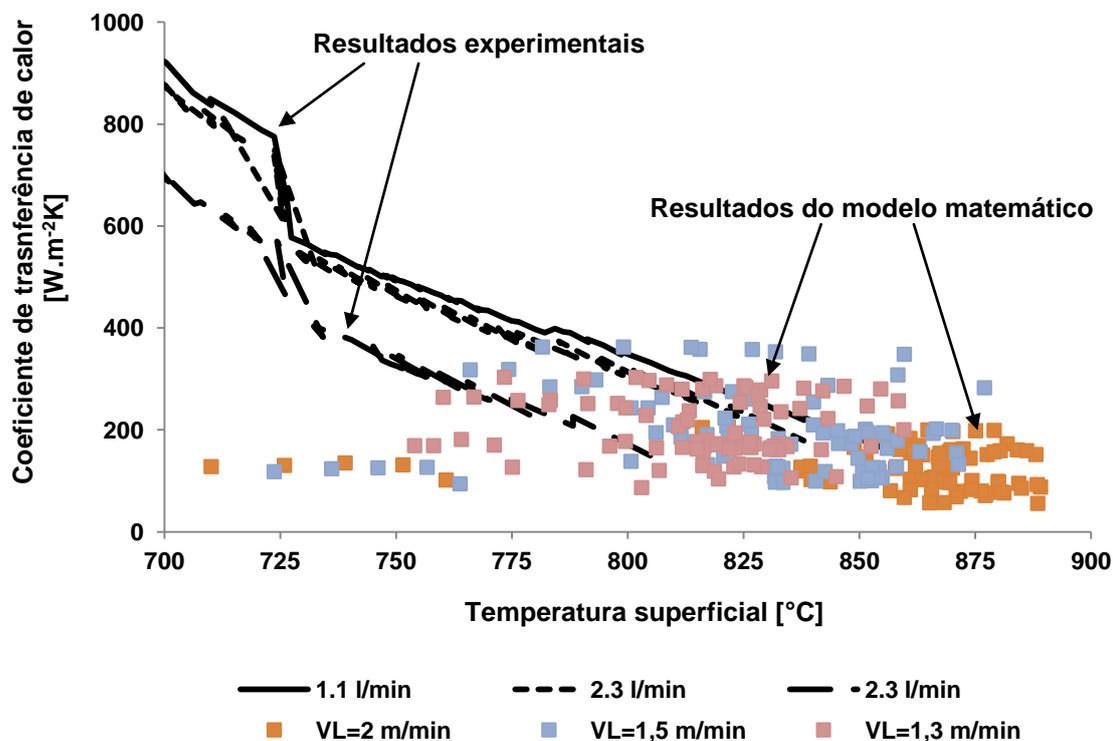


Figura 5.15 – Comparação dos coeficientes de transferência de calor obtidos experimentalmente e calculados pelo modelo matemático

Os resultados mostram que existe uma boa concordância entre os valores experimentais e calculados. As diferenças podem ser explicadas pelo fato de o coeficiente de transferência de calor experimental ter sido obtido para uma mesma posição em relação ao bico spray e os valores previstos pelo modelo matemático

foram calculados para toda a área de projeção do spray, ou seja, apesar da vazão do bico ser a mesma, a vazão específica de água e, conseqüentemente, o coeficiente de transferência de calor variam dependendo da posição.

### **5.5 Validação do modelo matemático**

Os dados necessários para validação do modelo matemático foram obtidos pela instrumentação da planta de lingotamento contínuo e registrados no sistema PIMS, com exceção da temperatura superficial do veio no ponto 4 que foi registrada por um módulo portátil. Os dados foram obtidos em condições operacionais distintas de lingotamento, conforme mostrado na Tabela V.3. A análise de incerteza das grandezas medidas está apresentada no APÊNDICE I.

Tabela V.3 – Dados operacionais coletados para calibração e validação do modelo

Grandeza	Condição de lingotamento								
	1	2	3	4	5	6	7	8	9
Qualidade do aço	4133	4133	4133	4133	4133	4133	VMEC 134	ST 52	E 355
Diâmetro da barra [m]	0,230	0,230	0,230	0,230	0,230	0,230	0,180	0,180	0,180
Velocidade de lingotamento [m.s <sup>-1</sup> ]	0,79	0,95	1,01	1.12	1.21	1,32	1,73	1,83	2,03
Vazão de água no molde [l.min <sup>-1</sup> ]	1948	1942	1950	1952	1930	1946	1936	1933	1934
Vazão de água na zona 0 [l.min <sup>-1</sup> ]	39	47	50	55	58	65	101	107	118
Vazão de água na zona A [l.min <sup>-1</sup> ]	39	47	50	54	58	64	84	89	98
Vazão de água na zona B [l.min <sup>-1</sup> ]	39	47	50	55	59	65	51	54	60
Vazão de água na zona C [l.min <sup>-1</sup> ]	23	28	30	33	36	39	51	54	60
Temp. de entrada da água no molde [°C]	40	41	40	41	40	41	48	50	49
Temp. de saída da água no molde [°C]	44	46	46	46	46	47	53	55	54
Temp. do aço no distribuidor [°C]	1557	1513	1514	1514	1544	1526	1537	1534	1533
Temp. superficial ponto 1 [°C]	1236	1228	122/	1229	1214	1206	1188	1191	1217
Temp. superficial ponto 2 [°C]	1122	1148	1139	1142	1160		1161	1182	1189
Temp. superficial ponto 3 [°C]			1064	1073	1083	1073	1133	1139	1136
Temp. superficial ponto 4 [°C]	1014	1003	1006	1010	1070	1062	1108	1131	1140

As equações do fluxo de calor no molde e dos coeficientes de transferência de calor nas zonas de resfriamento secundário foram ajustadas a partir das medições dos parâmetros operacionais do lingotamento contínuo. A Tabela V.4 mostra os fatores de ajustes obtidos.

Tabela V.5 – Fatores de ajustes para o fluxo de calor no molde e os coeficientes de transferência de calor no resfriamento secundário

Zona de resfriamento	Fator de ajuste
Fluxo de calor no molde	Se $VL < 1,32 \text{ m.min}^{-1}$ , $\alpha_{molde} = 0,8668$ Se $VL \geq 1,32 \text{ m.min}^{-1}$ , $\alpha_{molde} = 0,9656$
Coeficiente de transferência de calor na zona 0	Se Diâmetro = 0,230 m $\alpha_0 = -33,6.VL^3 + 3,1.VL^2 - 120,9.VL + 41,3$ Se Diâmetro = 0,180 m, $\alpha_0 = 3$
Coeficiente de transferência de calor na zona A	Se Diâmetro = 0,230 m $\alpha_A = -9,2.VL^3 + 30,0.VL^2 - 31,4.VL + 10,9$ Se Diâmetro = 0,180 m $\alpha_A = 6,4.VL^2 - 24,4.VL + 23,6$
Coeficiente de transferência de calor na zona B	Se Diâmetro = 0,230 m $\alpha_B = -1,3.VL^2 + 4,0.VL - 2,3$ Se Diâmetro = 0,180 m $\alpha_B = 3,2.VL^2 + 11,1.VL + 9,6$
Coeficiente de transferência de calor na zona C	Se $VL \leq 1,12 \text{ m.min}^{-1}$ $\alpha_C = 2,9.VL^2 - 4,7.VL + 2,0$ Se $VL > 1,12 \text{ m.min}^{-1}$ , $\alpha_C = 0,01$

\*VL é a velocidade de lingotamento

A validação do modelo matemático foi realizada comparando os resultados de temperatura superficial calculados pelo modelo com as temperaturas superficiais medidas experimentalmente. As Figuras 5.16, 5.17, 5.18 e 5.19 mostram os resultados para as condições de lingotamento 2, 4,6 e 9 apresentadas na Tabela V.3.

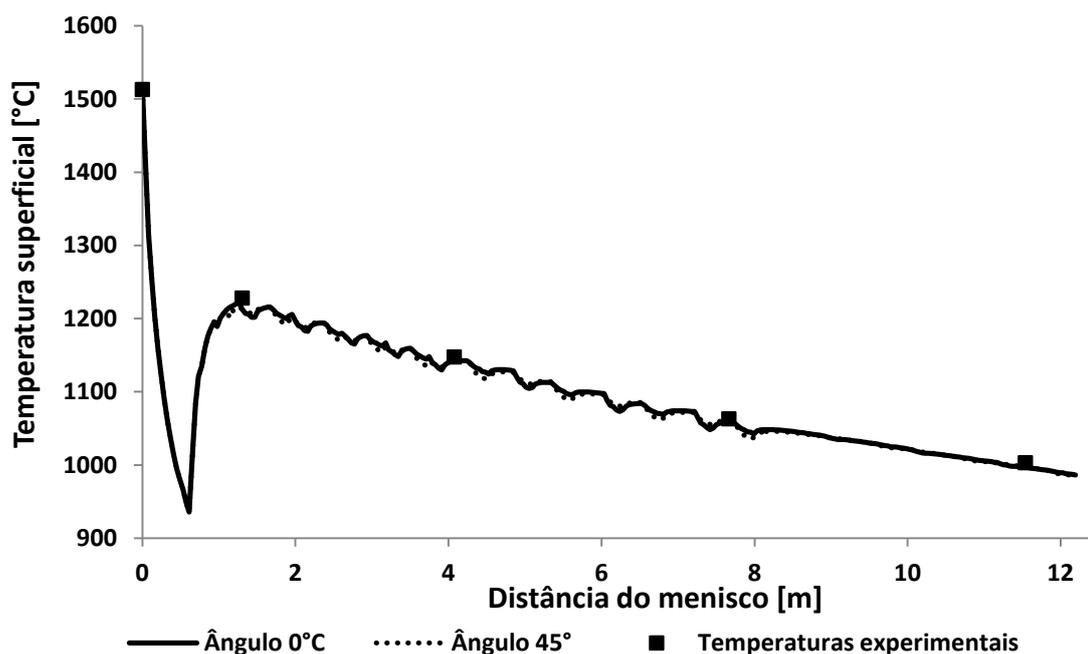


Figura 5.16 – Comparação do perfil de temperatura calculado pelo modelo matemático com os valores medidos para condição 2

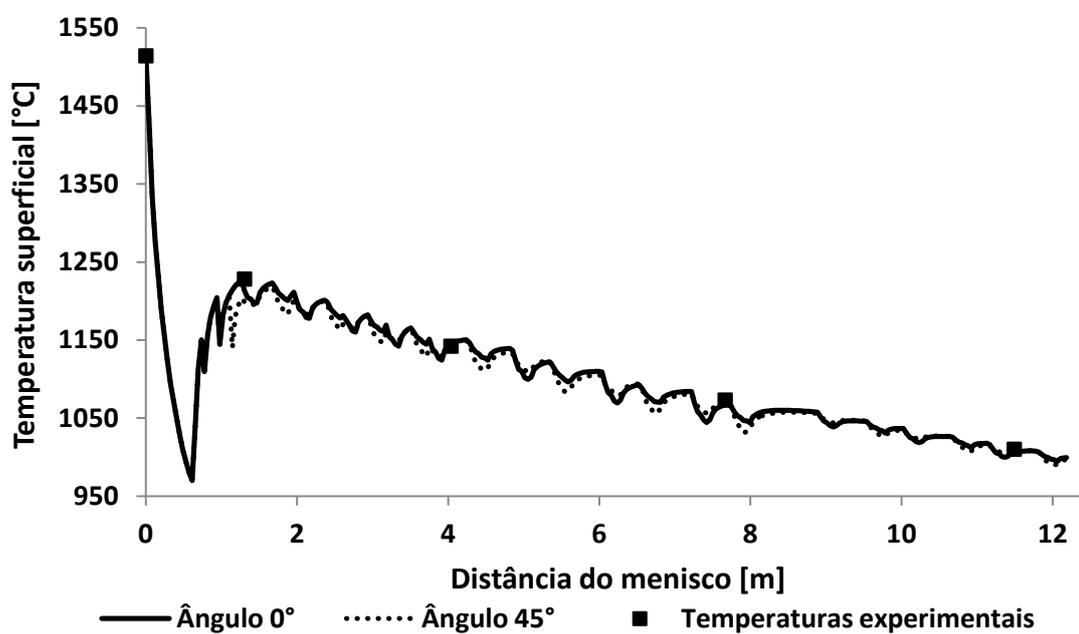


Figura 5.17 – Comparação do perfil de temperatura calculado pelo modelo matemático com os valores medidos para condição 4

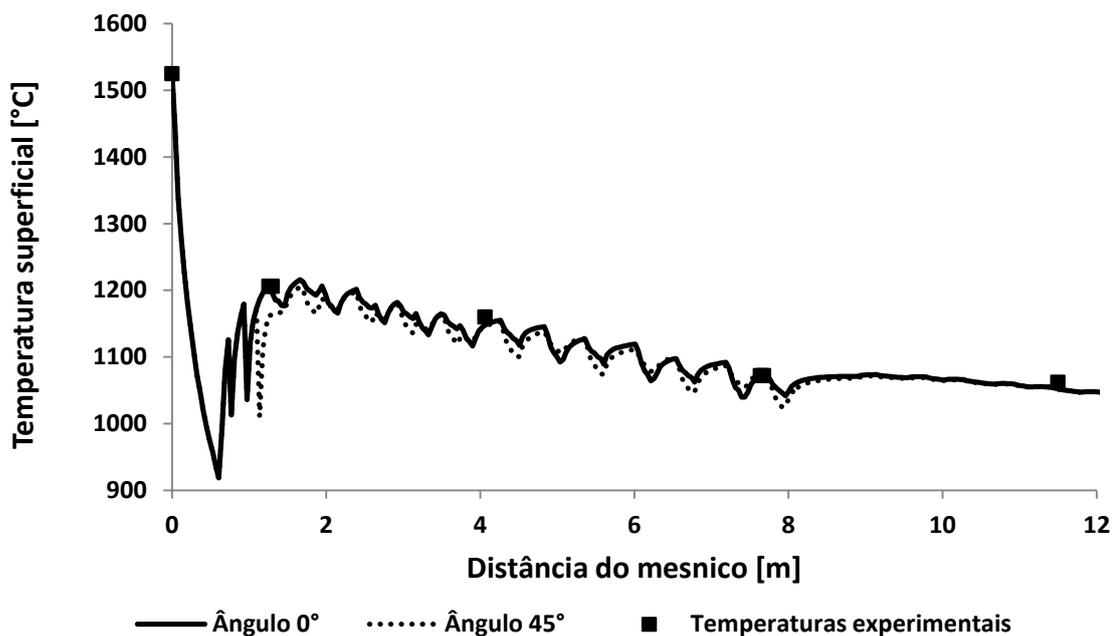


Figura 5.18 – Comparação do perfil de temperatura calculado pelo modelo matemático com os valores medidos para condição 6

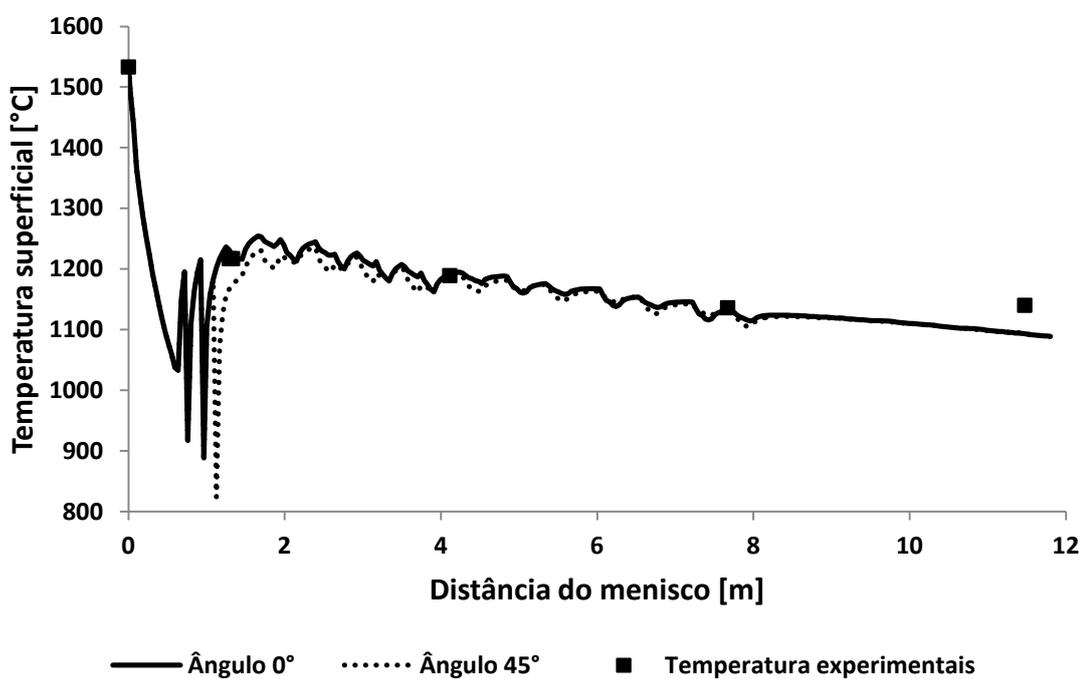


Figura 5.19 – Comparação do perfil de temperatura calculado pelo modelo matemático com os valores medidos para condição 9

O modelo conseguiu reproduzir os valores de temperatura com diferenças relativas aos valores medidos experimentalmente inferiores a 1,5% em toda a faixa de velocidade de lingotamento, especialmente nas as zonas 0, A e B. Na zona C, a diferença entre os valores de temperatura superficial calculados pelo modelo e os valores medidos experimentalmente aumentou para 4,12% para velocidade de lingotamento de 2,03 m.min<sup>-1</sup>, conforme mostrado na Tabela V.6.

Tabela V.6 – Comparação dos valores de temperatura superficial do aço calculados pelo modelo e medidos experimentalmente

VL=0,95 [m.min <sup>-1</sup> ]	Temperatura medida [°C]	Temperatura calculada [°C]	Diferença absoluta [°C]	Diferença relativa [%]
Zona 0	1228	1213	15	1,22
Zona A	1147	1142	3	0,26
Zona B	1063	1059	4	0,38
Zona C	1003	967	6	0,60
VL=1,12 [m. min <sup>-1</sup> ]	Temperatura medida [°C]	Temperatura calculada [°C]	Diferença absoluta [°C]	Diferença relativa [%]
Zona 0	1228	1213	15	1,22
Zona A	1142	1145	3	0,26
Zona B	1073	1067	6	0,60
Zona C	1010	1007	3	0,30
VL=1,32 [m. min <sup>-1</sup> ]	Temperatura medida [°C]	Temperatura calculada [°C]	Diferença absoluta [°C]	Diferença relativa [%]
Zona 0	1206	1209	3	0,25
Zona A	1160	1148	12	1,03
Zona B	1072	1070	6	0,56
Zona C	1063	1052	11	1,03
VL=2,03 [m. min <sup>-1</sup> ]	Temperatura medida [°C]	Temperatura calculada [°C]	Diferença absoluta [°C]	Diferença relativa [%]
Zona 0	1217	1231	14	1,15
Zona A	1189	1191	2	0,17
Zona B	1136	1132	4	0,35
Zona C	1140	1093	47	4,12

Os erros do presente modelo estão compatíveis com os erros de outros modelos encontrados na literatura, que apresentam diferenças de até 50°C entre os valores de temperatura superficial calculados e medidos experimentalmente (Ma, XIE, JIA, 2008; WANG *et al.*, 2005; HARDIN *et al.*, 2003; Barcellos, 2006). Portanto, o modelo

matemático de transferência de calor e de solidificação do lingotamento contínuo de barras cilíndricas foi considerado validado

## 5.6 Testes de sensibilidade

Conforme descrito na seção 3.4, a literatura apresenta uma grande variação nos valores de propriedades físicas do aço. Assim, testes de sensibilidade foram realizados para verificar a influência da seleção das propriedades físicas do aço, a saber, massa específica, calor específico, calor latente de fusão, condutividade térmica, emissividade e da constante C da equação 3.4 que introduz o efeito da convecção do líquido na condutividade térmica.

Os perfis de temperatura superficial do aço foram calculados usando os valores máximos, mínimos e intermediários de cada propriedade encontrados na literatura. A Tabela V.7 apresenta os valores usados para cada propriedade física e as diferenças relativas média e máxima de temperatura superficial obtidas.

Tabela V.7 – Resultados dos testes de sensibilidade do modelo matemático

Propriedade	Valor máximo	Valor intermediário	Valor mínimo	Diferença relativa média [%]	Diferença relativa máxima [%]
Massa específica [kg.m <sup>-3</sup> ]	7800	7400	7000	2,30	5,40
Calor específico [J.kg <sup>-1</sup> ]	Pereira (2004)	Wang (2005)	Hebi (2006)	0,81	2,30
Calor latente de fusão [kJ.kg <sup>-1</sup> ]	283	272	260	0,96	1,92
Condutividade térmica [W.m <sup>-1</sup> .K <sup>-1</sup> ]	Brimacombe (1984)	Pereira (2004)	Wang (2005)	1,40	7,03
Emissividade	0,9	0,8	Pereira (2004)	1,97	2,45
Constante C	10	8	6	0,50	1,03

Os perfis de temperatura superficial em função de cada propriedade estão no APÊNDICE III.

Apesar da grande variação dos valores de propriedades físicas disponíveis na literatura, é possível afirmar que a escolha dos valores dentro das faixas testadas tem pouco efeito sobre os resultados de temperatura superficial do aço calculada pelo modelo matemático de transferência de calor e de solidificação do lingotamento contínuo.

## **5.7 Análises termometalúrgicas**

A partir do modelo matemático de transferência de calor e solidificação do aço foi possível analisar e simular diversas condições de lingotamento contínuo. Nesta seção são apresentadas e discutidas as diferenças da abordagem convencional de distribuição de água e da abordagem de distribuição não-uniforme de água sobre os perfis de vazão específica de água, fluxo de calor, temperatura e espessura de camada sólida da barra.

Em seguida, os resultados de algumas modificações nos parâmetros de resfriamento da zona 0 são apresentados e discutidos.

### **5.7.1 Análise das abordagens de distribuição uniforme de água e de distribuição não-uniforme de água**

A abordagem convencional, que considera a distribuição uniforme de água no resfriamento secundário, e a abordagem de distribuição não-uniforme de água geram resultados distintos de vazão específica de água, fluxo de calor, temperatura superficial e espessura de camada sólida. A seguir, são apresentados e discutidos os resultados obtidos pelas duas abordagens considerando o lingotamento do aço 4133 na bitola de 0,230m. Esse aço foi escolhido, pois ele tem apresentado índices de dobra interna na laminação automática de tubos acima das metas estabelecidas pela Vallourec Tubos do Brasil.

As Figuras 5.20 e 5.21 mostram os perfis de distribuição de vazão específica de água ao longo do lingotamento contínuo obtidos pelas duas abordagens para as velocidades de lingotamento de  $1,0\text{m}\cdot\text{min}^{-1}$  e  $1,3\text{m}\cdot\text{min}^{-1}$ .

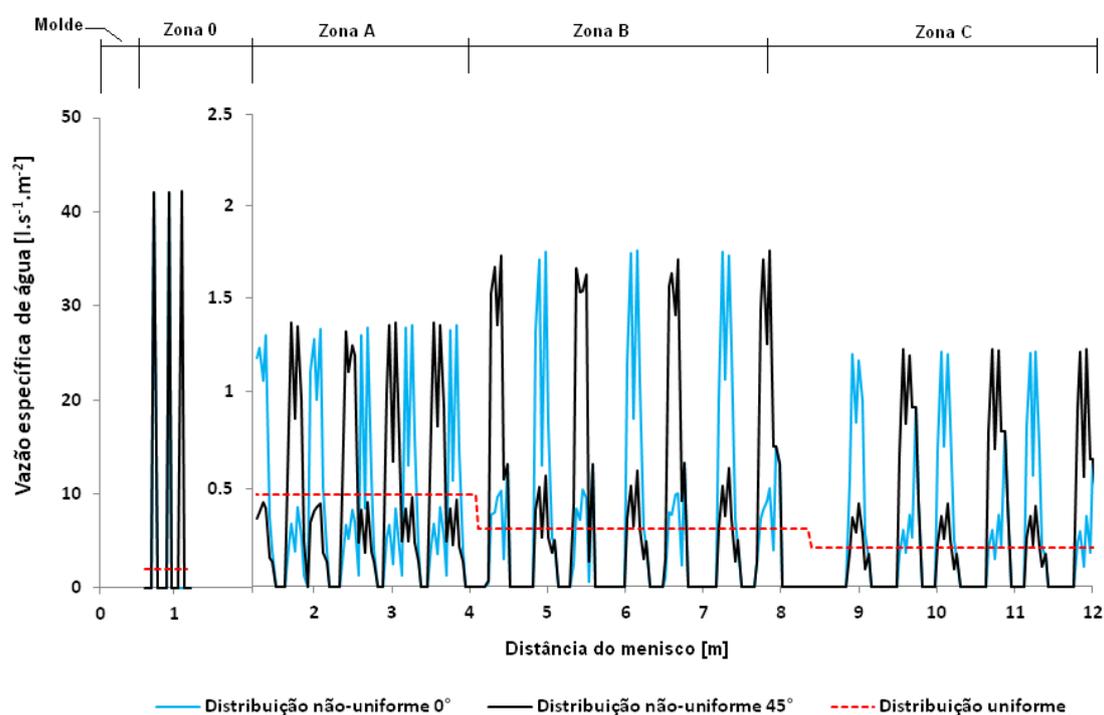


Figura 5.20 – Perfis de vazão específica de água obtidos pelas abordagens de distribuição uniforme e não-uniforme de água para velocidade de lingotamento de  $1,0\text{m}\cdot\text{min}^{-1}$

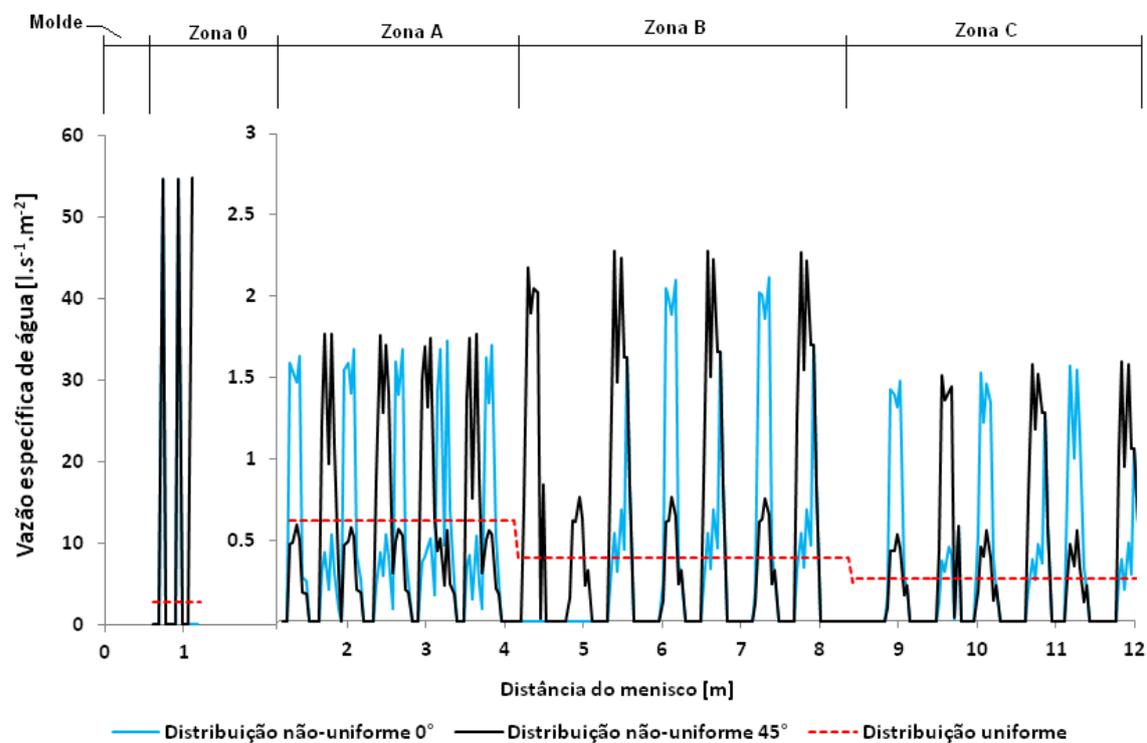


Figura 5.21 – Perfis de vazão específica de água obtidos pelas abordagens de distribuição uniforme e não-uniforme de água para velocidade de lingotamento de  $1,3\text{m}\cdot\text{min}^{-1}$

A distribuição uniforme de água fornece um perfil linear e constante de vazão específica de água em cada zona, mas a distribuição não-uniforme gera variações na vazão específica de água em função da posição do anel e dos bicos sprays, além de diversas áreas secas onde o resfriamento ocorre predominantemente devido à radiação.

Na zona 0 e velocidade de lingotamento igual a  $1,0\text{m}\cdot\text{min}^{-1}$ , a vazão específica de água considerando distribuição uniforme de água é aproximadamente  $2,05\text{l}\cdot\text{s}^{-1}\cdot\text{m}^{-2}$ . A vazão específica de água considerando distribuição não-uniforme atinge valores maiores que  $40\text{l}\cdot\text{s}^{-1}\cdot\text{m}^{-2}$  e é concentrada em uma pequena região, sendo que as áreas compreendidas entre os anéis de resfriamento não são resfriadas pela água. O valor de pico da vazão específica de água considerando a distribuição não-uniforme é aproximadamente vinte vezes superior ao valor obtido pela distribuição uniforme. Essa proporção é válida para qualquer velocidade de lingotamento.

A abordagem de distribuição uniforme de água considera a vazão absoluta e a área superficial a ser resfriada em cada zona para calcular a vazão específica de água. Assim, mesmo para as vazões absolutas de água iguais nas zonas 0, A e B, a vazão específica de água na zona 0 é por volta de cinco vezes maior que na zona A e dez vezes maior que na zona B. Porém, a abordagem de distribuição não-uniforme de água mostrou que a diferença de vazão específica de água entre zonas de resfriamento pode ser de até cem vezes.

Nas zonas A, B e C, a vazão específica de água é maior quando a barra está alinhada com o bico spray e menor quando a barra está alinhada com a interseção dos jatos de dois bicos, pois os anéis possuem uma defasagem de  $45^\circ$  entre eles, conforme mostrado na Figura 4.7.

Outra diferença que as abordagens de distribuição uniforme e não-uniforme têm é a vazão específica nas zonas A e B. Como as vazões absolutas de água das duas zonas são iguais, a vazão específica de água na zona A será maior que na zona B pela distribuição uniforme de água, pois a área superficial da zona B é maior que da zona A. Contudo, o que se observou é que a vazão específica de água na zona A é

menor que na zona B, pois a zona A tem mais anéis de resfriamento. Logo, a vazão de água por bico na zona A será menor que na zona B.

A distribuição de água tem papel fundamental no perfil de fluxo de calor no resfriamento secundário do lingotamento contínuo. As Figuras 5.22 e 5.23 mostram o fluxo de calor obtido pelas distribuições uniforme e não-uniforme de água para velocidades de lingotamento de  $1,0\text{m}\cdot\text{min}^{-1}$  e  $1,3\text{m}\cdot\text{min}^{-1}$ .

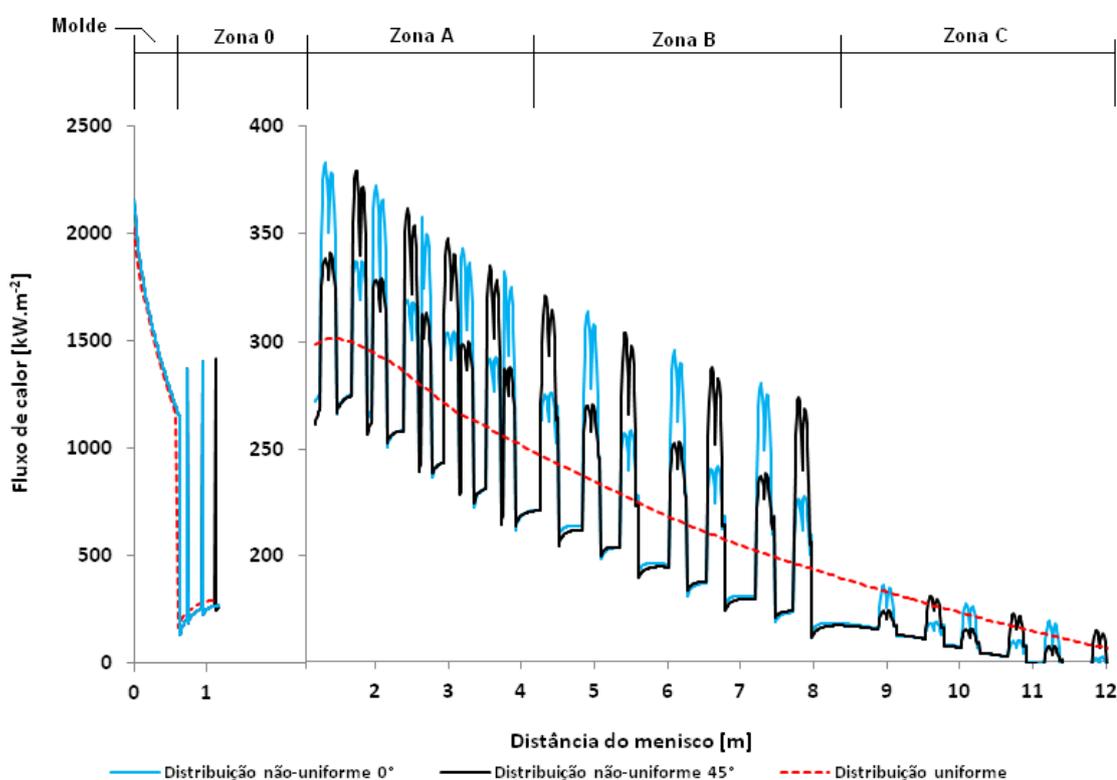


Figura 5.22 – Perfis de fluxo de calor obtidos pelas abordagens de distribuição uniforme de água e de distribuição não-uniforme de água para velocidade de lingotamento de  $1,0\text{m}\cdot\text{min}^{-1}$

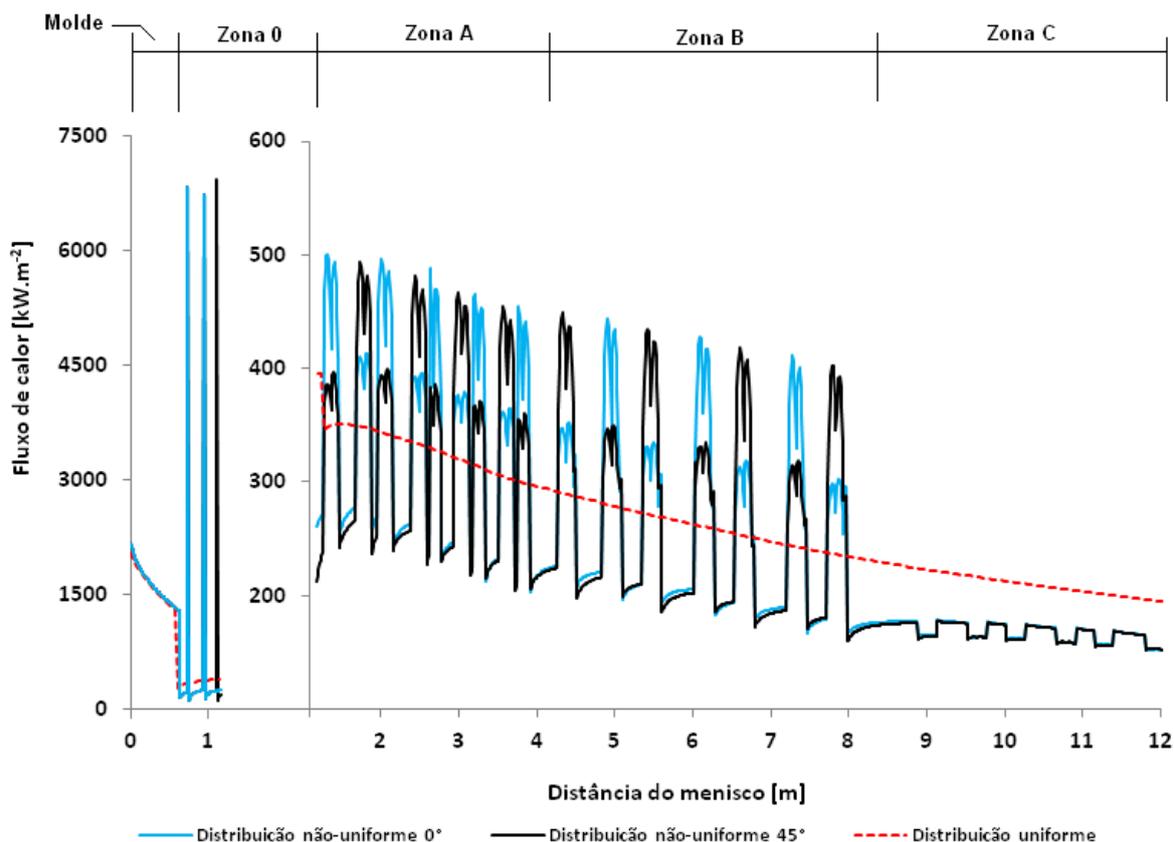


Figura 5.23 – Perfis de fluxo de calor obtidos pelas abordagens de distribuição uniforme de água e de distribuição não-uniforme de água para velocidade de lingotamento de  $1,3\text{m}\cdot\text{min}^{-1}$

Na zona de resfriamento primário (molde), o fluxo de calor é decrescente e contínuo, e ocorre devido ao contato da barra com a parede refrigerada do molde sem contato direto com a água.

No resfriamento secundário, o fluxo de calor tem um perfil muito semelhante ao perfil de vazão específica de água. O fluxo de calor gerado pela distribuição uniforme de água varia de maneira suave e contínua ao longo das zonas de resfriamento. Por outro lado, o fluxo de calor gerado pela distribuição não-uniforme de água tem picos nas posições onde a vazão específica de água é maior e valores mais baixos nas regiões onde não há projeção do spray de água.

De modo geral, o fluxo de calor do aço aumenta em todas as zonas à medida que a velocidade de lingotamento aumenta. Na zona de resfriamento primário, esse efeito é devido ao menor tempo de residência do aço no molde. Nas zonas de resfriamento

secundário, o aumento do fluxo de calor com a velocidade de lingotamento está mais associado à vazão específica de água de resfriamento.

A distribuição não-uniforme de água promove variações no fluxo de calor muito intensas e localizadas, especialmente na zona 0. Os picos de fluxo de calor mostrados nas Figuras 5.22 e 5.23 estão localizados próximos aos anéis de resfriamento. Nas regiões onde não há projeção de água, o fluxo de calor é inferior àquele obtido pela distribuição uniforme para as duas velocidades de lingotamento simuladas, aproximadamente  $300\text{kW.m}^{-2}$ . Por outro lado, o valor do fluxo de calor pode aumentar em até vinte vezes nas regiões resfriadas pela água, pois a vazão específica de água é muito elevada. Essa variação brusca do fluxo de calor ocorre em uma distância de aproximadamente um centímetro na direção longitudinal. A Tabela V.8 mostra os valores de pico de fluxo de calor obtidos considerando as distribuições uniforme e não-uniforme em função da velocidade de lingotamento.

Tabela V.8 – Fluxo de calor em função da velocidade de lingotamento na zona 0

Distribuição de água	Vel. ling. [ $\text{m.min}^{-1}$ ]	Vazão de água da zona [ $\text{l.min}^{-1}$ ]	Pico da vazão específica de água [ $\text{l.s}^{-1}.\text{m}^{-2}$ ]	Pico do fluxo de calor [ $\text{kW.m}^{-2}$ ]
Uniforme	1,0	50	2,05	302
Não-uniforme	1,0	50	42,18	1420
Uniforme	1,3	65	2,67	395
Não-uniforme	1,3	65	54,83	6939

Nas zonas A, B e C, a variação do fluxo de calor não é tão intensa quanto na zona 0, pois a distribuição de água é mais uniforme e a variação da vazão específica de água é menos acentuada, conforme mostrado na Tabela V.9. Nessas zonas existem três regiões distintas, a saber, a região de maior fluxo de calor, que está alinhada com o bico spray; a região de fluxo de calor intermediário, que está na interseção dos jatos de dois bicos; e a região de menor fluxo de calor onde não há projeção do spray de água.

Tabela V.9 – Fluxo de calor em função da velocidade de lingotamento na zona A

Distribuição de água	Vel. ling. [m.min <sup>-1</sup> ]	Vazão de água da zona [l.min <sup>-1</sup> ]	Pico da vazão específica de água [l.s <sup>-1</sup> .m <sup>-2</sup> ]	Pico do fluxo de calor [kW.m <sup>-2</sup> ]
Uniforme	1,0	50	0,48	302
Não-uniforme	1,0	50	1,36	381
Uniforme	1,3	60	0,62	395
Não-uniforme	1,3	60	1,76	493

O fluxo de calor também varia na direção angular a partir do terceiro anel de resfriamento da zona 0, que possui apenas quatro bicos spray. A Figura 5.24 mostra a variação do fluxo de calor na direção angular da seção transversal da barra localizada no terceiro anel de resfriamento. Nas regiões fora do intervalo compreendido entre os ângulos 22,5° e 67,5° não há projeção de água, ou seja, o resfriamento ocorre predominantemente por radiação e o fluxo de calor é reduzido. A variação do fluxo de calor é intensificada com o aumento da velocidade de lingotamento. Para a velocidade de lingotamento de 1,0m.min<sup>-1</sup>, o fluxo varia entre 267kW.m<sup>-2</sup> e 1420kW.m<sup>-2</sup>, enquanto que para velocidade de lingotamento de 1,3m.min<sup>-1</sup>, a variação é de 247kW.m<sup>-2</sup> para 6939kW.m<sup>-2</sup>. Considerando a distribuição uniforme, não existe variação do fluxo de calor na direção angular.

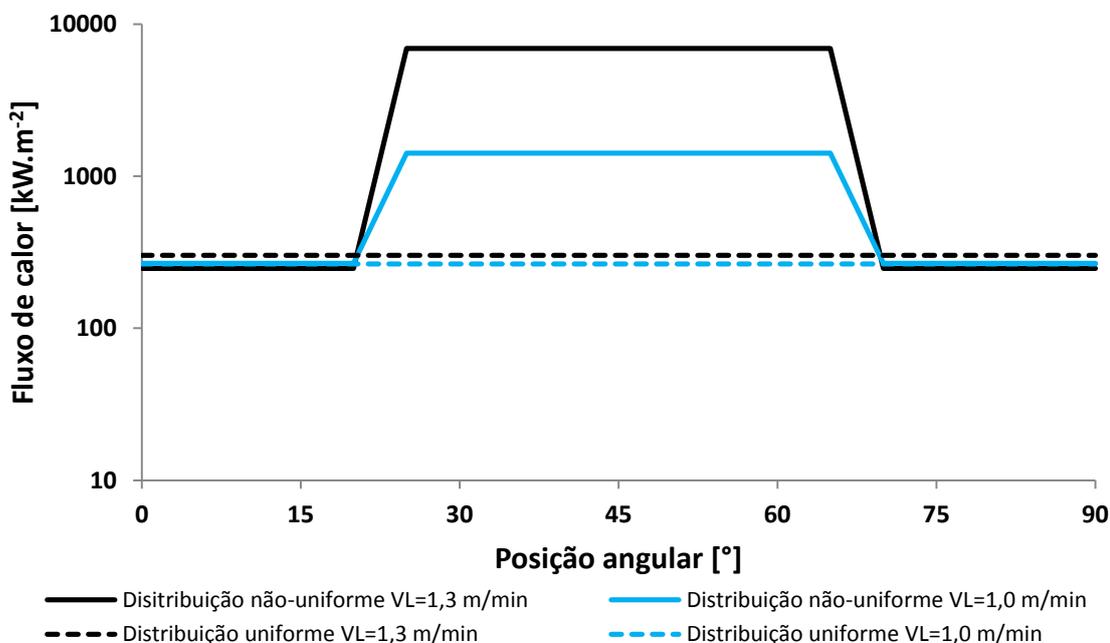


Figura 5.24 – Variação de fluxo de calor na direção angular em função da velocidade de lingotamento (distância do menisco igual a 1,112m - zona 0)

Nas zonas A, B e C, a variação do fluxo de calor na seção transversal em função da velocidade de lingotamento é bem menos intensa que na zona 0, conforme mostrado na Figura 5.25. Esse fato pode ser explicado pela menor temperatura do aço e pela menor variação na vazão específica de água nessas zonas.

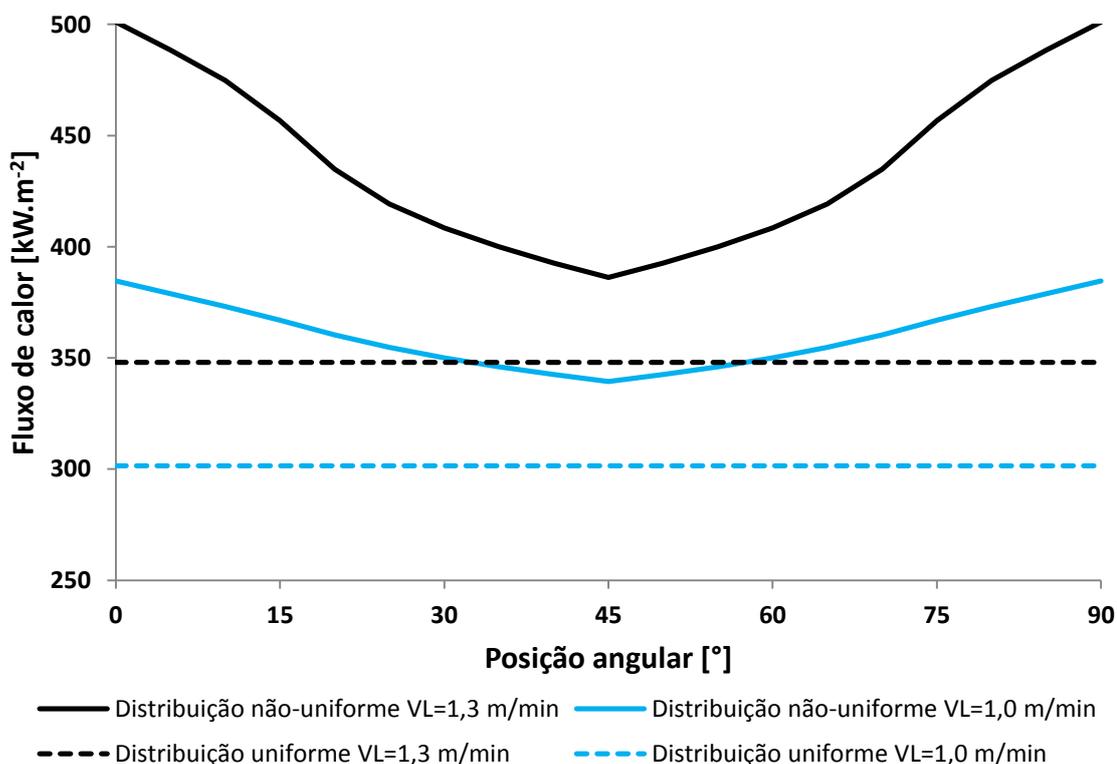


Figura 5.25 – Variação de fluxo de calor na direção angular em função da velocidade de lingotamento (distância do menisco igual a 1,124m - zona A)

Nas regiões onde a vazão específica de água é maior, os fluxos de calor considerando a distribuição não-uniforme de água são sempre maiores do que os fluxos de calor da distribuição uniforme, conforme mostrado nas Figuras 5.23 e 5.24. Por outro lado, nas regiões onde não há projeção de água, os fluxos de calor da distribuição uniforme são maiores, pois essa abordagem desconsidera a existência de áreas secas.

A partir dos fluxos de calor, os perfis de temperatura superficial da barra foram obtidos. O comportamento da temperatura superficial é exatamente o inverso do fluxo de calor, ou seja, quanto maior o fluxo de calor, menor será a temperatura superficial. O perfil de temperatura obtido considerando distribuição uniforme de água varia de maneira suave ao longo de cada zona de resfriamento. Esse resultado é semelhante

aos obtidos por outros autores (EL-BEALY, 1997; CHO, KIM, 2008). Por outro lado, o perfil de temperatura obtido pela distribuição não-uniforme tem variações cíclicas dentro de uma mesma zona de resfriamento, sendo que os picos de temperatura ocorrem nas regiões com baixa vazão específica de água e nas regiões secas, enquanto que os valores mais baixos de temperatura estão localizados nas regiões com vazão específica de água mais elevada.

Neste texto, a variação de temperatura superficial é definida como a diferença de temperatura entre duas posições adjacentes na malha usada, seja na direção longitudinal seja na angular, conforme mostrado na Figura 5.26. A diferença de temperatura entre as abordagens de distribuição uniforme e de distribuição não-uniforme é a diferença entre os valores calculados por cada abordagem para a mesma posição.

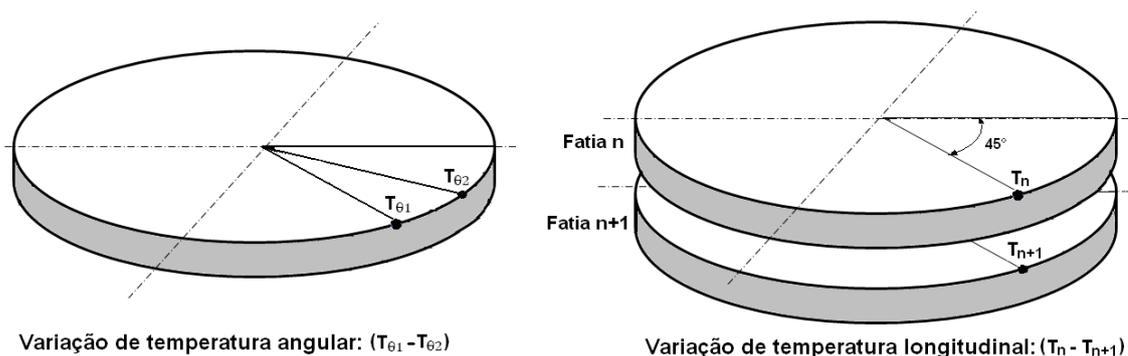


Figura 5.26 – Definição da variação de temperatura nas direções angular e longitudinal

As Figuras 5.27 e 5.28 mostram os perfis de temperatura superficial para velocidade de lingotamento de  $1,0\text{m}\cdot\text{min}^{-1}$  nos ângulos  $0^\circ$  e  $45^\circ$  ao longo da câmara spray e o detalhe desses perfis nas zonas 0 e A, respectivamente.

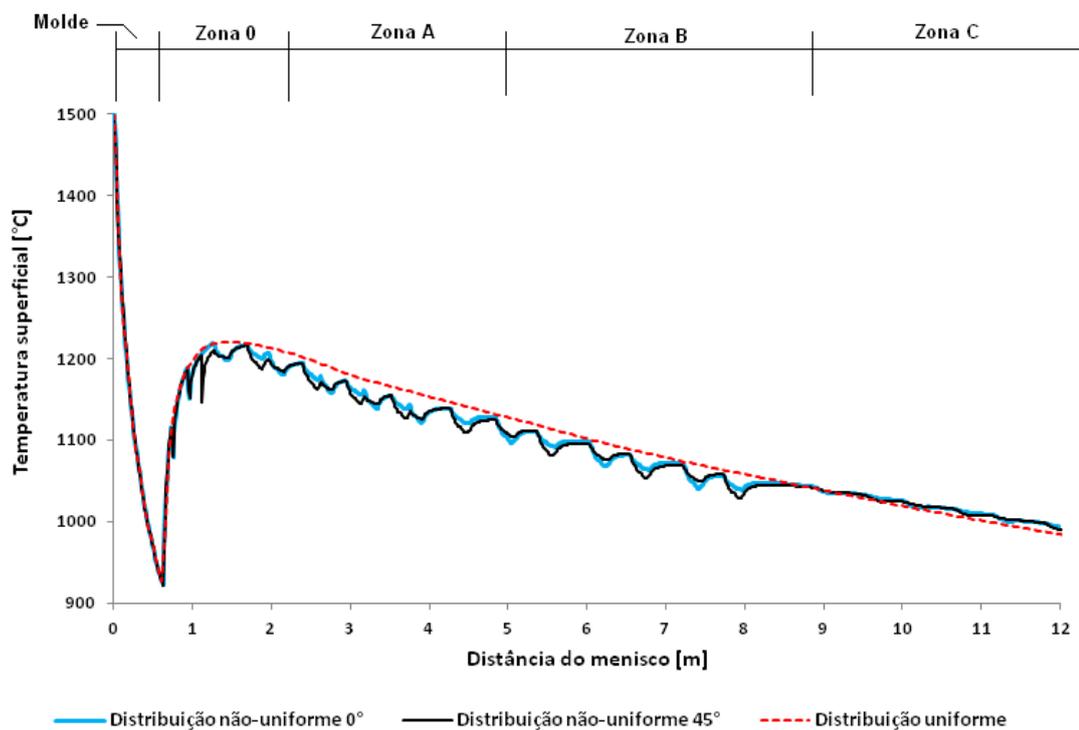


Figura 5.27 – Perfis de temperatura superficial para velocidade de lingotamento de  $1,0 \text{ m} \cdot \text{min}^{-1}$

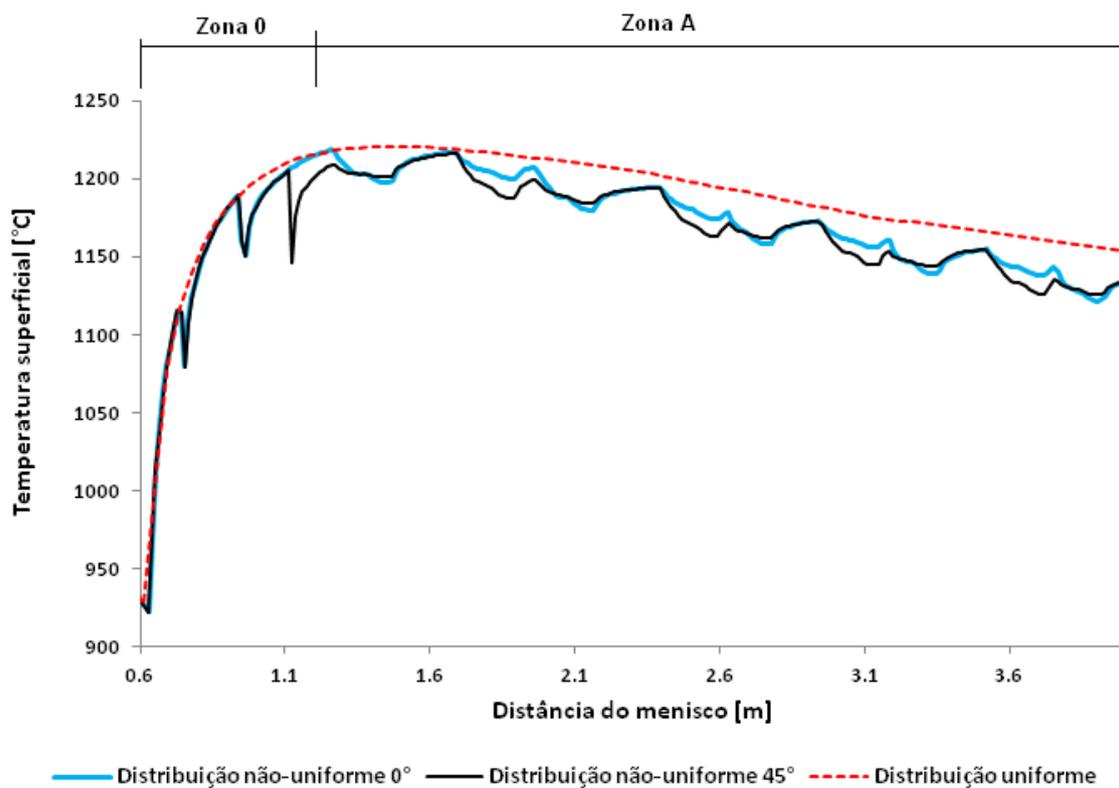


Figura 5.28 – Perfis de temperatura superficial nas zonas 0 e A para velocidade de lingotamento de  $1,0 \text{ m} \cdot \text{min}^{-1}$

As diferenças nos resultados de temperatura superficial obtidos pelas duas abordagens são maiores nas regiões onde as variações de fluxo de calor são maiores. Nas posições dos anéis de resfriamento da zona 0, a diferença de temperatura superficial entre as duas abordagens pode atingir 65°C, apesar de as temperaturas superficiais serem praticamente iguais na saída da zona 0. A partir da zona A, as diferenças máximas entre as duas abordagens são inferiores a 35°C.

As diferenças de temperatura das duas abordagens aumentam à medida que a velocidade de lingotamento aumenta, pois a vazão absoluta de água de cada zona também aumenta e com isso os efeitos da distribuição não-uniforme de água são intensificados. As Figuras 5.29 e 5.30 mostram os perfis de temperatura superficial para velocidade de lingotamento de  $1,3\text{m}\cdot\text{min}^{-1}$  nos ângulos  $0^\circ$  e  $45^\circ$  ao longo da câmara spray e o detalhe desses perfis nas zonas 0 e A, respectivamente.

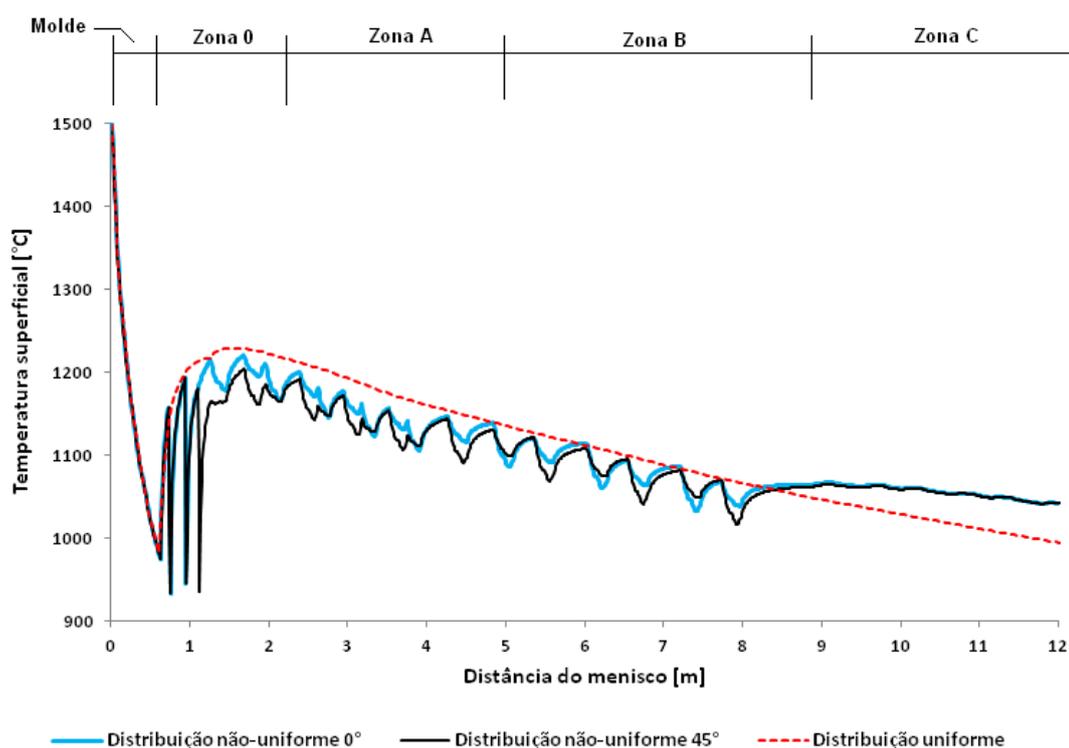


Figura 5.29 – Perfis de temperatura superficial para velocidade de lingotamento de  $1,3\text{m}\cdot\text{min}^{-1}$

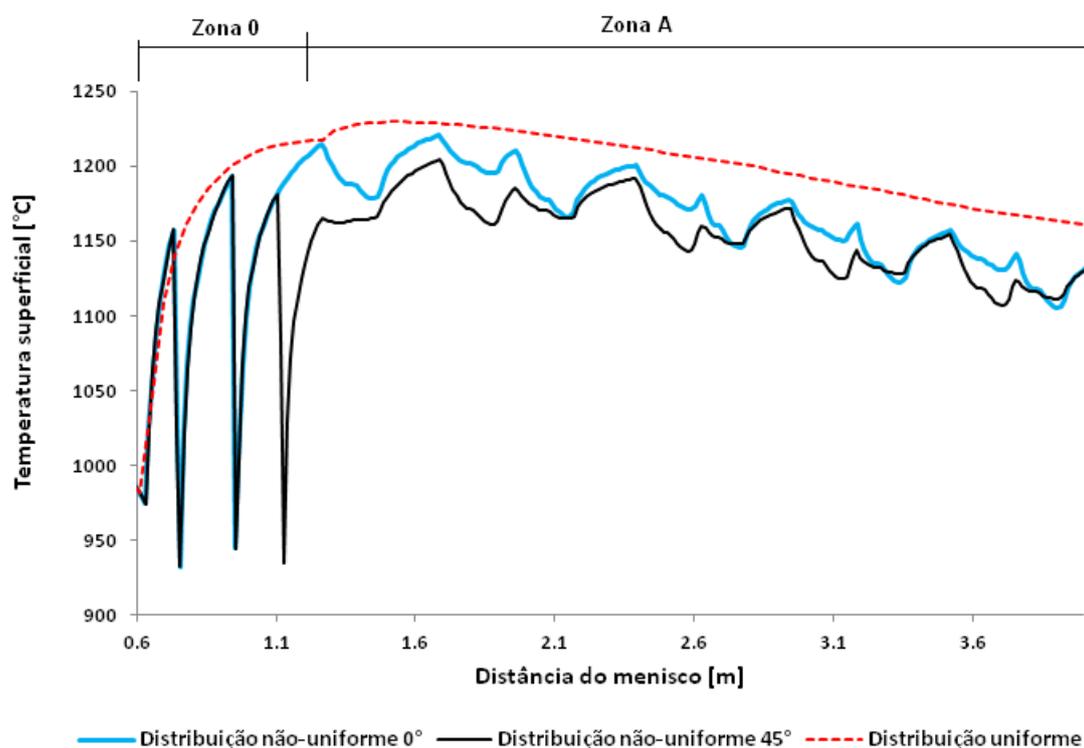


Figura 5.30 – Perfis de temperatura superficial nas zonas 0 e A para velocidade de lingotamento de  $1,3\text{m}\cdot\text{min}^{-1}$

No molde, apesar do fluxo de calor ser crescente com o aumento da velocidade de lingotamento, a temperatura superficial do aço aumenta à medida que a velocidade de lingotamento aumenta, pois quanto menos tempo o aço permanecer no molde, menos calor será extraído e maior será sua temperatura na saída do molde.

Na zona 0, a variação de temperatura superficial nas posições dos anéis de resfriamento prevista pela abordagem de distribuição não-uniforme ultrapassa  $240^{\circ}\text{C}$  em uma distância longitudinal de um centímetro. Na região entre dois anéis de resfriamento, não há projeção de água dos bicos spray e o fluxo de calor é inferior a  $300\text{ kW}\cdot\text{m}^{-2}$ , ocorrendo o reaquecimento superficial devido ao calor latente de fusão da porção líquida de aço. Ao passar pelos anéis de resfriamento, a superfície da barra é submetida a uma vazão específica de água elevada (aproximadamente  $55\text{l}\cdot\text{min}^{-1}\cdot\text{m}^{-2}$ ) e muito localizada, provocando a queda brusca de temperatura. Considerando a distribuição uniforme de água, essas variações de temperatura não são identificadas.

O aumento da velocidade de lingotamento também intensifica os efeitos da não-uniformidade da distribuição de água nas zonas A, B e C. Porém, as variações de temperatura superficial nessas zonas são menores que na zona 0, pois os bicos com jato do tipo cone cheio, utilizados nessas zonas, fornecem variações menores na vazão específica de água do que os bicos com jato do tipo leque utilizados na zona 0, conforme mostrado na Tabela V.10.

Tabela V.10 – Variação de temperatura superficial em função da velocidade de lingotamento

Vel. ling. [m.min <sup>-1</sup> ]	Pico da vazão específica de água [l.s <sup>-1</sup> .m <sup>-2</sup> ]	Variação máxima de temperatura na zona 0 [°C]	Variação máxima de temperatura na zona A [°C]
1,0	42,18	59	35
1,3	54,83	240	65

As duas abordagens geram resultados distintos também na direção angular. A Figura 5.31 mostra os perfis de temperatura superficial obtidos pelas duas abordagens na seção transversal da barra próxima ao terceiro anel de resfriamento. A distribuição uniforme de água gera uma distribuição uniforme de temperatura superficial na direção angular. Quando a distribuição não-uniforme de água é considerada, existe uma variação de temperatura superficial na direção angular que é intensificada com o aumento da velocidade de lingotamento. A temperatura superficial é maior nas regiões onde não há projeção de água (fora do intervalo entre os ângulos 22,5° e 67,5°), e é reduzida nas regiões onde ocorre a projeção do bico spray. Para as velocidades de lingotamento de 1m.min<sup>-1</sup> e 1,3m.min<sup>-1</sup>, as diferenças de temperatura calculadas são, respectivamente, 60°C e 253° na mesma seção transversal.

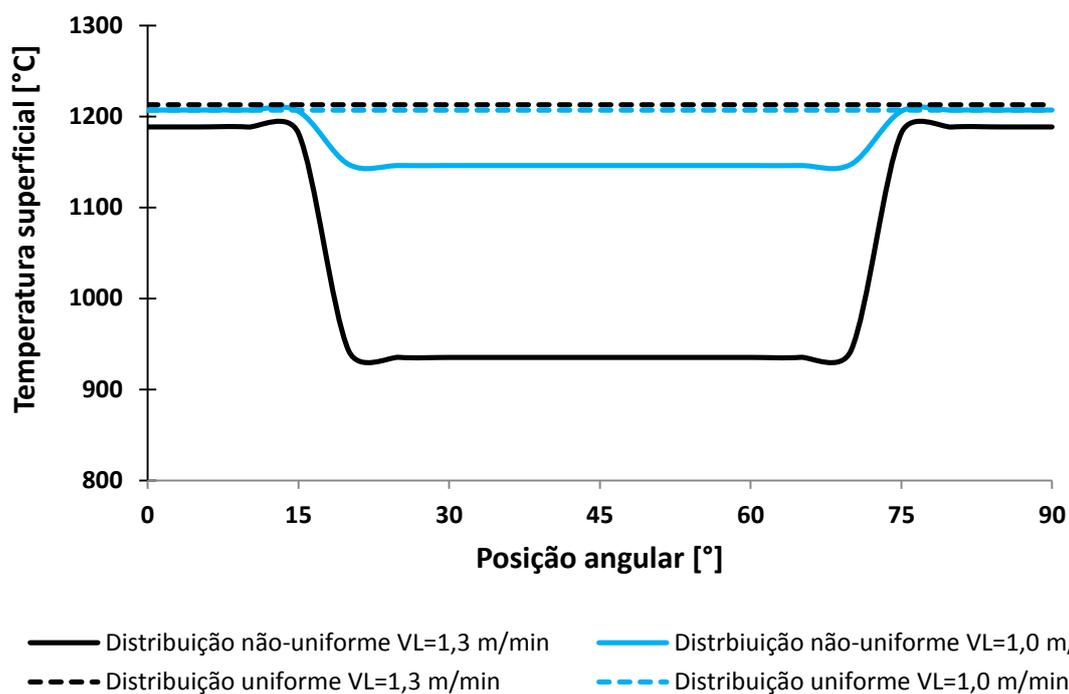


Figura 5.31 – Perfis de temperatura superficial na seção transversal da barra na posição do terceiro anel de resfriamento (distância do menisco igual a 1,112m - zona 0)

Nas zonas A, B e C, as variações de temperatura superficial na direção angular em função da velocidade de lingotamento são menos intensas que na zona 0, conforme mostrado na Figura 5.32. Na zona A, a variação máxima de temperatura superficial para a velocidade de lingotamento de  $1,3\text{m}\cdot\text{min}^{-1}$  foi de  $50^{\circ}\text{C}$ , enquanto que para a velocidade de lingotamento de  $1,0\text{m}\cdot\text{min}^{-1}$  foi  $9,8^{\circ}\text{C}$ .

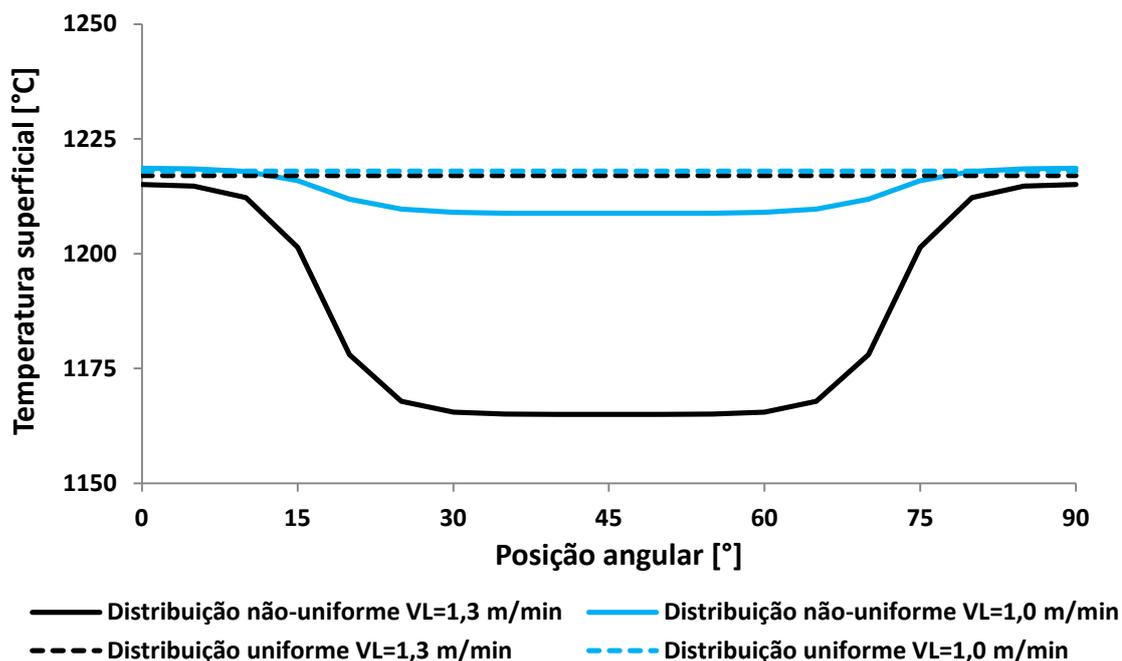


Figura 5.32 – Variação de temperatura superficial na direção angular nas zonas A, B e C em função da velocidade de lingotamento (distância do menisco igual a 1, 124m)

Os resultados obtidos pela abordagem de distribuição não-uniforme mostram que a temperatura superficial varia intensamente com a velocidade de lingotamento nas direções longitudinal e angular, especialmente na zona 0. As variações de temperatura superficial observadas na zona 0 podem ultrapassar o limite de 100°C sugerido por Brimacombe *et al.* (1984) para que a ocorrência de trincas seja minimizada.

Conforme discutido na seção 3.2.3, tanto o resfriamento excessivo quanto o resfriamento insuficientes do aço no lingotamento contínuo podem aumentar a geração de tensões superficiais e, conseqüentemente, a ocorrência de trincas. A Figura 5.33 mostra a distribuição de tensões de tração e de compressão obtida para um tarugo de seção transversal de 0,10m x 0,15m que foi submetido a um aquecimento superficial de 118°C na câmara spray. Nas regiões próximas à superfície, as tensões podem atingir valores próximos de 1000 kgf.cm<sup>-2</sup>.

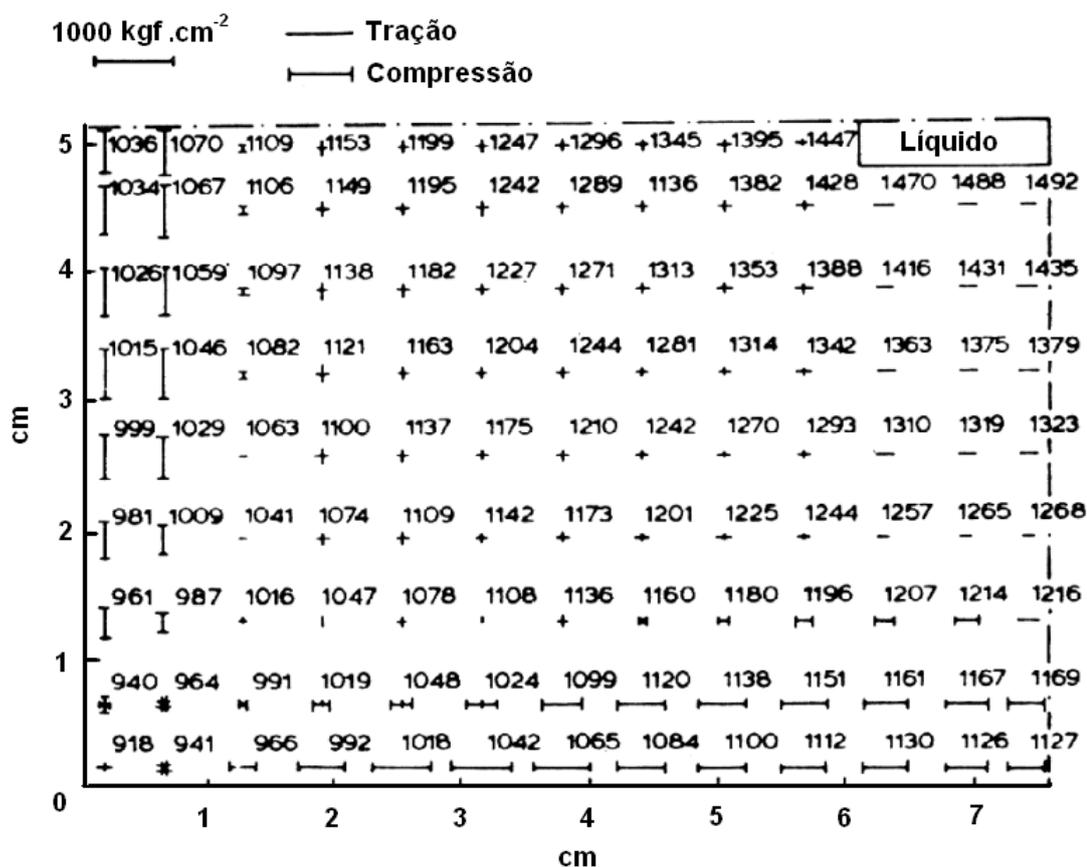


Figura 5.33 – Distribuição de tensões na seção transversal de um tarugo (BRIMACOMBE, 1976)

As maiores variações de temperatura superficial previstas pela abordagem de distribuição não-uniforme de água ocorrem dentro da faixa de temperatura de baixa ductilidade do aço, entre 900°C e 1200°C. A Figura 5.34 mostra que, nessa faixa de temperatura, a resistência à tração dos aços testados é inferior a 450kgf.cm<sup>-2</sup>, valor muito inferior àqueles mostrados na Figura 5.33.

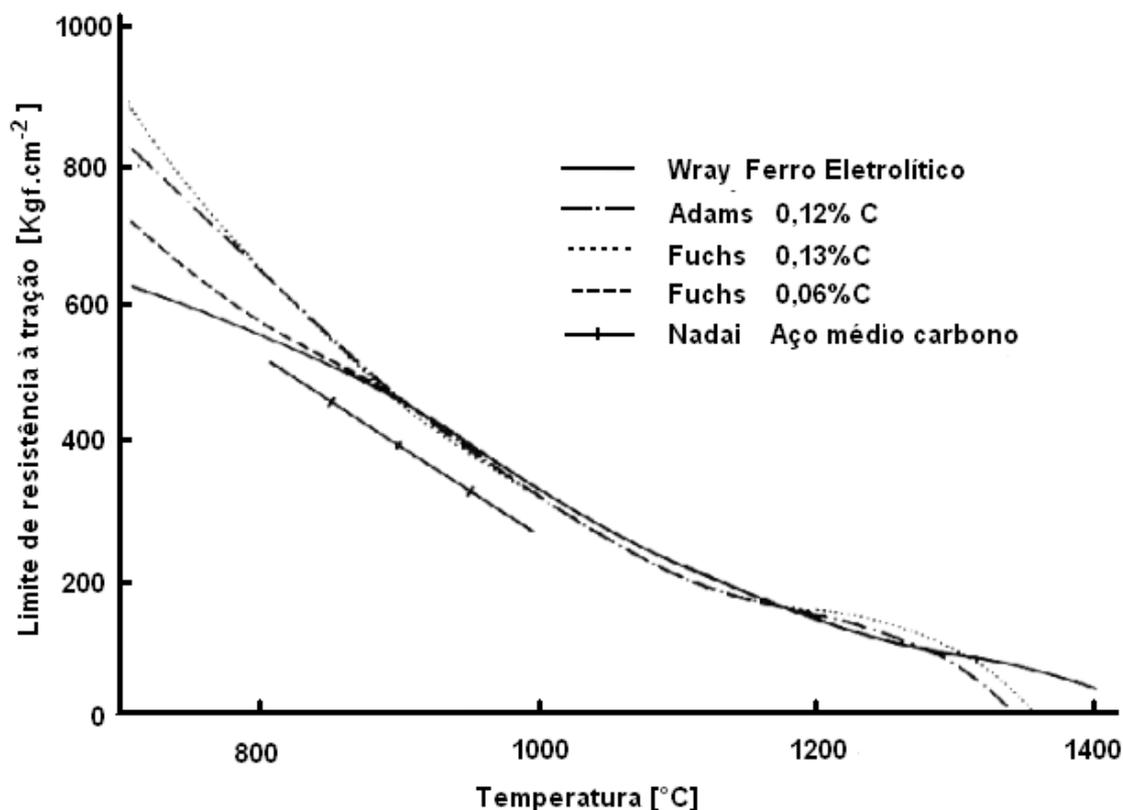


Figura 5.34 – Variação do limite de resistência à tração do aço em função da temperatura (BRIMACOMBE e SORIMACHI, 1984)

As tensões térmicas geradas pelas variações de temperatura superficial associadas às perdas de propriedades mecânicas do aço, devido à elevação da temperatura, podem criar condições propícias para a ocorrência de trincas. Por isso, alterações no processo de lingotamento contínuo podem ser requeridas para que problemas de qualidade de origem térmica possam ser reduzidos.

A abordagem de distribuição de água não tem nenhum efeito significativo na temperatura no centro da barra para as velocidades de lingotamento simuladas, conforme mostrado na Figura 5.35. Esse resultado mostra que os fenômenos localizados na superfície da barra têm pequena ou nenhuma influência na região central da barra.

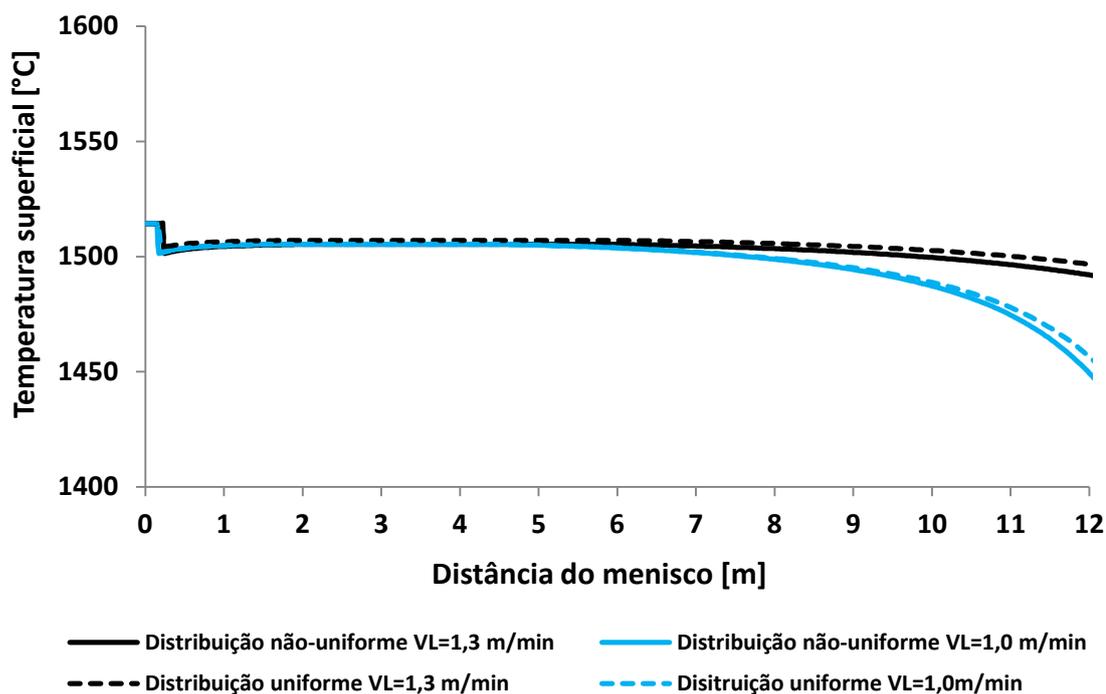


Figura 5.35 – Perfis de temperatura no centro da barra

Por outro lado, a abordagem de distribuição de água tem um efeito importante no cálculo da espessura da camada sólida. Na zona 0, a espessura da camada sólida prevista pela distribuição não-uniforme cresce mais rapidamente do que a prevista pela distribuição uniforme. A Figura 5.36 mostra que a espessura da camada sólida atingiu 0,015m em uma distância 0,247m menor em relação ao menisco pela abordagem de distribuição não-uniforme. Essa diferença ocorre devido ao intenso resfriamento na zona 0 que aumenta a velocidade de solidificação local. A partir da zona A, as velocidades de solidificação previstas pelas duas abordagens são iguais ao longo de todo o resfriamento secundário.

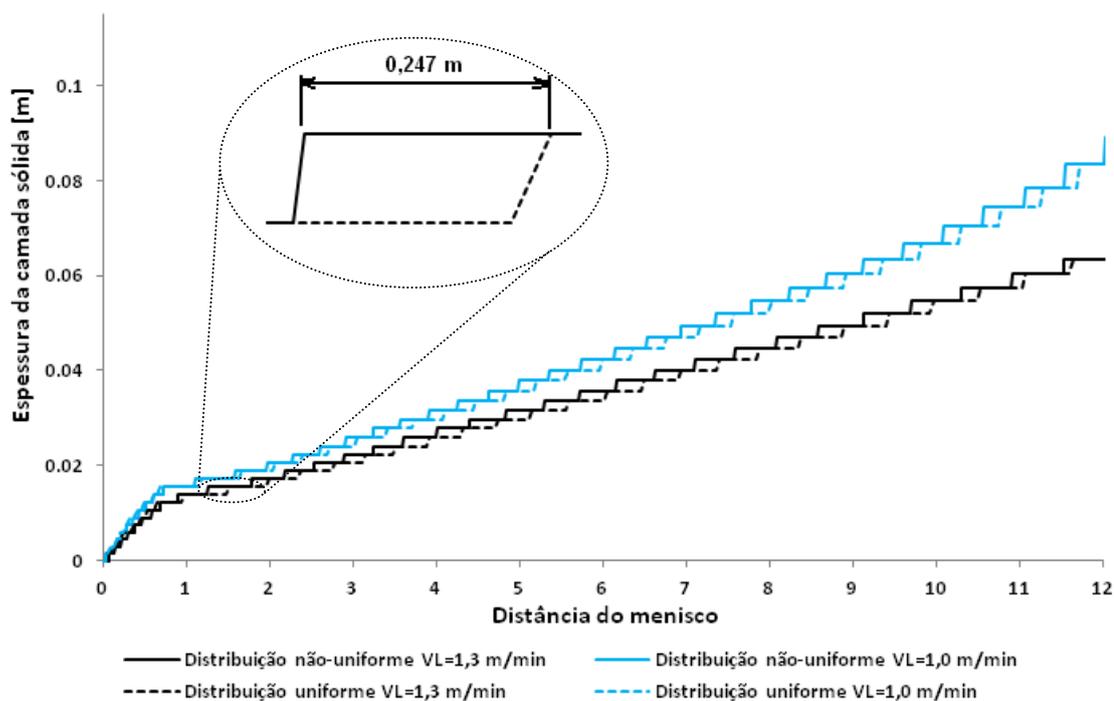


Figura 5.36 – Perfis de espessura da camada sólida obtidos pelas distribuições uniforme e não-uniforme de água

A espessura da camada sólida tem pelo menos dois aspectos que devem ser observados. O primeiro é a possibilidade de a barra não estar totalmente sólida na posição do corte. Nesse caso, haverá vazamento de aço líquido na instalação. A Figura 5.37 mostra a espessura da camada sólida em função da distância em relação ao menisco. Considerando a velocidade de lingotamento de  $1,3 \text{ m} \cdot \text{min}^{-1}$ , a camada sólida tem espessura aproximadamente igual a metade do raio da barra na saída da câmara spray. Mas, a barra estará totalmente sólida bem antes da posição de corte. O outro aspecto da espessura da camada sólida é a resistência que a barra pode oferecer no processo de endireitamento, pois, se ela estiver totalmente sólida, não haverá o efeito de compensação de deformação pela porção líquida. Dependendo da temperatura da barra, a tensão mecânica do endireitamento pode contribuir para a geração de trincas devido à redução de ductilidade do aço.

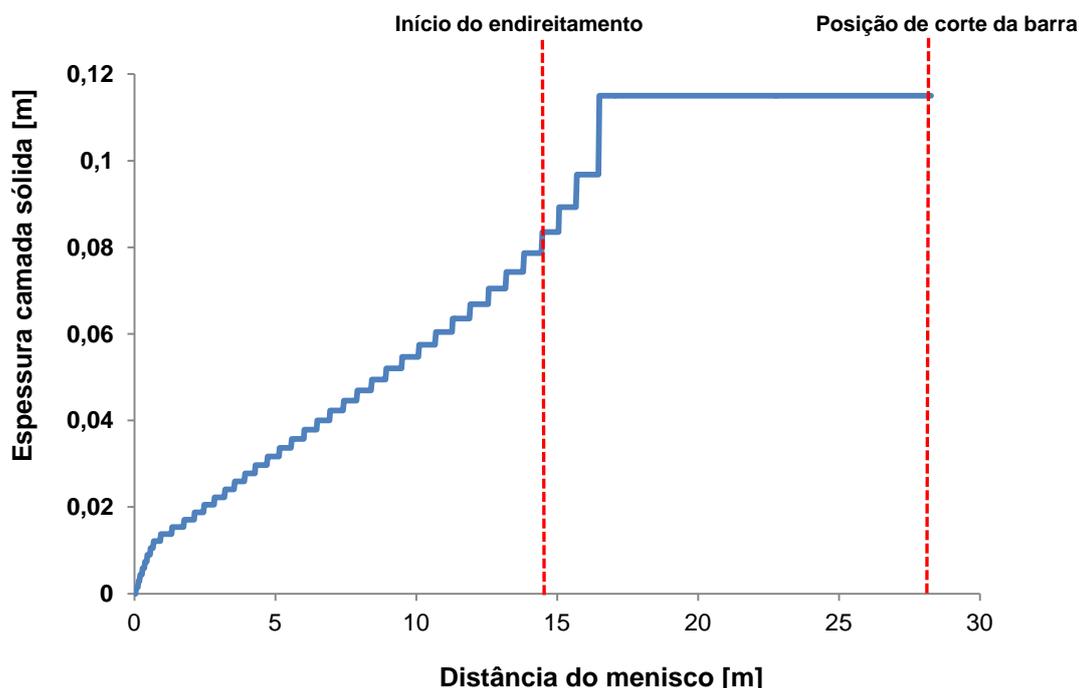


Figura 5.37 – Perfis de espessura da camada sólida até a posição de corte da barra

Os resultados apresentados mostram que as abordagens de distribuição uniforme e não-uniforme de água no modelamento matemático da transferência de calor no lingotamento contínuo geram resultados muito distintos de fluxo de calor e temperatura superficial, e que as diferenças nos resultados são acentuadas à medida que a velocidade de lingotamento aumenta. Os erros gerados pela abordagem de distribuição uniforme de água podem aumentar a magnitude dos efeitos da variação de temperatura superficial, pois as temperaturas superficiais previstas por essa abordagem são superiores àquelas previstas pela abordagem de distribuição não-uniforme e, assim, existe a possibilidade do uso excessivo de água no resfriamento, o que provocaria maiores distorções no campo de distribuição de temperatura superficial. A abordagem de distribuição uniforme permite realizar uma representação geral das condições operacionais do lingotamento contínuo, mas a abordagem de distribuição não-uniforme de água é capaz de identificar fenômenos localizados.

### 5.7.2 Simulação de modificações na zona 0

Os resultados da abordagem de distribuição não-uniforme de água aplicada ao modelo matemático de transferência de calor e solidificação do lingotamento contínuo

mostraram que ocorrem severas variações de temperatura superficial na zona 0 que podem gerar problemas de qualidade.

Assim, algumas modificações nos parâmetros de resfriamento da zona 0 foram simuladas com o objetivo de avaliar alternativas para a redução das variações de temperatura superficial, a saber, vazão de água, quantidade de bicos no terceiro anel, redução da distância entre os anéis de resfriamento e o molde, quantidade de anéis de resfriamento e tipo de bico spray. Em todas as simulações a velocidade de lingotamento considerada foi  $1,3 \text{ m}\cdot\text{min}^{-1}$ , pois as maiores variações de temperatura foram observadas para velocidades de lingotamento iguais ou superiores a esse valor.

Atualmente, a vazão de água da zona 0 varia de maneira linear em função da velocidade de lingotamento. A influência da vazão de água sobre a temperatura superficial foi investigada por meio da simulação de três vazões, vazão nominal, vazão 50% inferior à vazão nominal e vazão 50% superior à nominal. A Figura 5.38 mostra os perfis de temperatura superficial obtidos para a posição angular  $45^\circ$ .

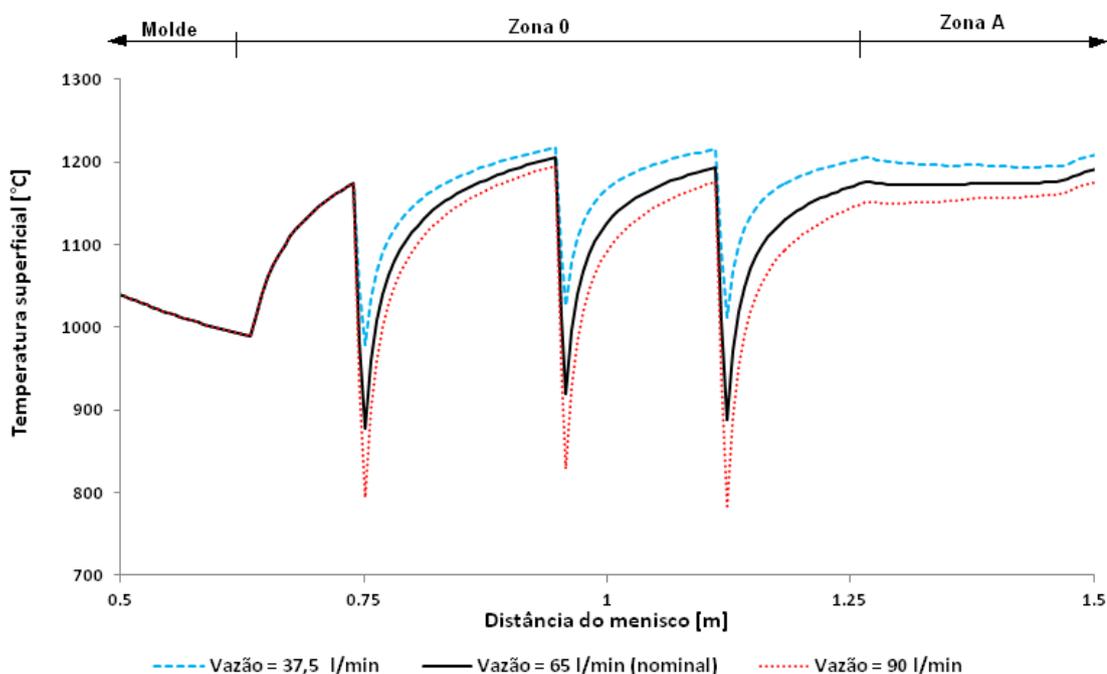


Figura 5.38 – Perfil de temperatura superficial na direção longitudinal em função da vazão de água para posição angular  $45^\circ$

A vazão total de água tem um efeito importante na magnitude da variação de temperatura nas regiões próximas aos anéis de resfriamento. À medida que a vazão total de água aumenta a vazão específica local também aumenta e, conseqüentemente, a variação de temperatura superficial na direção longitudinal é acentuada, conforme mostrado na Tabela V.11.

Tabela V.11 – Variação de temperatura superficial em função da vazão total de água

	<b>Posição</b>		
	<b>1° anel</b>	<b>2° anel</b>	<b>3° anel</b>
<b>Vazão 50% inferior à nominal</b>	196 °C	191 °C	203 °C
<b>Vazão nominal</b>	297 °C	286 °C	306 °C
<b>Vazão 50% superior à nominal</b>	380 °C	366 °C	392 °C

As diferenças de variação de temperatura superficial observadas entre a vazão nominal e a vazão 50% inferior à nominal são superiores a 100°C, sendo que as temperaturas na saída da zona 0 são 1175°C e 1205°C, respectivamente. Esses resultados mostram que a redução da vazão de água nominal é uma alternativa para redução dos gradientes de temperatura na zona 0.

A primeira modificação de configuração física simulada foi o aumento da quantidade de bicos no terceiro anel da zona 0. O terceiro anel possui apenas quatro bicos spray e a simulação foi realizada considerando a mesma configuração dos dois primeiros anéis, ou seja, oito bicos com jato do tipo leque. As Figuras 5.39 mostram as variações de temperatura nas direções longitudinal na posição angular 0°. As simulações foram realizadas com a vazão nominal de água da zona 0.

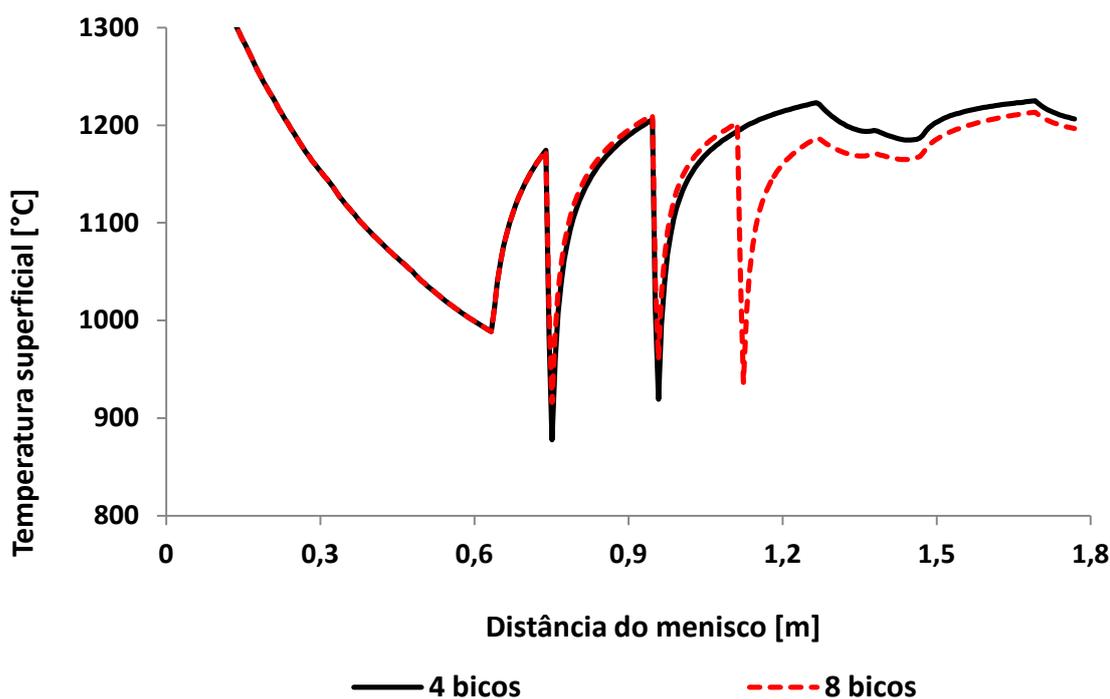


Figura 5.39 – Perfil de temperatura superficial na direção longitudinal considerando o terceiro anel da zona 0 com quatro bicos e com oito bicos para posição angular 0°

Com o anel de quatro bicos não há projeção de água na posição angular 0°, o que faz a temperatura superficial continuar subindo à medida que a fatia de aço se desloca na direção de lingotamento. O anel de oito bicos gera na posição angular 0° as mesmas condições de resfriamento existentes na posição angular 45°, onde existe o bico spray. Essa condição de resfriamento provoca uma redução de temperatura na saída da zona 0 de aproximadamente 39°C, além de eliminar a variação de temperatura de 306°C na posição do terceiro anel de resfriamento, uniformizando a temperatura na direção angular, conforme mostra a Figura 5.40.

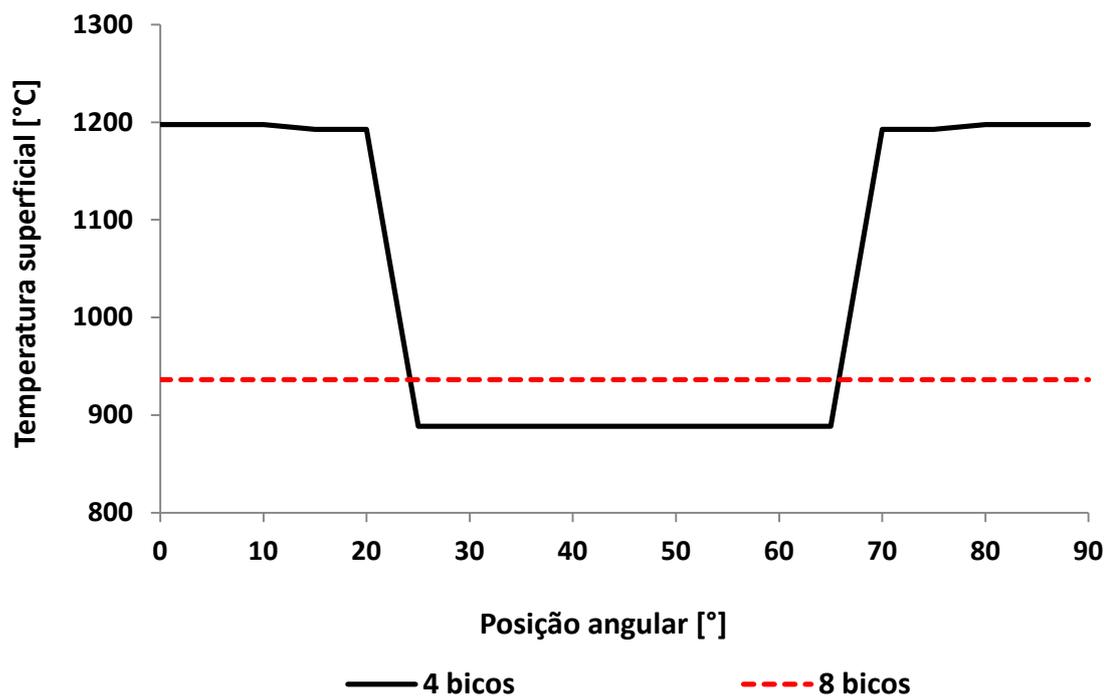


Figura 5.40 – Perfil de temperatura superficial na direção angular considerando o terceiro anel da zona 0 com quatro bicos e com oito bicos (distância do menisco igual a 1,112m)

A redução da distância entre o primeiro anel de resfriamento e a saída do molde também foi simulada com o objetivo de tentar reduzir o reaquecimento superficial que ocorre quando a barra sai do molde. As distâncias entre os anéis de resfriamento e a saída do molde foram arbitrariamente reduzidas em 50mm, sendo que distância entre o primeiro anel de resfriamento e a saída do molde passou de 110mm para 60mm. A Figura 5.41 mostra a comparação dos perfis de temperatura superficial obtidos pela configuração atual e pela configuração modificada para a posição angular 45°.

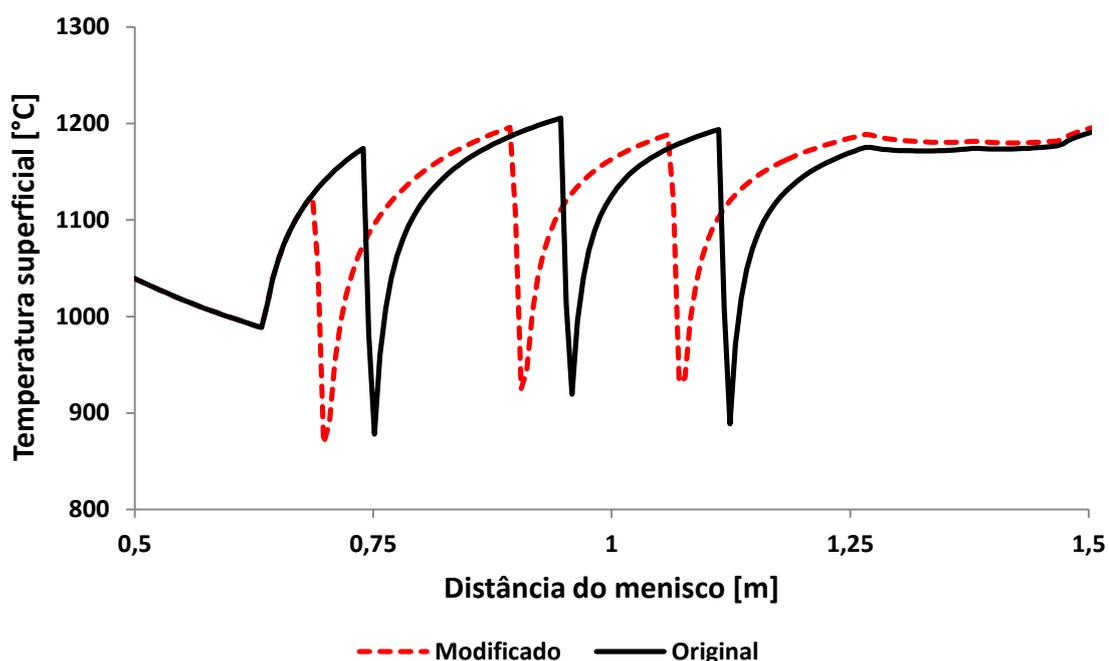


Figura 5.41 – Perfil de temperatura superficial na direção longitudinal considerando menor distância dos bicos para posição angular 45°

A aproximação dos anéis de resfriamento do molde provocou uma redução do reaquecimento inicial da barra. Para as condições simuladas, a temperatura superficial na saída do molde é 990°C. Na configuração modificada, a temperatura superficial máxima atingida até o primeiro anel é de 1118°C, sendo que na configuração real a temperatura superficial chega a 1175°C, ou seja, houve uma redução de 57°C. Existe também uma redução considerável nas variações de temperatura nas posições próximas aos anéis de resfriamento, conforme mostrado na Tabela V.12. A diferença de temperatura na saída da zona 0 é de 14°C.

Tabela V.12 – Diferenças de variação de temperatura superficial

	Posição		
	1° anel	2° anel	3° anel
<b>Configuração atual</b>	297 °C	286 °C	306 °C
<b>Configuração modificada</b>	250 °C	264 °C	248 °C
<b>Diferença</b>	47 °C	22 °C	58 °C

Além da redução da distância entre os anéis de resfriamento e a saída do molde, o aumento na quantidade de anéis também foi simulado. As simulações foram realizadas considerando a zona 0 com quatro e com cinco anéis de resfriamento, mantendo o comprimento total da zona 0. A Figura 5.42 mostra os perfis de temperatura superficial obtidos por cada configuração para posição angular 45°.

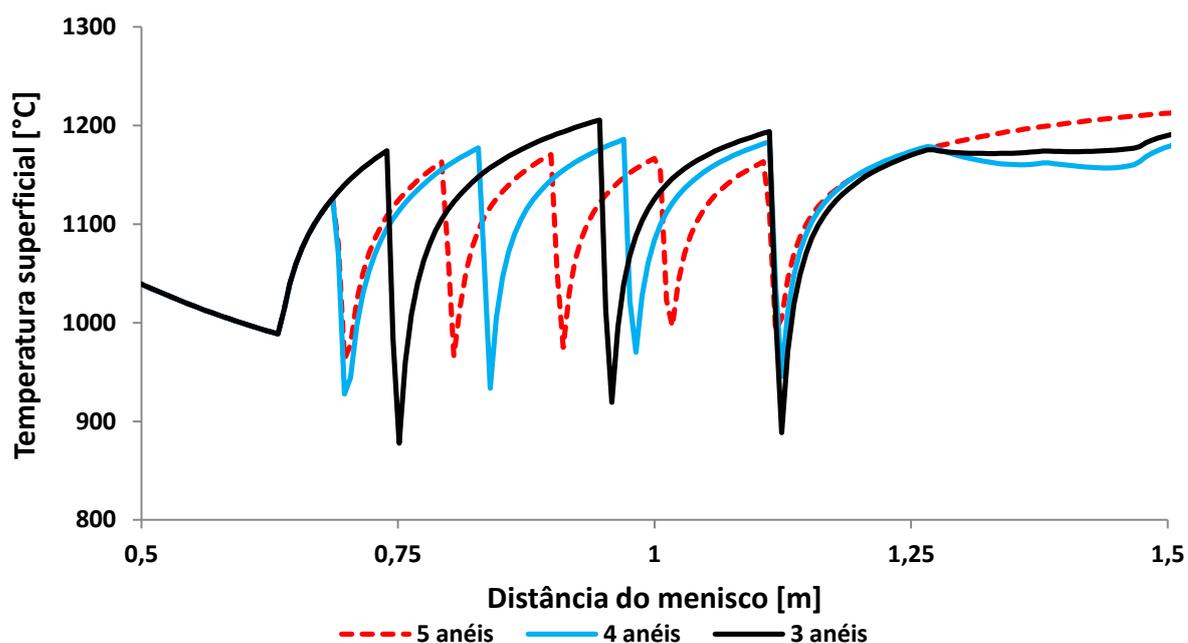


Figura 5.42 – Perfil de temperatura superficial na direção longitudinal em função da quantidade de anéis para posição angular 45°

Os efeitos observados pela redução da distância entre a saída do molde e os anéis são observados de forma mais acentuada com o aumento da quantidade de anéis. À medida que a quantidade de anéis aumenta, os reaquecimentos superficiais e as variações de temperatura nas regiões próximas aos anéis de resfriamento reduzem, mesmo que a vazão total de água seja a mesma. Na posição do último anel de resfriamento, as variações de temperatura para três, quatro e cinco anéis foram 306°C, 238°C e 171°C, respectivamente.

O resfriamento com bicos com jato do tipo cone cheio foi simulado aplicando na zona 0 a distribuição de vazão específica de água obtida experimentalmente para as zonas A, B e C. As distâncias entre os anéis de resfriamento e a vazão total de água foram

mantidas inalteradas. As Figuras 5.43 e 5.44 mostram a variação de temperatura da zona 0 obtida pela simulação para a posição angular 45°.

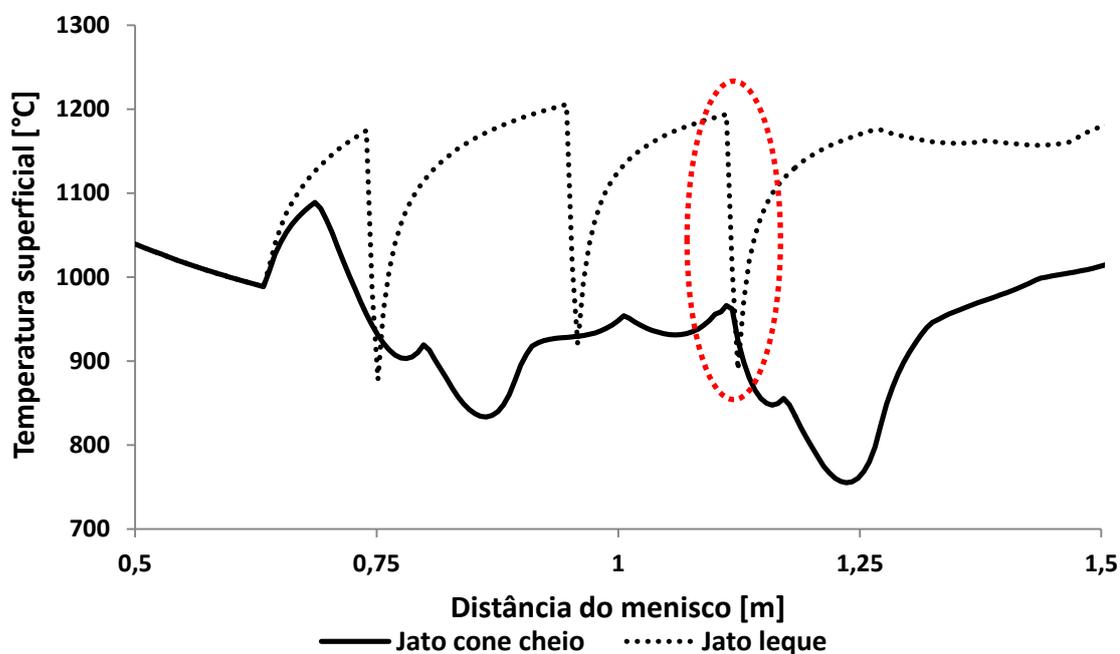


Figura 5.43 – Perfil de temperatura superficial na direção longitudinal em função do tipo de jato do bico spray para posição angular 45°

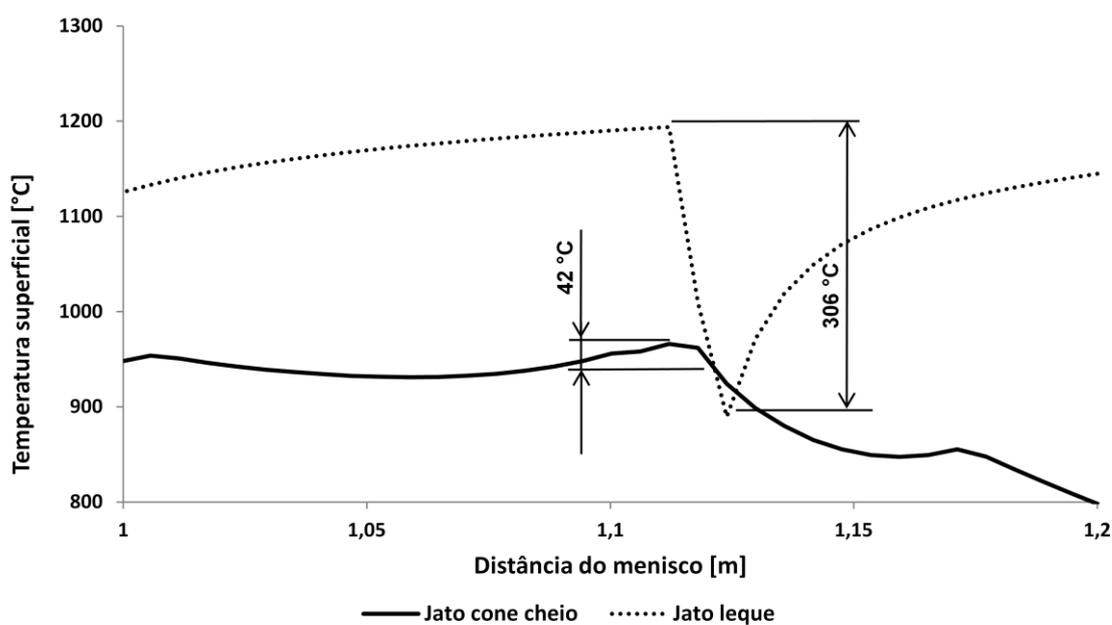


Figura 5.44 – Detalhe da variação de temperatura superficial na direção longitudinal em função do tipo de jato do bico spray para posição angular 45°

Os perfis de temperatura superficial obtidos nas duas simulações são completamente distintos. Com o bico com jato do tipo leque, o comportamento da temperatura superficial é o de um perfil de dente de serra, ocorrendo um reaquecimento na maior parte da trajetória da fatia de aço e uma queda brusca de temperatura na posição dos anéis de resfriamento. Existem três picos de temperatura superficial que chegam a 1205°C. Na saída da zona 0, a temperatura superficial é 1175°C.

Com o bico com jato do tipo cone cheio, as variações de temperatura superficiais são menos intensas, tanto no reaquecimento quanto no resfriamento. Não são observados grandes variações de temperatura. Na posição correspondente ao terceiro anel de resfriamento, a variação de temperatura para o bico com jato do tipo leque é de 306°C, enquanto que para o bico com jato do tipo cone cheio é de 42°C, conforme mostrado na Figura 5.44. A temperatura superficial máxima é de 1088°C, atingida no início da zona de resfriamento. Na saída da zona 0, a temperatura superficial é 797°C.

A mudança do tipo de bico também gera alterações na distribuição de temperatura na direção angular. A Figura 5.45 mostra as variações de temperatura superficial na direção angular para os dois tipos de bico spray na posição do terceiro anel.

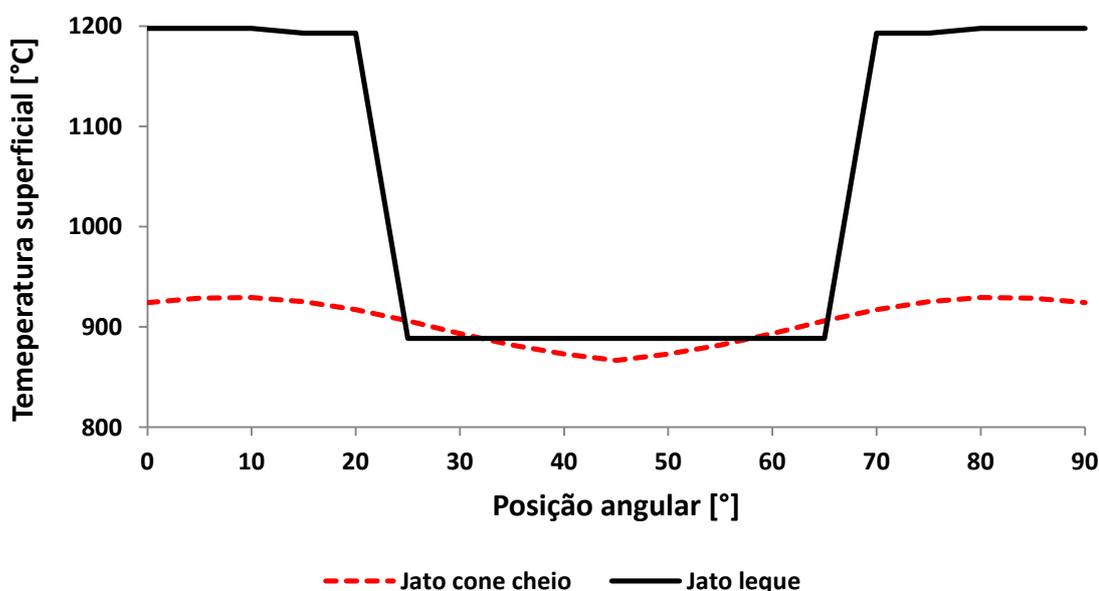


Figura 5.45 – Perfil de temperatura superficial na direção angular em função do tipo de jato do bico spray (distância do menisco igual a 1,12 m)

Na configuração atual, o terceiro anel tem apenas quatro bicos sprays, fazendo com que haja uma área sem projeção de água. Essa configuração gera variações de temperatura superficial superiores a 300°C. Por outro lado, a configuração com bicos com jato do tipo cone cheio gera variações suaves de temperatura superficial inferiores a 62°C.

Todas as simulações mostraram que a vazão específica de água e a distribuição dos anéis de resfriamento desempenham um papel mais importante do que a vazão total de água. As modificações de configuração da zona 0 resultaram em menores variações de temperatura nas direções longitudinal e angular, embora a vazão total de água fosse igual à vazão de água da configuração atual.

A alteração que produziu os melhores resultados foi a troca do tipo de bico spray. O bico com jato do tipo cone cheio tem uma área de projeção de água muito maior que o bico com jato do tipo leque. Dessa forma, a água é distribuída de uma maneira mais uniforme e a área seca é menor. Essa diferença na distribuição de água pode ser verificada pelos índices de vazão específica de água de cada tipo de bico. Os índices de vazão específica máximos para bicos com jatos dos tipos leque e cone cheio são  $123,5\text{m}^{-2}$  e  $17,25\text{m}^{-2}$ , respectivamente.

A viabilidade de implantação das modificações simuladas deve ser analisada considerando as restrições que a própria instalação impõe, como por exemplo a falta de espaço e a presença dos rolos de extração. Porém, certamente existem oportunidades de melhoria nas condições de resfriamento do aço na zona 0.

## 6 CONCLUSÕES

Um modelo matemático de transferência de calor e solidificação para o lingotamento contínuo de barras cilíndricas da Vallourec Tubos do Brasil foi desenvolvido. A validação deste modelo foi realizada por meio de medições experimentais de temperatura superficial do aço na instalação de lingotamento contínuo e do levantamento experimental dos coeficientes de transferência de calor das zonas de resfriamento secundário realizado para os bicos com jato do tipo cone cheio.

A distribuição de água na superfície do veio foi caracterizada por meio de medições realizadas com um aparato experimental que reproduz o resfriamento secundário com bicos spray com jatos dos tipos leque e cone cheio. Os experimentos mostraram que a distribuição de água do bico com jato do tipo cone cheio não é uniforme nas direções longitudinal e angular. Além da não-uniformidade intrínseca do bico, a curvatura da barra tem um efeito significativo na distribuição de água. O bico spray com jato do tipo leque apresentou uma distribuição de água relativamente uniforme e localizada em uma região pequena.

Um índice de vazão específica de água foi definido para expressar a distribuição de água ao longo das direções angular e longitudinal para os dois tipos de bico spray. Esse índice foi aplicado ao modelo matemático permitindo que todos os cálculos fossem realizados considerando a vazão específica de água local da abordagem de distribuição de água não-uniforme, ao invés da vazão específica de água média da abordagem de distribuição de água uniforme. A comparação dos resultados das duas abordagens mostrou que a abordagem de distribuição de água não-uniforme é capaz de representar o comportamento térmico do aço com maior acurácia, tornando-se um método útil na avaliação de fenômenos localizados.

O modelo matemático foi usado para investigar os efeitos da não uniformidade da distribuição de água sobre a transferência de calor e sobre a temperatura superficial da barra. A não-uniformidade da distribuição de água causa importantes variações nos coeficientes de transferência de calor e na temperatura superficial, especialmente na zona 0. Existem diversas regiões secas, ou seja, não resfriadas pelos sprays de água. As variações de fluxo de calor e de temperatura superficial dependem da velocidade

de lingotamento. A influência da velocidade de lingotamento e, conseqüentemente, da vazão de água de resfriamento foi analisada simulando o lingotamento contínuo com velocidades iguais a  $1,0\text{m}\cdot\text{s}^{-1}$  e  $1,3\text{m}\cdot\text{s}^{-1}$ . O aumento de 30% na velocidade de lingotamento (de  $1,0\text{m}\cdot\text{s}^{-1}$  para  $1,3\text{m}\cdot\text{s}^{-1}$ ) provocou um aumento de 4,88 vezes no fluxo de calor e um aumento na variação de temperatura superficial de  $60^{\circ}\text{C}$  para  $240^{\circ}\text{C}$  nas regiões dos anéis de resfriamento da zona 0. As zonas A, B e C são menos sensíveis às alterações de velocidade de lingotamento. Quanto maior a velocidade de lingotamento, maiores são as variações de temperatura superficial nas direções longitudinal e angular, especialmente na zona 0 onde as vazões específicas de água são muito elevadas em regiões muito pequenas. A variação linear entre a velocidade de lingotamento e a vazão de água não é apropriada para prevenir variações elevadas de temperatura superficial.

Como as grandes variações de fluxo de calor e de temperatura superficial estão localizadas na zona 0, algumas alterações no resfriamento dessa zona foram simuladas, a saber, variação da vazão de água total, redução da distância entre a saída do molde e os anéis de resfriamento, aumento no número de anéis de resfriamento e uso de bicos com jato do tipo cone cheio. Abaixo estão listadas as principais conclusões de cada modificação simulada:

- A redução da vazão de água na zona 0 é uma alternativa para redução das variações de temperatura na zona 0 e não compromete o comportamento térmico da barra nas outras zonas de resfriamento;
- O uso de oito bicos spray no terceiro anel eliminou a variação de temperatura de  $306^{\circ}\text{C}$  na direção angular, uniformizando a distribuição de temperatura na seção transversal da barra e reduzindo a temperatura superficial na saída da zona 0 em aproximadamente  $39^{\circ}\text{C}$ ;
- A redução de 50mm da distância entre a saída do molde e os anéis de resfriamento causou uma redução de  $57^{\circ}\text{C}$  no reaquecimento superficial na saída do molde e de até  $58^{\circ}\text{C}$  na variação de temperatura superficial na posição do terceiro anel de resfriamento;
- O aumento na quantidade de anéis de resfriamento, mantendo a mesma vazão de água na zona, reduziu significativamente as variações de temperatura

superficial, passando de 306°C para 171°C na posição do terceiro anel de resfriamento;

- O bico com jato do tipo cone cheio reduziu as grandes variações de fluxo de calor e de temperatura superficial. O reaquecimento superficial na saída do molde foi reduzido em 82°C. Na posição correspondente ao terceiro anel de resfriamento, a variação de temperatura passou de 306°C para 42°C. Na saída da zona 0, a temperatura superficial é 797°.

Os resultados mostraram que a vazão específica de água desempenha um papel mais importante do que a vazão total de água. Por isso, a abordagem de distribuição não uniforme de água é uma ferramenta útil para ampliar a compreensão sobre o comportamento térmico da barra ao longo do resfriamento secundário no lingotamento contínuo de barras cilíndricas e para otimizar os parâmetros operacionais para melhorar a qualidade do produto lingotado.

## 7 CONTRIBUIÇÕES ORIGINAIS AO CONHECIMENTO

As contribuições originais ao conhecimento deste trabalho são:

- Levantamento experimental da distribuição de água de bicos spray com jato dos tipos leque e cone cheio para superfícies curvas;
- Desenvolvimento da abordagem de distribuição não-uniforme de água no resfriamento secundário e aplicação no modelo matemático de transferência de calor e solidificação do lingotamento contínuo de barras cilíndricas;
- Caracterização dos fenômenos térmicos localizados em função da vazão específica de água não-uniforme. A abordagem convencional de distribuição uniforme de água caracteriza apenas fenômenos térmicos globais.

## **8 RELEVÂNCIA DOS RESULTADOS**

O modelo matemático de transferência de calor e solidificação do lingotamento contínuo tem sido usado para entender os fenômenos de transferência de calor e o comportamento da temperatura superficial em função dos parâmetros operacionais da instalação da Vallourec Tubos do Brasil.

O índice de defeito de dobra interna no processo de laminação de tubos tem atingido valores acima das metas estabelecidas pela organização e uma das causas identificadas é a transferência de calor inadequada no lingotamento contínuo. Diversas simulações têm sido realizadas com o auxílio do modelo matemático para caracterizar a transferência de calor e testar alternativas que possam reduzir a ocorrência dos problemas de qualidade. O modelo matemático é uma ferramenta simulação de baixo custo e resposta rápida.

Os resultados de vazão específica de água na zona 0 conduziram a equipe de engenharia da planta a testar novos tipos de bico spray, com o objetivo de reduzir a não-uniformidade na transferência de calor e os elevados gradientes de temperatura superficial.

## 9 SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS

Abaixo estão listadas algumas sugestões para trabalhos futuros:

- Adaptação do modelo matemático para trabalhar de forma *online* na instalação de lingotamento contínuo, dessa forma ele pode servir como mais uma ferramenta de auxílio na tomada de decisão na operação do lingotamento contínuo;
- Desenvolvimento de um sistema de controle dinâmico do resfriamento secundário, a partir das predições de temperatura superficial realizadas pelo modelo matemático;
- Desenvolvimento de um modelo de tensões termomecânicas do lingotamento contínuo a partir do modelo matemático de transferência de calor e solidificação;
- Instrumentação de um molde com termopares para o modelamento dos fenômenos térmicos localizados em função dos parâmetros operacionais;
- Aplicação das modificações propostas no resfriamento secundário e verificação dos efeitos sobre o índice de trincas.

## REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

ALIZADEH, M.; JAHROMI, S.A.J.; NASIHATKON, S.B. Applying finite point method in solidification modeling during continuous casting process. *ISIJ International*, vol. 50, n. 3, p. 411-417, 2010.

Atuador rotativo para válvulas de controle. BELIMO. Disponível em: <<http://www.belimo.com.br>> Acesso em: 28 abr. 2014

BARCELLOS, V.K. et al. Aferição do software INALC+ com dados experimentais de lingotamento contínuo (LC) de aços especiais Piratini (AEP – GERDAU). In: SEMINÁRIO DE ACIARIA INTERNACIONAL, 37, 2006, Porto Alegre. *Anais...* Porto Alegre: ABM, 2006. p. 338-346.

BARCELLOS, V. K. *Análise da transferência de calor no molde durante a solidificação de aços em moldes de lingotamento contínuo*. Porto Alegre: Departamento de Engenharia de Minas, Metalúrgica e de Materiais, Universidade Federal do Rio Grande do Sul, 2007. 114p. (Dissertação, Mestrado em Engenharia de Minas, Metalúrgica e de Materiais).

BARCELLOS, V. K., *Desenvolvimento de software de simulação da solidificação de aços no processo de lingotamento contínuo de tarugos*. Porto Alegre: Departamento de Engenharia de Minas, Metalúrgica e de Materiais, Universidade Federal do Rio Grande do Sul, 2011. 112p. (Tese, Doutorado em Engenharia de Minas, Metalúrgica e de Materiais).

BAPTISTA, L.A.S. *Control of spray cooling in continuous casting of steel*. Vancouver: Department of Metallurgical Engineering, University of British Columbia, 1979. 209p. (Thesis, Master of Applied Science)

BECKER, J.V.; BLACKWELL, B.; CLAIR, C.R.S. *Inverse heat conduction*. Canada: John Wiley & Sons, Inc, 1985. 308 p.

BRIMACOMBE, J.K. Design of continuous casting machines based on heat-flow analysis: state-of-the-art review. *Canadian Metallurgical Quarterly*, vol. 15, n. 2, p. 17-28, 1976.

BRIMACOMBE, J.K. et al. Spray cooling in the continuous casting of steel. In: *Continuous Casting: Heat Flow, Solidification and Crack Formation*. Warrendale: Iron and Steel Society, 1984, v. 2, p. 109-123.

BRIMACOMBE, J.K. ; SORIMACHI, K. Crack Formation in the continuous casting of steel. In: *Continuous Casting: Heat Flow, Solidification and Crack Formation*. Warrendale: Iron and Steel Society, 1984, v. 2, p. 199-214.

SAMARASEKERA, I.V.; CHOW, C. Continuous casting of steel billets. In: *Making, Shaping and Treating of Steel*. Pittsburgh, PA: AISE Steel Foundation, 2003, p. 1-46.

CAMISANI-CALZOLARI, F.R.; CRAIG, I. K.; PISTORIOUS, P. C. Specification framework for control of the secondary cooling zone in continuous casting. *ISIJ International*, vol.38, n. 5, p. 447-453, 1998.

CAMISANI-CALZOLARI, F.R.; CRAIG, I. K.; PISTORIOUS, P. C. Speed disturbance compensation in the secondary cooling zone in continuous casting. *ISIJ International*, vol.40, n. 5, p. 469-477, 2000.

CAMISANI-CALZOLARI, F., CRAIG, I., PISTORIUS, C. Mould temperature control in continuous casting for the reduction of surface defects. *ISIJ International*, v. 44, n. 8, p. 1393-1402, 2004.

*Casting and design performance*. 1<sup>st</sup> Ed. Park, Ohio: ASM INTERNATIONAL, 2009. 264 P.

CHEN, S.I et al. Solidification simulation using Scheil model in multicomponent systems. *Journal of Phase Equilibria and Diffusion*, vol. 30, n. 5, p. 429-434, 2009.

CHO, K.H; KIM, B.M. Numerical analysis of secondary cooling in continuous slab casting. *J. Mater. Sci. Technol*, v. 24, n. 3, p.389-390, 2008.

CHOUDHARY, S.K.; MAZUMDAR, D.; GHOSH, A. Mathematical Modelling of Heat Transfer Phenomena in continuous casting of steel. *ISIJ International*, vol. 33, n. 7, p. 764-774, 1993.

CRAIG, I., CAMISANI-CALZOLARI, F.R., PISTORIUS, P.C. A contemplative stance on the automation of continuous casting in steel processing. *Control Engineering Practice*, vol. 9, p. 1013-1020, 2001.

DOMINGOS, M.A.M. *Análise da solidificação unidirecional de ligas com diferentes difusividades térmicas*. Campinas: Faculdade de Engenharia Mecânica, Universidade Estadual de Campinas, 2004. 66p. (Dissertação, Mestrado em Engenharia Mecânica)

EL-BEAL, M. Monotonic and fluctuated cooling approaches in secondary cooling zones during continuous casting. *Canadian Metallurgical Quarterly*, v. 3, n. 1, p. 49-56, 1997.

FELIX, A. M. *Influência das variáveis de processo de aciaria sobre a temperatura final do aço no lingotamento contínuo*. Belo Horizonte: Departamento de Engenharia Metalúrgica e de Minas, Universidade Federal de Minas Gerais, 1992. 158p. (Dissertação, Mestrado em Engenharia Metalúrgica e de Minas).

FIGLIOLA, R.S.; BEASLEY, D.E. *Theory and Design for Mechanical Measurement*. 2<sup>nd</sup> ed. Clemson: John Wiley & Sons, Inc., 1995. 607 p.

FU, J. *Mould taper, heat transfer and spray cooling high speed continuous casting*. Vancouver: Department of Metals and Materials Engineering, University of British Columbia, 2001. 135p. (Thesis, Master of Applied Science).

GILLES, H.L. Primary and secondary cooling control. In: *Making, Shaping and Treating of Steel*. Pittsburgh, PA: AISE Steel Foundation, 2003, p. 1-52.

GUO et al. Mould Heat Transfer in the Continuous Casting of Round Billet. *ISIJ International*, v. 47, n. 8, p. 1108-1116, 2007.

HA, J.S. et al. Numerical analysis of secondary cooling and bulging in the continuous casting of slabs. *Journal of Materials Processing Technology*, vol. 113, p. 257-261, 2001.

HARDIN, R.A. et al.. A transient simulation and dynamic spray cooling control model for continuous steel casting. *METALLURGICAL AND MATERIALS TRANSACTIONS B*, vol. 34B, p. 297-306, Jun. 2003.

HEBI, Y.; MAN, Y.; DACHENG, F. 3-D inverse problem continuous model for thermal behavior of mould process based on the temperature measurements in plant trial. *ISIJ International*, vol. 46, n. 4, p. 539-545, 2006.

HIBBELER, L.C. et al.. Calibration of thermal models of steel continuous casting molds. *AIST Transactions*, v. 10, n. 4, p. 199-210, 2013.

HIBBINS, S.G. *Characterization of heat transfer in the secondary cooling of a continuous slab caster*. 1982. 201 f. Thesis (Master of applied science). Department of Metallurgical Engineering, University of British Columbia, Vancouver. 1982.

HOLMAN, J.P. *Transferência de calor*. São Paulo: McGraw-Hill, Inc. 1983. 639 p.

HORSKY, J.; RAUDENSKY, M. Measurement of heat transfer characteristics of secondary cooling in continuous casting. *Metal*, p. 1-8, 2005.

HOWE, A. Estimation of liquidus temperature for steels. *Ironmaking and Steelmaking*, v. 15, p.134-142, 1998.

HUANG,X; THOMAS, B.; NAJJAR, F. Modeling of steel grade transition in continuous slab casting processes. *METALLURGICAL TRANSACTIONS B*, v. 23B, p. 379-393, 1992.

INGERSLEV, P.; HENEIN, H. An integral boundary approach for 1- and 2-D modeling of ingot reheating and cooling. *Iron and Steelmaker*, v. 24, p.75-85, 1997.

INSTITUTO NACIONAL DE METROLOGIA, NORMALIZAÇÃO E QUALIDADE INDUSTRIAL. *Ferramentas básicas para a garantia da qualidade*. Belo horizonte: 2003. 27 p.

IOPE INSTRUMENTOS DE PRECISÃO LTDA. *Catálogo de termometria*. São Paulo. 194 p.

IRVING, W.R. *Continuous casting of steel*. London: The Institute of Materials, 1993, 207 p.

ITO, Y. et al.. Development of hard secondary cooling by high-pressure water spray in continuous casting. *ISIJ International*, v. 51, n. 9, p. 1454-1460, 2011.

INCROPERA, F. P; DEWITT, D. P. *Fundamentos de transferência de calor e de massa*. 3º ed. Rio de Janeiro: Guanabara Koogan, 1992. 455 p.

JESCHAR, R.; REINERS, U.; SCHOLZ, R. Heat transfer during water and water-air spray cooling in the secondary cooling zone of continuous casting plants. In: *Steelmaking Conference*, 69, 1986, Washington, DC. *Proceedings...* Washington, 1986. p. 511-521.

KIM, D.S.; KIM, W.S.; CHO, K.H. Numerical simulation of the coupled turbulent flow and macroscopic solidification in continuous casting with electromagnetic brake. *ISIJ International*, v. 40, n. 7, p. 670-676, 2000.

KOCK, D.J. *Optimal tundish design methodology in a continuous casting process*. Pretoria: Mechanical and Aeronautical Engineering, University of Pretoria, 2005. 120p. (Thesis, Philosophiae Doctor in Mechanical Engineering).

KUMAR, S. et al.. Development of intelligent mould for online detection of defects in steel billets. *Ironmaking and Steelmaking*, v. 26, n. 4, p. 269-284, 1999.

KUSHNAREV, A. V. et al. Determination of the heat transfer factor characterizing sprayer cooling of continuously cast blanks. *Metal Science and Heat Treatment*, v. 49, n. 9 e 10, p. 497 – 500, 2007.

LAIT, J.E.; BRIMACOMBE, J.K., WEINBERG, L. F. Mathematical modeling of heat flow in the continuous casting of steel. *Ironmaking and Steelmaking*, n. 2, p. 90-97, 1974.

MA, J.; XIE, Z.; JIA, G. Applying of real-time heat transfer and solidification model on the dynamic control system of billet continuous casting. *ISIJ International*, vol. 48, n. 12, p. 1722-1727, 2008.

MAHAPATRA, R.B. et al.. Mold behavior and its influence on quality in the continuous casting of steel slabs: part I. Industrial trials, mold temperature measurements, and mathematical modeling. *Metallurgical Transactions B*, v. 22B, p. 961-874, 1991.

Medidor de vazão do tipo roda d'água. CONTECH. Disponível em: <<http://www.contechind.com.br>> Acesso em: 28 abr. 2014

MENG, Y.; THOMAS, B.G. Heat transfer and solidification model of continuous slab casting: CON1D. *METALLURGICAL AND MATERIALS TRANSACTIONS B*, vol. 34B, p. 685-705, 2003.

MIETTINEN, J. Calculation of Solidification-Related Thermophysical properties for steels. *Metallurgical and Materials Transactions B*, v. 28B, p. 281-297, 1997.

MIZIKAR, E.A. Spray cooling investigation for continuous casting of billets and blooms. *Iron Steel Engineer*, v. 47, p. 53-60, 1970.

MONTES, J.J.R. et al.. Effect of operating conditions of air-mist nozzles on the thermal evolution of continuously cast thin slabs. *Canadian Metallurgical Quarterly*, v. 47, n. 2, p. 187-204, 2008.

MULLER, H.; JESCHAR, R. Investigation of heat transfer in a simulated secondary cooling zone in the continuous casting process. *Archiv Eisenhüttenwesen*, v. 44, n. 8, p. 589-594, 1973.

OLIVEIRA, L.J.S. *Comportamento de aços peritéticos durante a solidificação no molde de lingotamento contínuo*. Belo Horizonte: Departamento de Engenharia Metalúrgica e

de Minas, Universidade Federal de Minas Gerais, 2009. 119p. (Dissertação, Mestrado em Engenharia de Metalúrgica e de Minas).

PARK, H.S.; NAM, H.; YOON, J.K. Numerical analysis of fluid flow and heat transfer in the parallel type mold of a thin slab caster. *ISIJ International*, v. 41, n. 9, p. 974-980, 2001.

PAUL, A. et al.. Assessment of heat extraction through slab caster mould. *Scandinavian Journal of Metallurgy*, v. 29, p. 139-145, 2000.

PATANKAR, S.V. *Numerical heat transfer and fluid flow*. United States of America, Taylor&Francis, 1980. 197 p.

PENNA, L.V. *Trincas de solidificação off-corner no lingotamento contínuo de tarugos*. Belo Horizonte: Departamento de Engenharia Metalúrgica e de Minas, Universidade Federal de Minas Gerais, 2005. 216p. (Dissertação, Mestrado em Engenharia de Metalúrgica e de Minas).

PEREIRA, R.O.S. *Modelamento matemático do escoamento turbulento, da transferência de calor e da solidificação no distribuidor e na máquina de lingotamento contínuo*. Belo Horizonte: Departamento de Engenharia Metalúrgica e de Minas, Universidade Federal de Minas Gerais, 2004. 313p. (Tese, Doutorado em Engenharia Metalúrgica).

PETRUS, B. et al.. Real-time, model-based spray-cooling control system for steel continuous casting. *METALLURGICAL AND MATERIALS TRANSACTIONS B*, vol. 42B, p. 87-103, 2011.

PINHEIRO, C.A.M., *Análise térmica do lingotamento contínuo de aços, com ênfase no resfriamento por "spray" de água*. Belo Horizonte: Departamento de Engenharia Metalúrgica e de Minas, Universidade Federal de Minas Gerais, 1988. 98p. (Dissertação, Mestrado em Engenharia Metalúrgica e de Minas).

PINHEIRO, C.A.M. et al. Mould heat transfer and continuously cast billet quality with mould flux lubrication part 1: Mould heat transfer. *Iromaking and Steelmaking*, v. 27, n.1, p. 37-54, 2000.

PINHEIRO, C.A.M. et al. Mould heat transfer and continuously cast billet quality with mould flux lubrication part 2: Quality issues. *Iromaking and Steelmaking*, v. 27, n.2, p. 144-159, 2000.

POIRIER, D.R.; HEINRICH, J.C. Modeling of microsegregation and macrosegregation. In: *ASM Handbook*. Park, Ohio.: ASM International, 2008, p. 445-448.

PRABHAKAR, B. *An investigation of heat transfer in spray cooling*. Vancouver: Department of Metallurgical Engineering, University of British Columbia, 1980. 299p. (Thesis, Doctor of Philosophy in Metallurgical Engineering).

PRINZ, B.; BAMBERGER, M. Determination of heat transfer coefficient of air mist sprays. *Material Science and Technology*, v. 5, p. 389 – 393, 1989.

PUSCHMANN, F; SPECHT, E; SCHMIDT, J. Evaporation quenching with atomized sprays. In: European Thermal Sciences Conference, 3, 2000, Heidelberg. *Proceedings ... Heidelberg*: Institute of Thermodynamics and Thermal Engineering, 2000 p. 1071-1074.

PUSCHMANN, F; SPECHT, E; SCHMIDT, J. Measurement of Spray Cooling Heat Transfer using an Infrared-Technique in combination with the Phase-Doppler-Technique and a Patternator *International Journal of Heat & Technology*, v. 19, n. 2, p. 51-56, 2001.

RAYTEK CORPORATION. *Marathon MR: 2-color infrared thermometer*. 2011. 58 p.

SABAU, A.S. Measurement of heat flux at metal/mould interface during casting solidification. *International Journal of Cast Metals Research*, v. 19, n. 3, p. 188-194, 2006.

SAMARASEKERA, I.V.; CHOW, C. Continuous casting of steel billets. In: *Making, Shaping and Treating of Steel*. Pittsburgh, PA: AISE Steel Foundation, 2003, p. 1-46.

SAVAGE, J.; PRITCHARD, W.H. Problem of rupture of the billet in the continuous casting of steel. *Journal of the Iron and Steel Institute*, vol. 178, p. 269-277, 1954.

SCHMIDT, J.; BOYE, H. Influence of velocity and size of the droplets on the heat transfer in spray cooling. *Chem. Eng. Technol*, v. 24, n. 3, p. 255-260, 2001

SCHMIDT, M.D.; LIPSON, H. Distilling free-form natural laws from experimental data. *Science*, v. 324, n. 5923, p. 81 – 85, 2009.

SENGUPTA, J.; THOMAS, B.G.; WELL, M.A. Understanding the role water-cooling plays during continuous casting of steel and aluminum alloys. In: MS&T CONFERENCE, 2004, New Orleans. *Proceedings...* Warrendale: AIST, 2004. p. 179-193.

SENGUPTA, J.; THOMAS, B.G.; WELL, M.A. The use of water cooling during the continuous casting of steel and aluminum alloys. *METALLURGICAL AND MATERIALS TRANSACTIONS A*, vol. 36BA, p. 187-204, 2005.

SOUZA, A.J. *Sistema de gerência de informação de processos industriais via web*. Natal: Departamento de Engenharia Elétrica, Universidade Federal do Rio Grande do Norte, 2005. 58p. (Dissertação, Mestrado em Engenharia Elétrica).

SPITZER, K.H. et al.. Mathematical model for thermal tracking and on-line control in continuous casting. *ISIJ International*, vol.32, n. 7, p. 848-856, 1992.

SPRAYING SYSTEMS CO. *Catálogo Industrial de Produtos*. São Bernardo do Campo, 2008. 389 p.

SPUY, D.V.; CRAIG, I. K.; PISTORIOUS, P. C. An optimization procedure for the secondary cooling zone of a continuous billet caster. *The Journal of The South African Institute of Mining and Metallurgy*, p.49-54, 1999.

Steel in figure. WORLD STEEL ASSOCIATION. Disponível em: <<http://www.worldsteel.org/statistics/statistics-archive/2013-steel-production.html>>. Acesso em: 19 abr. 2014.

SUMMERFIELD, S.; FRASER, D. A new heat transfer correlation for impinging zone heat transfer on a hot steel plate. *Canadian Metallurgical Quarterly*, v. 45, n. 1, p. 69-78, 2006.

TACONI, L.L. *Análise térmica do molde de lingotamento contínuo de tarugos*. Ouro Preto: Rede Temática em Engenharia de Materiais, Universidade Federal de Ouro Preto, 2009. 143p. (Dissertação, Mestrado em Engenharia de Materiais).

THOMAS, B.G.; SAMARASEKERA, I.V.; BRIMACOMBE, J.K.; Mathematical model of the thermal processing of steel ingots: Part 1. Heat flow model. *Metallurgical Transactions B*, v. 18B, p. 119-130, 1987.

THOMAS, B. G. Continuous casting of steel. In: YU, O. *Modeling for Casting and Solidification Processing*. New York, NY, Marcel Dekker, 2001, p. 499-540.

THOMAS, B.G. Modeling of continuous casting of steel – past, present and future. *METALLURGICAL AND MATERIALS TRANSACTIONS B*, v. 33B, p. 795-812, 2002.

THOMAS, B.G et al. Online dynamic control of cooling in continuous casting of thin steel slabs. In: NSF DESIGN, SERVICE, AND MANUFACTURING GRANTEES AND RESEARCH CONFERENCE, 2006, St Louis. *Proceedings...* St Louis: 2006. p. 1-11.

TAKATANI, K. et al. Analysis of heat transfer and fluid flow in the continuous casting mold with electromagnetic brake. *ISIJ International*, v. 29, n. 12, p. 1063-1068, 1989.

TUTAROVA, V.D.; SAFONOV, D.S.;SHAPOVALOV, A.N. Density distribution of the spray from flat spray nozzles in the secondary cooling zone of a continuous caster. *Metallurgist*, v. 56, n. 5-6, p. 438-442, 2012.

VELHO, H.F.C. Problemas inversos: conceitos básicos e aplicações. In: ENCONTRO DE MODELAGEM COMPUTACIONAL, 4., 2001, Nova Friburgo. Notas... São José dos Campos: Instituto Nacional de Pesquisas Espaciais, 2001.

WANG, H. et al.. Mathematical heat transfer model research for the improvement of continuous casting temperature *ISIJ International*, v. 45, n. 9, p. 1291-1296, 2005.

WON, Y.M; THOMAS, B.G. Simple model of microsegregation during solidification of steels. *Metallurgical and Materials Transactions A*, vol. 32A, p. 1755-1767, 2001.

YANG, H. et al.. Mathematical simulation on coupled flow, heat and solute transport in slab continuous casting process. *METALLURGICAL AND MATERIALS TRANSACTIONS B*, v. 29B, p. 1345-1356, 1998.

YOKOGAWA METERS & INSTRUMENTS CORPORATION. *User's manual*. 1<sup>ST</sup> Edition. April, 2007. 48 p.

ZHAN, H.Y., W., X.D, GUO, L.L., YAO, M. Real heat flux analysis of continuously casting round billet. *Journal of Iron and Steel Research, International*, v. 15, p. 25-29, 2008.

## APÊNDICE I

Análise de incerteza realizada para cada grandeza medida para validação e ajuste do modelo matemático de transferência de calor e solidificação do aço para o lingotamento contínuo de barras cilíndricas.

Neste APÊNDICE, são apresentados os resultados obtidos apenas para a velocidade de lingotamento de  $1,21\text{m}\cdot\text{min}^{-1}$ . As características dos instrumentos foram obtidos nos manuais dos fabricantes IOPE INSTRUMENTOS DE PRECISÃO e RAYTEK CORPORATION.

Tabela AI. 1 – Análise de incerteza da temperatura do aço no distribuidor

Temperatura do distribuidor [°C]								
Valor médio	1533							
Fonte	Valor ±	Unid.	Distribuição	Divisor	Coef. Sens	Unid.	U	GL
Repetibilidade	0.13	°C	Normal	2	1		0.07	320
Incerteza do termopar	0.25	%	Retangular	$\sqrt{3}$	1		2.23	Infinito
Incerteza do transmissor	0.25	%	Retangular	$\sqrt{3}$	1		2.23	Infinito
Linearidade	0.25	%	Retangular	$\sqrt{3}$	1		2.23	Infinito
Histerese	0.25	%	Retangular	$\sqrt{3}$	1		2.23	Infinito
Varição de temperatura	0.01	%	Retangular	$\sqrt{3}$	1		0.09	Infinito
Compensação junta referência	1	°C	Retangular	$\sqrt{3}$	1		0.58	Infinito
Cabo de compensação	0.75	%	Retangular	$\sqrt{3}$	1		6.69	Infinito
Resolução do incremento digital	2.5	°C	Retangular	$\sqrt{3}$	1		1.44	Infinito
Incerteza padrão combinada	Normal						8.19	>100
Incerteza expandida 95%							16.23	2

Tabela AI. 2 – Análise de incerteza da temperatura superficial do aço na zona 0

Temperatura zona 0 [°C]								
Valor médio	1217							
Fonte	Valor ±	Unid.	Distribuição	Divisor	Coef. Sens	Unid.	U	GL
Repetibilidade	5.4	°C	Normal	2	1		2.70	320
Incerteza do pirômetro	0.5	%	Retangular	$\sqrt{3}$	1		3.51	Infinito
Temperatura equivalente de ruído	3	°C	Retangular	$\sqrt{3}$	1		1.73	Infinito
Resolução de saída analógica	1	°C	Retangular	$\sqrt{3}$	1		0.58	Infinito
Resolução do incremento digital	1	°C	Retangular	$\sqrt{3}$	1		0.58	Infinito
Incerteza padrão combinada	Normal						4.82	>100
Incerteza expandida 95%							9.64	2

Tabela AI. 3 – Análise de incerteza da temperatura superficial do aço na zona A

Temperatura zona A [°C]								
Valor medio	1189							
Fonte	Valor ±	Unidade	Distribuição	Divisor	Coef. Sens	Unid.	U	GL
Repetitividade	5.4	°C	Nornal	2	1		2.70	320
Incerteza do pirômetro	0.5	%	Retangular	√3	1		3.27	Infinito
Temperatura equivalente de ruído	3	°C	Retangular	√3	1		1.73	Infinito
Resolução de saída analógica	1	°C	Retangular	√3	1		0.58	Infinito
Resolução do incremento digital	1	°C	Retangular	√3	1		0.58	Infinito
Incerteza padrão combinada	Normal						4.65	>100
Incerteza expandida 95%							9.30	2

Tabela AI. 4 – Análise de incerteza da temperatura superficial do aço na zona B

Temperatura zona B [°C]								
Valor médio	1136							
Fonte	Valor ±	Unidade	Distribuição	Divisor	Coef. Sens	Unid.	U	GL
Repetitividade	5.4	°C	Nornal	2	1		2.70	320
Incerteza do pirômetro	0.5	%	Retangular	√3	1		3.13	Infinito
Temperatura equivalente de ruído	3	°C	Retangular	√3	1		1.73	Infinito
Resolução de saída analógica	1	°C	Retangular	√3	1		0.58	Infinito
Resolução do incremento digital	1	°C	Retangular	√3	1		0.58	Infinito
Incerteza padrão combinada	Normal						4.55	>100
Incerteza expandida 95%							9.10	2

Tabela AI. 5 – Análise de incerteza da temperatura superficial do aço na zona C

Temperatura zona C [°C]								
Valor médio	1140							
Fonte	Valor ±	Unidade	Distribuição	Divisor	Coef. Sens	Unid.	U	GL
Repetitividade	5.4	°C	Nornal	2	1		2.70	320
Incerteza do pirômetro	0.5	%	Retangular	√3	1		3.09	Infinito
Temperatura equivalente de ruído	3	°C	Retangular	√3	1		1.73	Infinito
Resolução de saída analógica	1	°C	Retangular	√3	1		0.58	Infinito
Resolução do incremento digital	1	°C	Retangular	√3	1		0.58	Infinito
Incerteza padrão combinada	Normal						4.53	>100
Incerteza expandida 95%							9.06	2

Tabela AI. 6 – Análise de incerteza da temperatura da água de entrada do molde

Temperatura da água de entrada no molde [°C]								
Valor médio	49							
Fonte	Valor ±	Unidade	Distribuição	Divisor	Coef. Sens	Unid.	U	GL
Repetitividade	0.1713	°C	Normal	2	1		0.09	320
Incerteza do termoresistor	0.35	°C	Retangular	√3	1		0.20	Infinito
Incerteza do transmissor	0.25	%	Retangular	√3	1		0.06	Infinito
Linearidade	0.25	%	Retangular	√3	1		0.06	Infinito
Histerese	0.15	%	Retangular	√3	1		0.03	Infinito
Varição de temperatura	0.05	%	Retangular	√3	1		0.01	Infinito
Resolução do incremento digital	0.5	°C	Retangular	√3	1		0.00	Infinito
Incerteza padrão combinada	Normal						0.24	>500
Incerteza expandida 95%							0.48	2

Tabela AI. 7 – Análise de incerteza da temperatura da água de saída do molde

Temperatura da água de saída no molde [°C]								
Valor médio	54							
Fonte	Valor ±	Unidade	Distribuição	Divisor	Coef. Sens	Unid.	U	GL
Repetibilidade	0.1713	°C	Normal	2	1		0.09	320
Incerteza do termoresistor	0.35	°C	Retangular	√3	1		0.20	Infinito
Incerteza do transmissor	0.25	%	Retangular	√3	1		0.07	Infinito
Linearidade	0.25	%	Retangular	√3	1		0.07	Infinito
Histerese	0.15	%	Retangular	√3	1		0.04	Infinito
Varição de temperatura	0.05	%	Retangular	√3	1		0.01	Infinito
Resolução do incremento digital	0.5	°C	Retangular	√3	1		0.24	Infinito
Incerteza padrão combinada	Normal						0.48	>500

Tabela AI. 8 – Análise de incerteza da vazão de água no molde

Vazão de água no molde [l.min <sup>-1</sup> ]								
Valor médio	1934							
Fonte	Valor ±	Unidade	Distribuição	Divisor	Coef. Sens	Unid.	U	GL
Repetibilidade	0.56	[l.min <sup>-1</sup> ]	Normal	2	1		0.28	320
Resolução do incremento digital	0.5	[l.min <sup>-1</sup> ]	Retangular	√3	1		0.29	Infinito
Incerteza padrão combinada	Normal						0.40	>100
Incerteza padrão combinada	Normal						0.80	>500

Tabela AI. 9 – Análise de incerteza da vazão de água na zona 0

Vazão de água na zona 0 [l.min <sup>-1</sup> ]								
Valor médio	118							
Fonte	Valor ±	Unidade	Distribuição	Divisor	Coef. Sens	Unid.	U	GL
Repetibilidade	0.56	[l.min <sup>-1</sup> ]	Normal	2	1		0.28	320
Resolução do incremento digital	0.08	[l.min <sup>-1</sup> ]	Retangular	√3	1		0.05	Infinito
Incerteza padrão combinada	Normal						0.48	>500
Incerteza padrão combinada	Normal						0.96	>100

Tabela AI. 10 – Análise de incerteza da vazão de água na zona A

Vazão de água na zona A [l.min <sup>-1</sup> ]								
Valor médio	98							
Fonte	Valor ±	Unidade	Distribuição	Divisor	Coef. Sens	Unid.	U	GL
Repetibilidade	0.56	[l.min <sup>-1</sup> ]	Normal	2	1		0.28	320
Resolução do incremento digital	0.08	[l.min <sup>-1</sup> ]	Retangular	√3	1		0.05	Infinito
Incerteza padrão combinada	Normal						0.28	>100
Incerteza padrão combinada	Normal						0.48	>500

Tabela AII. 11 – Análise de incerteza da vazão de água na zona B

Vazão de água na zona B [l.min <sup>-1</sup> ]								
Valor médio	60							
Fonte	Valor ±	Unidade	Distribuição	Divisor	Coef. Sens	Unid.	U	GL
Repetibilidade	0.56	[l.min <sup>-1</sup> ]	Normal	2	1		0.28	9
Resolução do incremento digital	0.08	[l.min <sup>-1</sup> ]	Retangular	√3	1		0.05	Infinito
Incerteza padrão combinada	Normal						0.28	>100
Incerteza padrão combinada	Normal						0.56	>500

Tabela AI. 12 – Análise de incerteza da vazão de água na zona C

Vazão de água na zona C [l.min <sup>-1</sup> ]								
Valor médio	60							
Fonte	Valor ±	Unidade	Distribuição	Divisor	Coef. Sens	Unid.	U	GL
Repetibilidade	0.56	[l.min-1]	Normal	2	1		0.28	320
Resolução do incremento digital	0.04	[l.min-1]	Retangular	√3	1		0.02	Infinito
Incerteza padrão combinada	Normal						0.28	>100
Incerteza padrão combinada	Normal						0.56	>500

## APÊNDICE II

Valores de vazão de água coletada nos experimentos de vazão específica de água local para as zonas 0, A, B e C.

Tabela All. 1 – Valores de vazão de água obtidos experimentalmente na zona 0 na condições de oito bicos spray

Vazão total 18 [l.min <sup>-1</sup> ]							
			Volume coletado [ml]				
Posição angular [°]	Vazão média [l.min <sup>-1</sup> ]	Tempo [s]	M1	M2	M3	M4	M5
0	1.763	45	1320	1340	1320	1310	1320
45	1.669	45	1220	1240	1260	1260	1280
Vazão total 16 [l.min <sup>-1</sup> ]							
			Volume coletado [ml]				
Posição angular [°]	Vazão média [l.min <sup>-1</sup> ]	Tempo [s]	M1	M2	M3	M4	M5
0	1.640	45	1200	1230	1230	1230	1260
45	1.501	45	1140	1080	1130	1140	1140
Vazão total 13 [l.min <sup>-1</sup> ]							
			Volume coletado [ml]				
Posição angular [°]	Vazão média [l.min <sup>-1</sup> ]	Tempo [s]	M1	M2	M3	M4	M5
0	1.443	45	1080	1070	1100	1080	1080
45	1.333	45	1010	1000	1000	990	1000
Vazão total 11 [l.min <sup>-1</sup> ]							
			Volume coletado [ml]				
Posição angular [°]	Vazão média [l.min <sup>-1</sup> ]	Tempo [s]	M1	M2	M3	M4	M5
0	1.413	45	1040	1060	1060	1070	1070
45	1.189	45	910	900	890	880	880
Vazão total 9 [l.min <sup>-1</sup> ]							
			Volume coletado [ml]				
Posição angular [°]	Vazão média [l.min <sup>-1</sup> ]	Tempo [s]	M1	M2	M3	M4	M5
0	1.131	45	860	850	840	840	850
45	1.003	45	760	740	780	740	740
Vazão total 7 [l.min <sup>-1</sup> ]							
			Volume coletado [ml]				
Posição angular [°]	Vazão média [l.min <sup>-1</sup> ]	Tempo [s]	M1	M2	M3	M4	M5
0	0.851	45	630	640	640	640	640
45	0.811	45	610	600	620	600	610

Tabela All. 2 – Valores de vazão de água obtidos experimentalmente na zona 0 na condições de quatro bicos spray

<b>Vazão total 18 [l.min<sup>-1</sup>]</b>							
			<b>Volume coletado [ml]</b>				
<b>Posição angular [°]</b>	<b>Vazão média [l.min<sup>-1</sup>]</b>	<b>Tempo [s]</b>	<b>M1</b>	<b>M2</b>	<b>M3</b>	<b>M4</b>	<b>M5</b>
0	0.667	90	1000	1000	1000	1000	1000
45	1.693	45	1290	1260	1280	1260	1260
<b>Vazão total 16 [l.min<sup>-1</sup>]</b>							
			<b>Volume coletado [ml]</b>				
<b>Posição angular [°]</b>	<b>Vazão média [l.min<sup>-1</sup>]</b>	<b>Tempo [s]</b>	<b>M1</b>	<b>M2</b>	<b>M3</b>	<b>M4</b>	<b>M5</b>
0	0.651	90	980	970	980	980	970
45	1.536	45	1140	1160	1160	1120	1180
<b>Vazão total 13 [l.min<sup>-1</sup>]</b>							
			<b>Volume coletado [ml]</b>				
<b>Posição angular [°]</b>	<b>Vazão média [l.min<sup>-1</sup>]</b>	<b>Tempo [s]</b>	<b>M1</b>	<b>M2</b>	<b>M3</b>	<b>M4</b>	<b>M5</b>
0	0.444	90	680	660	660	670	660
45	1.347	45	1040	990	1000	1020	1000
<b>Vazão total 11 [l.min<sup>-1</sup>]</b>							
			<b>Volume coletado [ml]</b>				
<b>Posição angular [°]</b>	<b>Vazão média [l.min<sup>-1</sup>]</b>	<b>Tempo [s]</b>	<b>M1</b>	<b>M2</b>	<b>M3</b>	<b>M4</b>	<b>M5</b>
0	0.336	90	480	520	520	500	500
45	1.168	45	880	860	880	890	870
<b>Vazão total 9 [l.min<sup>-1</sup>]</b>							
			<b>Volume coletado [ml]</b>				
<b>Posição angular [°]</b>	<b>Vazão média [l.min<sup>-1</sup>]</b>	<b>Tempo [s]</b>	<b>M1</b>	<b>M2</b>	<b>M3</b>	<b>M4</b>	<b>M5</b>
0	0.163	60	168	162	158	166	160
45	0.984	60	980	980	970	990	1000
<b>Vazão total 7 [l.min<sup>-1</sup>]</b>							
			<b>Volume coletado [ml]</b>				
<b>Posição angular [°]</b>	<b>Vazão média [l.min<sup>-1</sup>]</b>	<b>Tempo [s]</b>	<b>M1</b>	<b>M2</b>	<b>M3</b>	<b>M4</b>	<b>M5</b>
0	0.085	60	86	76	86	88	90
45	0.772	60	770	780	760	780	770

Tabela All. 3 – Valores de vazão de água obtidos experimentalmente nas zonas A, B e C para vazão total de 5,9 l.min<sup>-1</sup>

Posição longitudinal	Posição angular [°]	Vazão média [l.min <sup>-1</sup> ]	Tempo [s]	Volume coletado [ml]				
				M1	M2	M3	M4	M5
1	0	0.0357	45	27	27	26	26	28
	22.5	0.0392	30	20	19	19	20	20
	45	0.0172	60	18	17	17	18	16
2	0	0.0901	45	68	67	68	68	67
	22.5	0.0868	30	43	44	44	43	43
	45	0.0452	30	22	23	23	22	23
3	0	0.124	45	94	94	91	95	91
	22.5	0.060	30	32	30	29	30	30
	45	0.080	30	40	39	41	39	42
4	0	0.112	45	83	83	85	84	85
	22.5	0.043	60	43	43	42	43	44
	45	0.073	45	54	54	55	54	55
5	0	0.087	45	69	60	65	70	63
	22.5	0.032	60	33	33	32	32	30
	45	0.027	60	26	28	27	26	29

Tabela All. 4 – Valores de vazão de água obtidos experimentalmente nas zonas A, B e C para vazão total de 5,3 l.min<sup>-1</sup>

Posição longitudinal	Posição angular [°]	Vazão média [l.min <sup>-1</sup> ]	Tempo [s]	Volume coletado [ml]				
				M1	M2	M3	M4	M5
1	0	0.0315	45	24	23	24	24	23
	22.5	0.0312	30	15	16	16	15	16
	45	0.0122	60	12	13	12	12	12
2	0	0.0869	45	65	65	66	65	65
	22.5	0.0824	30	40	42	41	41	42
	45	0.0308	30	15	15	16	15	16
3	0	0.120	45	91	91	92	88	88
	22.5	0.058	30	30	31	28	29	28
	45	0.054	30	26	29	27	26	27
4	0	0.102	45	76	78	75	76	76
	22.5	0.038	60	37	38	38	37	38
	45	0.061	45	45	47	46	45	46
5	0	0.068	60	71	64	62	70	71
	22.5	0.027	60	28	27	28	27	27
	45	0.021	60	21	20	21	21	21

Tabela All. 5 – Valores de vazão de água obtidos experimentalmente nas zonas A, B e C para vazão total de 4,7 l.min<sup>-1</sup>

Posição longitudinal	Posição angular [°]	Vazão média [l.min <sup>-1</sup> ]	Tempo [s]	Volume coletado [ml]				
				M1	M2	M3	M4	M5
1	0	0.0245	45	18	18	19	18	19
	22.5	0.0208	30	10	11	10	10	11
	45	0.0070	60	7	7	7	7	7
2	0	0.0779	45	58	59	59	58	58
	22.5	0.0680	30	34	35	34	33	34
	45	0.0168	30	9	8	9	8	8
3	0	0.115	45	86	86	87	85	86
	22.5	0.055	30	27	27	27	28	28
	45	0.029	30	15	15	14	15	14
4	0	0.089	45	67	65	68	68	67
	22.5	0.032	60	33	32	32	32	32
	45	0.042	45	31	31	33	32	32
5	0	0.059	60	59	58	60	60	57
	22.5	0.022	60	21	21	22	21	23
	45	0.017	60	16	18	17	18	18

Tabela All. 6 – Valores de vazão de água obtidos experimentalmente nas zonas A, B e C para vazão total de 4,1 l.min<sup>-1</sup>

Posição longitudinal	Posição angular [°]	Vazão média [l.min <sup>-1</sup> ]	Tempo [s]	Volume coletado [ml]				
				M1	M2	M3	M4	M5
1	0	0.0155	45	12	12	11	12	11
	22.5	0.0112	30	6	6	5	6	5
	45	0.0028	120	6	5	5	6	6
2	0	0.0728	45	55	54	54	55	55
	22.5	0.0544	30	27	28	26	28	27
	45	0.0066	60	7	7	6	7	6
3	0	0.109	30	54	55	53	55	56
	22.5	0.056	30	28	27	27	29	28
	45	0.014	30	7	7	7	7	7
4	0	0.078	45	58	60	58	59	59
	22.5	0.029	60	29	29	28	29	28
	45	0.028	45	21	20	21	21	21
5	0	0.045	60	44	46	44	46	45
	22.5	0.017	60	18	17	18	17	17
	45	0.011	60	11	11	11	10	10

Tabela All. 7 – Valores de vazão de água obtidos experimentalmente nas zonas A, B e C para vazão total de 3,5 l.min<sup>-1</sup>

Posição longitudinal	Posição angular [°]	Vazão média [l.min <sup>-1</sup> ]	Tempo [s]	Volume coletado [ml]				
				M1	M2	M3	M4	M5
1	0	0.0060	60	6	6	6	6	6
	22.5	0.0035	120	7	7	7	7	7
	45	0.000	60	0	0	0	0	0
2	0	0.0563	45	42	42	43	42	42
	22.5	0.0368	30	18	19	19	18	18
	45	0.0033	90	5	5	5	5	5
3	0	0.103	30	53	52	53	51	48
	22.5	0.051	30	26	26	26	25	25
	45	60	8	8	8	7	7	
4	0	0.072	45	55	52	54	54	55
	22.5	0.027	60	27	28	26	27	26
	45	0.019	60	18	19	19	19	19
5	0	0.040	60	40	38	41	41	39
	22.5	0.013	60	13	13	14	14	13
	45	0.008	60	8	8	7	7	8

Tabela All. 8 – Valores de vazão de água obtidos experimentalmente nas zonas A, B e C para vazão total de 3,0 l.min<sup>-1</sup>

Posição longitudinal	Posição angular [°]	Vazão média [l.min <sup>-1</sup> ]	Tempo [s]	Volume coletado [ml]				
				M1	M2	M3	M4	M5
1	0	0.0005	120	1	1	1	1	1
	22.5	0.0003	180	1	1	1	1	1
	45	0.000	60	0	0	0	0	0
2	0	0.0371	45	29	27	28	28	27
	22.5	0.0176	30	9	8	9	9	9
	45	0.0009	180	2	3	3	2	3
3	0	0.098	30	51	46	50	48	49
	22.5	0.044	30	22	21	22	22	22
	45	0.002	180	6	6	6	6	6
4	0	0.064	45	47	49	48	48	47
	22.5	0.029	60	30	29	30	29	29
	45	0.013	60	13	13	14	13	13
5	0	0.028	60	28	29	27	28	29
	22.5	0.014	60	15	14	14	15	14
	45	0.007	90	9	12	10	11	12

## APÊNDICE III.

Perfis de temperatura superficial em função das propriedades físicas do aço

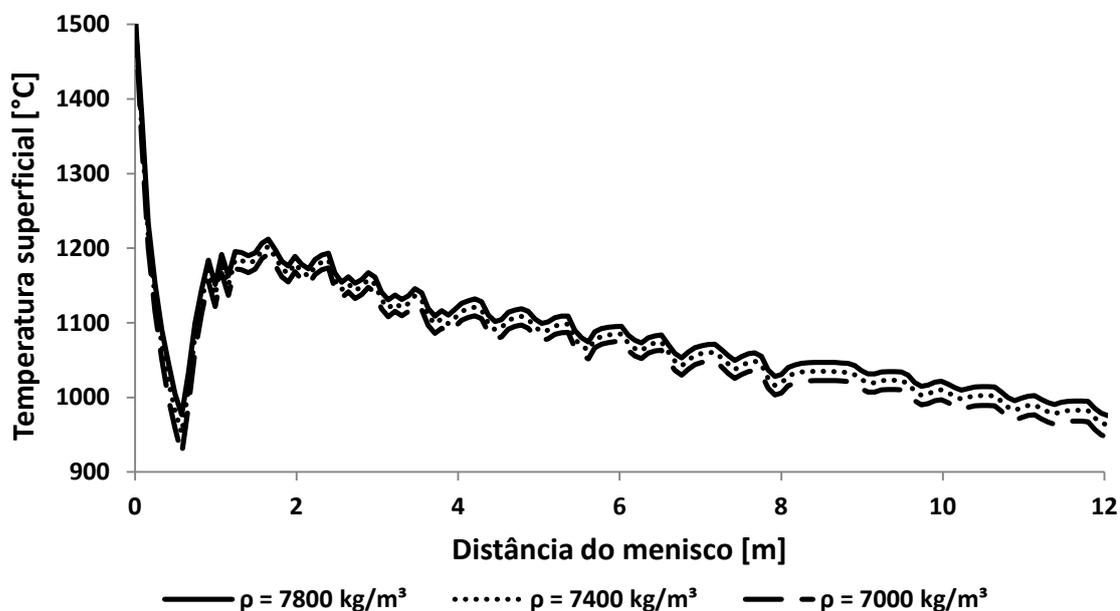


Figura A III.1 – Perfil de temperatura superficial em função da massa específica do aço

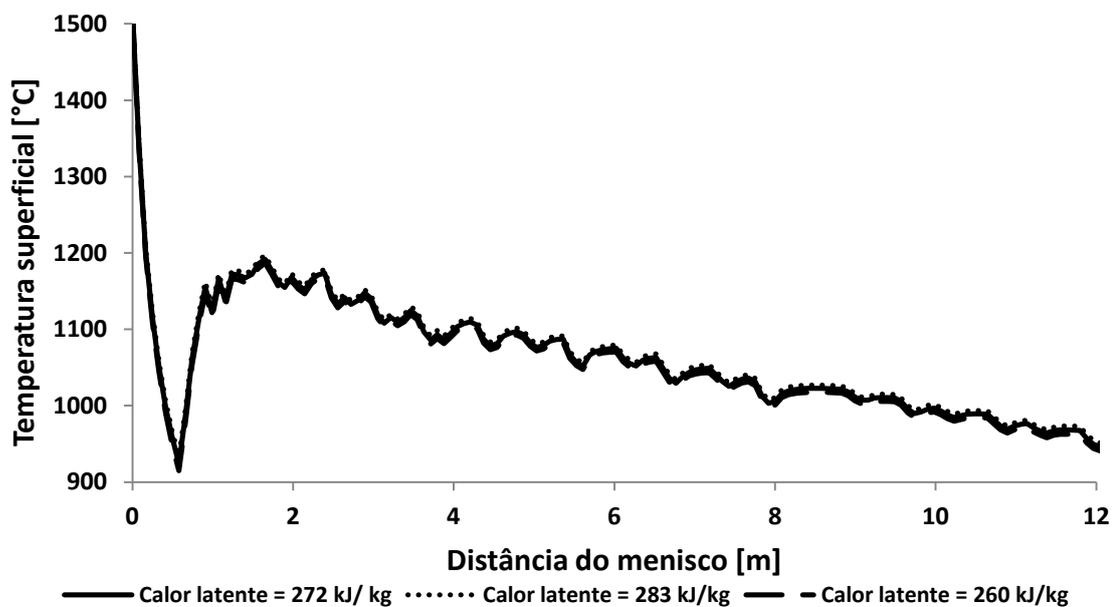


Figura A III.2 – Perfil de temperatura superficial em função do calor latente do aço

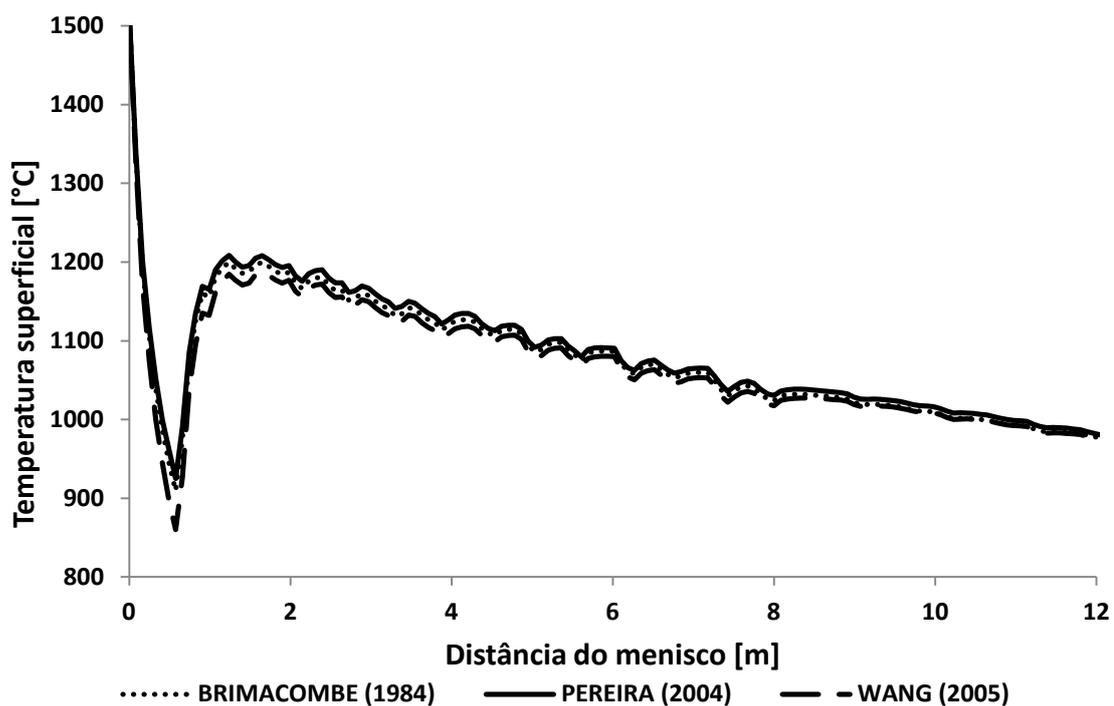


Figura A III.3 – Perfil de temperatura superficial obtido por três equações de condutividade térmica do aço

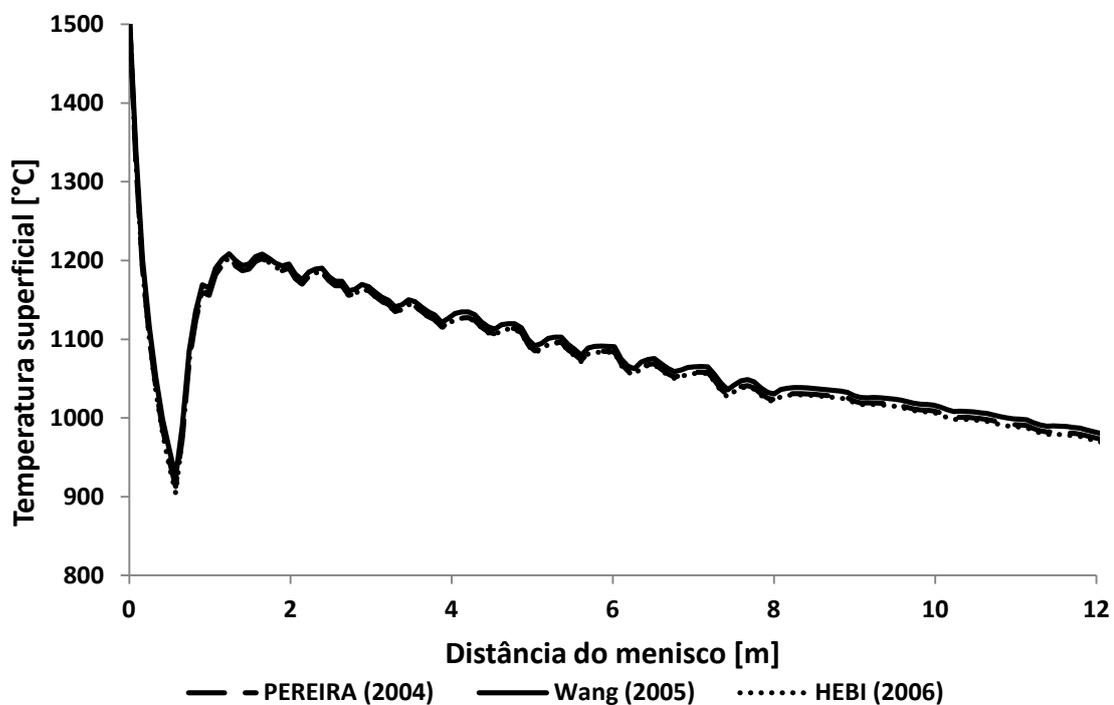


Figura A III.4 – Perfil de temperatura superficial obtido por três equações de calor específico do aço

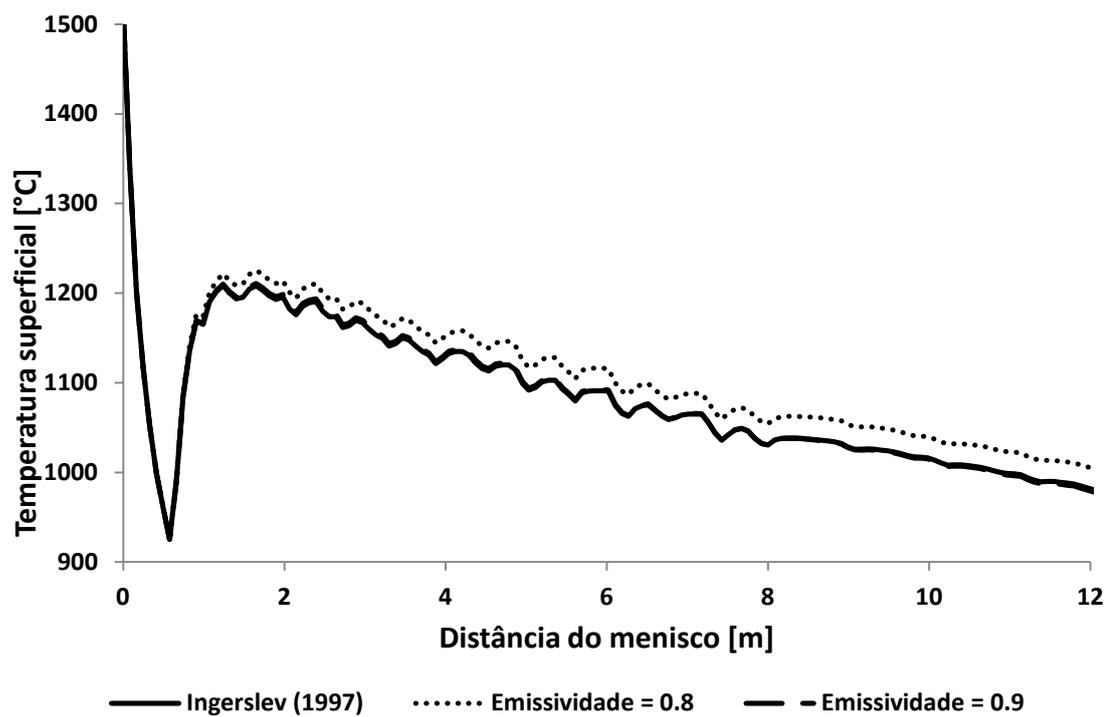


Figura A III.5 – Perfil de temperatura superficial obtido por três equações de emissividade do aço