

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

Wenderson Tcharles Resende

ESTUDO DO COMPORTAMENTO TERMOMECAÂNICO DAS PLACAS DE
COBRE EM UM MOLDE DE LINGOTAMENTO CONTÍNUO DE PLACAS

Belo Horizonte
2024

Wenderson Tcharles Resende

**ESTUDO DO COMPORTAMENTO TERMOMECÂNICO DAS PLACAS DE
COBRE EM UM MOLDE DE LINGOTAMENTO CONTÍNUO DE PLACAS**

Dissertação apresentada ao Curso de Pós-Graduação em Engenharia Metalúrgica, Materiais e de Minas – Mestrado Profissional da Universidade Federal de Minas Gerais, como requisito parcial à obtenção do título de Mestre em Engenharia Metalúrgica, Materiais e de Minas.

Área de concentração: Metalurgia Extrativa

Orientador: Leandro Rocha Lemos

Belo Horizonte
2024

R433e

Resende, Wenderson Tcharles.

Estudo do comportamento termomecânico das placas de cobre em um molde de lingotamento contínuo de placas [recurso eletrônico] / Wenderson Tcharles Resende. – 2024.

1 recurso online (144 f. : il., color.) : pdf.

Orientador: Leandro Rocha Lemos.

Dissertação (mestrado profissional) – Universidade Federal de Minas Gerais, Escola de Engenharia.

Bibliografia: f. 136-144.

1. Engenharia metalúrgica – Teses. 2. Metalurgia extrativa – Teses. 3. Termodinâmica – Teses. 4. Fundição contínua – Teses. 5. Modelos matemáticos – Teses. I. Lemos, Leandro Rocha. II. Universidade Federal de Minas Gerais. Escola de Engenharia. III. Título.

CDU: 669(043)



UNIVERSIDADE FEDERAL DE MINAS GERAIS
ESCOLA DE ENGENHARIA
Curso de Pós-Graduação em Engenharia Metalúrgica,
Materiais e de Minas da UFMG - Mestrado Profissional

UF **m** G

ESTUDO DO COMPORTAMENTO TERMOMECÂNICO DAS PLACAS DE COBRE EM UM MOLDE DE LINGOTAMENTO CONTÍNUO DE PLACAS

WENDERSON TCHARLES RESENDE

Dissertação de mestrado submetida à Comissão Examinadora designada pelo Colegiado do Curso de Pós-Graduação em Engenharia Metalúrgica, Materiais e de Minas da UFMG – Mestrado Profissional da Universidade Federal de Minas Gerais como requisito parcial para obtenção do grau de Mestre em Engenharia Metalúrgica, Materiais e de Minas.

Aprovada em 12 de abril de 2024.

Por:

Documento assinado digitalmente
gov.br LEANDRO ROCHA LEMOS
Data: 04/10/2024 10:05:02-0300
Verifique em <https://validar.iti.gov.br>

Prof. Dr. Leandro Rocha Lemos (UFMG)
Orientador

Documento assinado digitalmente
gov.br JOHNE JESUS MOL PEIXOTO
Data: 06/09/2024 16:44:41-0300
Verifique em <https://validar.iti.gov.br>

Prof. Dr. Johne Jesus Mol Peixoto (UFOP)

Documento assinado digitalmente
gov.br GUILHERME LIZIERO RUGGIO DA SILVA
Data: 04/10/2024 10:00:25-0300
Verifique em <https://validar.iti.gov.br>

Prof. Dr. Guilherme Liziero Ruggio da Silva (IFMG)

AGRADECIMENTOS

Agradeço primeiramente a Deus por guiar meus passos nesta jornada significativa, concedendo-me sabedoria e proteção ao longo do caminho.

À minha noiva, Nathiele, expresso minha profunda gratidão por compreender meus momentos de ausência e por ser uma constante fonte de incentivo e apoio diante de todos os desafios enfrentados.

À minha mãe, Maria Antônia, meu eterno agradecimento pelo apoio incondicional, palavras de conforto e orações que me fortaleceram durante todo o percurso. Agradeço também ao meu irmão, Wesley, sua esposa, Paula, e ao meu sobrinho e afilhado, Henrique, por trazerem ainda mais significado à minha jornada e por serem fontes de inspiração constantes.

Aos amigos João Paulo e Luciano Meireles, sou grato por serem exemplos de determinação e por compartilharem comigo momentos de motivação. E a meu amigo Luis Antônio, agradeço por seu apoio contínuo e por ser o principal incentivador deste projeto.

Aos Professores Roberto Parreiras e Leandro Rocha, meu profundo reconhecimento por aceitarem me orientar ao longo deste trabalho e por compartilharem seu vasto conhecimento comigo. Agradeço também ao Professor John Peixoto, por suas contribuições e pela participação na banca avaliadora, e ao Professor Leandro Arruda, pelo apoio constante durante todo o curso.

Expresso minha gratidão a todos os professores do CPGEM pelos ensinamentos preciosos que recebi e à Caroline Pena por sua dedicação e assistência em todas as questões relacionadas à pós-graduação.

À SMS group, expresso minha gratidão por fornecer todos os recursos indispensáveis para a realização deste estudo. Agradeço aos meus colegas de trabalho pelas valiosas contribuições e discussões que enriqueceram meu conhecimento. Em particular, desejo expressar minha sincera gratidão ao meu gestor, Enilson, pelo apoio e incentivo essenciais para a conclusão deste trabalho.

Por fim, expresso minha gratidão a todos aqueles que, direta ou indiretamente, contribuíram para a realização deste projeto.

"Tudo posso Naquele que me fortalece"
(Filipenses 4:13)

RESUMO

Um dos principais desafios de qualidade no lingotamento contínuo está associado à correta transferência de calor do aço para o molde. Essa troca térmica é influenciada por diversos fatores, tais como a temperatura da face quente das placas de cobre e o contato entre o molde e o veio. Diante das dificuldades em se realizar medições diretas no molde, devido a, principalmente, impossibilidade de acesso aos locais de interesse, a simulação numérica tornou-se uma importante ferramenta para permitir a compreensão dos vários fenômenos envolvidos em seu interior. Dessa forma, esse trabalho tem como objetivo analisar temperatura e deformação elástica em um molde de lingotamento contínuo de placas durante operação por meio do desenvolvimento de um modelo matemático. Através do pacote de *softwares* ANSYS® 19.1, foi desenvolvido um modelo matemático tridimensional capaz de simular o comportamento térmico e mecânico do molde. A água de refrigeração também foi modelada, permitindo a criação de um modelo acoplado de transferência de calor entre o molde e a água. As simulações foram fundamentadas em condições de contorno derivadas de dados coletados durante a operação do molde, sendo validadas por meio de comparações com dados experimentais e informações disponíveis na literatura. Os maiores valores de temperatura aconteceram em uma região pouco abaixo do menisco, atingindo 237,3 °C na face larga, onde existe uma coluna com furos para fixação da placa, e 277,6 °C na face estreita, próximo à quina da placa. Os perfis de temperatura da água mostraram que não existiu a possibilidade de ebulição nucleada no interior dos canais para as condições estudadas. As deformações elásticas no molde foram predominantemente causadas pelos elevados gradientes térmicos nas placas de cobre. As análises das deformações, revelaram uma tendência das placas em fletir em direção ao veio, principalmente no centro, com deslocamento máximo de 0,31 mm na face estreita. O deslocamento lateral da placa estreita em direção à face da placa larga, com valor máximo de 0,27 mm, causou uma deformação local nesta última, o que alterou o contato na interface entre ambas, criando uma folga crescente a partir do menisco e com valor máximo de 0,22 mm no topo do molde.

Palavras-chave: lingotamento contínuo; molde; transferência de calor; modelo matemático.

ABSTRACT

One of the main quality challenges in continuous casting is associated with the proper heat transfer from the steel to the mold. This thermal exchange is influenced by various factors, such as the hot face temperature of copper plates and the contact between mold and strand. Given the difficulties in directly measuring the mold, primarily due to the inaccessibility of the areas of interest, numerical simulation has become a crucial tool to comprehend the various phenomena involved. Thus, this study aims to analyze temperature and elastic deformation in a continuous casting mold during operation through the development of a mathematical model. Using the ANSYS® 19.1 software package, a three-dimensional mathematical model to simulate the thermal and mechanical behavior of the mold was developed. Cooling water was also modeled, enabling the creation of a coupled model for heat transfer between the mold and the water. Simulations were based on boundary conditions derived from data collected during mold operation and were validated through comparisons with experimental data and information available in the literature. The highest temperature values occurred slightly below the meniscus, reaching 237.3 °C on the wide face, where there is a column with holes to fix the plate, and 277.6 °C on the narrow face, near the plate corner. Water temperature profiles showed no possibility of nucleate boiling in the channels under the studied conditions. Mold elastic deformations were predominantly caused by high thermal gradients in the copper plates. Deformation analyses revealed a tendency for the plates to bend towards the strand, especially in the center, with a maximum displacement of 0.31 mm on the narrow face. The lateral displacement of the narrow plate towards the wide plate, with a maximum value of 0.27 mm, caused local deformation in the latter, altering the contact at the interface between them, creating an increasing gap from the meniscus with a maximum value of 0.22 mm at the top of the mold.

Keywords: continuous casting; mold; heat transfer; mathematical model.

LISTA DE FIGURAS

Figura 2.1 – Arranjo básico de uma máquina de lingotamento contínuo de placas.	23
Figura 2.2 – Molde de lingotamento contínuo.....	25
Figura 2.3 – Exemplo do movimento da face estreita para troca de largura durante operação.....	27
Figura 2.4 – Esquema típico de montagem de um termopar.	28
Figura 2.5 – Mecanismo de transferência de calor no molde.	29
Figura 2.6 – Resistências ao fluxo de calor através da pele de aço até a água de refrigeração.	31
Figura 2.7 – Perfil de temperatura em função da posição através das diferentes camadas no molde.	31
Figura 2.8 – Fluxo de calor médio em função do tempo de residência no molde.	33
Figura 2.9 – Fluxo de calor em função do tempo de residência no molde para as práticas de alto e baixo fluxo de calor no lingotamento de placas e para o lingotamento de tarugos.	35
Figura 2.10 – Exemplo típico do perfil do fluxo de calor axial no centro da face estreita de um molde.....	36
Figura 2.11 – Perfil de temperatura e variáveis para modelo unidimensional de cálculo da temperatura na seção transversal do molde.	40
Figura 2.12 – Temperatura da face quente simulada com base no perfil do fluxo de calor axial medido na face larga de um molde.	47
Figura 2.13 – Perfil do fluxo de calor axial na face estreita e na face larga durante lingotamento de um aço 0,17% C na velocidade de lingotamento de 1,0 m/min.....	50
Figura 2.14 – Perfil do fluxo de calor nas diferentes interfaces entre molde e tarugo. ..	51
Figura 2.15 – Contração da face larga e <i>taper</i> aplicado na face estreita.	52
Figura 2.16 – Temperatura da face quente do molde (a), fluxo de calor (b) e fricção no molde (c) em função do teor de carbono.	54
Figura 2.17 – Espessura e grau de rugosidade da pele de aço em função do tempo em aços com teor de carbono de 0,10% (a) e 0,70% (b).	55
Figura 2.18 – Influência do teor de carbono no perfil do fluxo de calor axial da face estreita na velocidade de lingotamento de 0,76 a 0,82 m/min.	56

Figura 2.19 – Fluxo de calor (a), crescimento da pele solidificada (b) e temperatura superficial do veio (c) em função do tempo de residência do aço no molde.....	57
Figura 2.20 – Influência da velocidade de lingotamento no perfil do fluxo de calor axial da face estreita em um aço 0,21% C.	58
Figura 2.21 – Influência da velocidade da água de refrigeração nos perfis de temperatura das faces quente e fria de um molde de lingotamento de placas utilizando a prática de “alto fluxo de calor”.....	60
Figura 2.22 – Influência prevista da velocidade e temperatura da água de refrigeração sobre o fluxo de calor no menisco em um aço 0,09% C na velocidade de lingotamento de 0,75 m/min.	61
Figura 2.23 – Influência da espessura da placa de cobre nos perfis de temperatura das faces quente e fria de um molde de lingotamento de placas utilizando a prática de “alto fluxo de calor”.	62
Figura 2.24 – Vista de topo em um molde típico de lingotamento de placas.	63
Figura 2.25 – Molde em corte mostrando esquematicamente a aplicação das forças de <i>clamping</i>	65
Figura 2.26 – Diagrama com representação das forças ferrostática e de <i>clamping</i> no molde.	65
Figura 2.27 – Vista de topo (altura de 500 mm) do modelo de ¼ de molde contendo forma distorcida e contorno de temperatura simulados.....	70
Figura 2.28 – Seção longitudinal do centro da face larga contendo forma distorcida e contorno de temperatura simulados.	70
Figura 2.29 – Forma distorcida ao longo do contato entre face larga e face estreita no molde.	72
Figura 2.30 – Comparação entre <i>taper</i> praticado na face estreita, forma distorcida simulada e contração típica da pele de aço durante solidificação.....	73
Figura 3.1 – Fluxograma para desenvolvimento do estudo.	74
Figura 3.2 – Modelo 3D do molde com identificação dos principais componentes.....	75
Figura 3.3 – Integração dos modelos térmico e mecânico no Ambiente do ANSYS Workbench.....	76
Figura 3.4 – Condições de contorno típicas aplicadas ao modelo térmico.....	85
Figura 3.5 – Carregamentos e vinculações aplicados ao modelo mecânico.	90
Figura 3.6 – Esquema de leitura dos termopares.	92

Figura 3.7 – Geometria das placas de cobre em corte transversal (a) e longitudinal (b).	95
Figura 3.8 – Perfil do fluxo de calor axial ao longo do comprimento da face larga na velocidade de lingotamento de 1,0 m/min.	98
Figura 3.9 – Perfil do fluxo de calor axial ao longo do comprimento da face estreita na velocidade de lingotamento de 1,0 m/min.	98
Figura 4.1 – Perfis de temperatura da face quente (a) e deslocamento normal à face (b) ao longo do centro da face estreita.	101
Figura 4.2 – Monitor de temperatura nos termopares superior e inferior das faces larga e estreita.	102
Figura 4.3 – Monitor de temperatura na face quente das placas larga e estreita na elevação dos termopares superior.	102
Figura 4.4 – Comparação do perfil de temperatura simulado e medido na região dos termopares ao longo da face larga (distância de 12 mm da face quente).	104
Figura 4.5 – Comparação do perfil de temperatura simulado e medido na região dos termopares ao longo da face estreita (distância de 22 mm da face quente).	104
Figura 4.6 – Comparação entre os fluxos de calor médio calculado pelo balanço térmico da água de refrigeração e pela área abaixo da curva do fluxo de calor axial.	105
Figura 4.7 – Perfil de temperatura na face larga de um molde (funil) a 5 mm da face quente.	105
Figura 4.8 – Comparação entre as temperaturas de saída da água de refrigeração obtidas experimentalmente e simuladas pelo modelo CFD.	107
Figura 4.9 – Distribuição de temperatura simulada na face quente do molde.	107
Figura 4.10 – Distribuição de temperatura na face larga.	108
Figura 4.11 – Posição das seções longitudinais na placa larga.	109
Figura 4.12 – Distribuição de temperatura nas seções longitudinais da face larga no centro da placa (a), na direção dos <i>slots</i> com 11 (b) e 15 mm (c) de profundidade, e na direção da coluna de furos para fixação da placa (d).	109
Figura 4.13 – Perfil de temperatura simulado ao longo da face larga em diferentes posições da face quente e nas raízes dos <i>slots</i>	110
Figura 4.14 – Distribuição de temperatura nas seções transversais da face larga a 100 (a), 160 (b), 450 (c) e 800 mm (d) do topo do molde, ao longo de 340 mm a partir do centro da placa.	112

Figura 4.15 – Distribuição de temperatura na face estreita.	113
Figura 4.16 – Posição das seções longitudinais na placa estreita.	113
Figura 4.17 – Distribuição de temperatura nas seções longitudinais da face estreita no centro da placa (a), na direção dos <i>slots</i> com 11 (b) e 15 mm (c) de profundidade, na direção de uma coluna de furos para fixação da placa (d) e próximo à quina da placa (e).	114
Figura 4.18 – Perfil de temperatura simulado ao longo da face estreita em diferentes posições da face quente e nas raízes dos <i>slots</i>	115
Figura 4.19 – Distribuição de temperatura nas seções transversais da face estreita a 100 (a), 137,5 (b), 165 (c), 450 (d) e 800 mm (e) do topo do molde.....	116
Figura 4.20 – Distribuição de temperatura da água nos <i>slots</i> das placas larga (a) e estreita (b).....	118
Figura 4.21 – Temperatura (a) e velocidade (b) da água na seção transversal dos <i>slots</i> da placa larga a 100 (menisco), 450 e 800 mm do topo do molde.	119
Figura 4.22 – Temperatura (a) e velocidade (b) da água na seção transversal dos <i>slots</i> da placa estreita a 100 (menisco), 450 e 800 mm do topo do molde.....	120
Figura 4.23 – Velocidade da água na seção longitudinal dos <i>slots</i> com 15 mm de profundidade nas placas larga (a) e estreita (b).	120
Figura 4.24 – Evolução do deslocamento total nas paredes do molde ao longo das cinco etapas de simulação.	121
Figura 4.25 – Deslocamento normal à face quente da placa larga (eixo y).	122
Figura 4.26 – Deslocamento normal à face quente da placa estreita (eixo x).....	123
Figura 4.27 – Deslocamento (a) e temperatura (b) ao longo do comprimento da face larga a 75 mm da linha de centro da placa.....	124
Figura 4.28 – Deslocamento (a) e temperatura (b) ao longo do comprimento da face estreita no centro da placa.....	125
Figura 4.29 – Folgas formadas pelo deslocamento da placa de cobre e jaqueta de refrigeração da face larga (ampliação de 57 vezes).....	126
Figura 4.30 – Folgas formadas pelo deslocamento da placa de cobre e jaqueta de refrigeração da face estreita (ampliação de 57 vezes).	126
Figura 4.31 – Deslocamento vertical das placas de cobre (eixo z - ampliação de 57 vezes).	128

Figura 4.32 – Deslocamento vertical ao longo do topo e da base das faces larga e estreita na região de operação.	128
Figura 4.33 – Deslocamento horizontal ao longo da extremidade da face larga.	129
Figura 4.34 – Contato entre face larga e estreita ao longo da quina do molde alterado pelo deslocamento horizontal da face estreita.	130
Figura 4.35 – Deformação na quina do molde, na interface entre as placas larga e estreita, a 166 mm do topo (ampliação de 57 vezes).....	131

LISTA DE TABELAS

Tabela II.1 – Efeito do <i>taper</i> no fluxo de calor do molde de tarugo durante lingotamento de um aço 0,50% C na velocidade de lingotamento de 1,6 m/min.....	53
Tabela II.2 – Efeito da velocidade da água no fluxo de calor do molde de tarugo durante lingotamento de um aço mola 0,55% C na velocidade de lingotamento de 1,8 m/min..	60
Tabela III.1 – Número de elementos utilizados no teste de convergência da malha.	77
Tabela III.2 – Configurações do molde.	93
Tabela III.3 – Material de fabricação dos componentes do molde.	93
Tabela III.4 – Condições experimentais durante operação.	94
Tabela III.5 – Propriedades físicas adotadas no modelo térmico.	96
Tabela III.6 – Parâmetros de referência para o modelo térmico.....	96
Tabela III.7 – Condições de contorno para a água de refrigeração no modelo CFD.....	97
Tabela III.8 – Propriedades físicas adotadas no modelo mecânico.	99
Tabela III.9 – Força de pré-tensionamento aplicada nos parafusos do molde.....	99
Tabela IV.1 – Tempo de simulação para modelos térmico e mecânico com diferentes tipos de malha.	100

LISTA DE NOTAÇÕES

A	Área exposta da face quente do molde (m^2)
a	Constante empírica (W/m^2)
b	Constante empírica (s^{-1})
$\vec{b}$	Vetor de força do corpo (N)
C	Tensor de elasticidade de quarta ordem
c	Constante empírica (W/m^2)
CFD	Fluidodinâmica computacional
c_{pw}	Calor específico da água ($\text{J}/\text{kg}^\circ\text{C}$)
d	Diâmetro do parafuso (m)
d_{molde}	Espessura efetiva da placa de cobre (m)
$d_{revestimento}$	Espessura do revestimento aplicado na face quente (m)
∂	Derivada parcial
D_H	Diâmetro hidráulico do canal de refrigeração (m)
D_{HC}	Diâmetro hidráulico da câmara de alimentação dos canais de refrigeração (m)
ΔT_w	Diferença de temperatura entre entrada e saída da água de refrigeração do molde ($^\circ\text{C}$)
ΔW	Deslocamento horizontal na base da placa estreita (m)
E	Módulo de Young (Pa)
e	Energia específica (J/kg)
f	Fator de atrito
$\vec{F}$	Força genérica integrada sobre o volume (N)
F_f	Força resultante da pressão ferrostática (N)
F_{inf}	Força de <i>clamping</i> inferior (N)
$F_{parafuso}$	Força de pré-tensionamento gerada pelo torque do parafuso (N)
F_{sup}	Força de <i>clamping</i> superior (N)
$g, \vec{g}$	Aceleração da gravidade (m/s^2)
$h_{menisco}$	Distância vertical entre o menisco e o ponto de entrada da água no canal de refrigeração (m)
$h_{termopar}$	Distância vertical entre o ponto de medição do termopar e o ponto de entrada da água no canal de refrigeração (m)

h_0, h_w	Coeficiente de transferência de calor por convecção (W/m ² °C)
I	Tensor identidade
I_t	Intensidade de turbulência
k	Energia cinética turbulenta (m ² /s ²)
k_0	Condutividade térmica média (W/m°°C)
k_m	Condutividade térmica da parede do molde (W/m°°C)
k_{molde}	Condutividade térmica da placa de cobre (W/m°°C)
$k_{revestimento}$	Condutividade térmica do revestimento aplicado na face quente (W/m°°C)
k_w	Condutividade térmica da água (W/m°°C)
L	Comprimento a partir do menisco até a base do molde (m)
l	distância entre o ponto de medição do termopar e a raiz do canal de refrigeração (m)
l_{canal}	Comprimento vertical do canal de refrigeração (m)
l_{molde}	Comprimento efetivo do molde (m)
$\dot{m}$	Vazão mássica da água de refrigeração (kg/s)
MPC	Restrição multiponto
n	Constante empírica
Nu	Número de Nusselt
P	Pressão (Pa)
p_{abs}	Pressão absoluta da água no molde (Pa)
p_{man}	Pressão manométrica da água no molde (Pa)
p_f	Pressão ferrostática (N/m ²)
Pr	Número de Prandtl
q	Fluxo de calor pontual (cal/cm ² s)
q_0, q_m	Fluxo de calor pontual (W/m ²)
q_a	Fluxo de calor médio extraído por face do molde (W/m ²)
$q_{termopar}$	Fluxo de calor na altura do termopar (W/m ²)
∇	Operador gradiente
Re	Número de Reynolds
Re_{in}	Número de Reynolds na entrada da água de refrigeração
SEN	Válvula submersa
t	Tempo (s)

T	Temperatura (°C)
T_0	Temperatura da água de refrigeração (°C)
$T_{1D}(x)$	Temperatura da parede do molde em função da posição (°C)
T_m	Temperatura na parede do molde (°C)
T_{Ref}	Temperatura de referência para tensão térmica nula (°C)
$T_{termopar}$	Temperatura medida pelo termopar (°C)
T_w	Temperatura da água de refrigeração (°C)
T_{wi}	Temperatura de entrada da água de refrigeração na face do molde (°C)
T_{wo}	Temperatura de saída da água de refrigeração na face do molde (°C)
$T_{w.ebulição}$	Temperatura de ebulição da água (°C)
$T_{w.termopar}$	Temperatura da água de refrigeração na altura do termopar (°C)
$\vec{u}$	Vetor de deformação ou deslocamento
UDF	Função definida pelo usuário
u_w	Velocidade da água no canal de refrigeração (m/s)
$\vec{V}$	Vetor velocidade do fluido (m/s)
ν	Coeficiente de Poisson
V_{ling}	Velocidade de lingotamento (m/min)
v_{ling}	Velocidade de lingotamento (cm/s)
W	Largura da base do molde (m)
w	Vazão de água por face do molde (m³/s)
w_{veio}	Largura da placa lingotada (m)
x, y, z	Direção ortogonal
z_{Ff}	Distância onde age a força resultante da pressão ferrostática a partir do topo do molde (m)
z_{men}	Posição do menisco abaixo do topo do molde (m)
z_{sup}	Posição onde é aplicada a força de clamping inferior a partir do topo do molde (m)
z_{sup}	Posição onde é aplicada a força de clamping superior a partir do topo do molde (m)
α	Coeficiente de expansão térmica (°C⁻¹)
ε	Taxa de dissipação (m²/s³)
ε_T	Tensor de deformação total

ε_{cr}	Tensor de deformação por fluência
ε_{el}	Tensor de deformação elástica
ε_{pl}	Tensor de deformação plástica
ε_{th}	Tensor de deformação térmica
λ	Passo da rosca do parafuso (m)
μ	Viscosidade dinâmica (Pa.s)
μ_f	Coefficiente de fricção
μ_w	Viscosidade da água (Pa.s)
π	Pi (constante)
ρ	Densidade (kg/m ³)
$\rho_{aço}$	Densidade do aço (kg/m ³)
ρ_w	Densidade da água (kg/m ³)
σ	Tensor de tensão (Pa)
τ	Torque do parafuso (Nm)
$\bar{\tau}$	Tensor de tensão viscosa (Pa)

SUMÁRIO

1 INTRODUÇÃO	20
1.1 Objetivos	22
1.2 Objetivos Específicos.....	22
2 REVISÃO BIBLIOGRÁFICA	23
2.1 Lingotamento Contínuo	23
2.2 Molde no Lingotamento Contínuo de Placas	26
2.3 Solidificação no Molde (Resfriamento Primário).....	28
2.4 Fluxo de Calor no Molde	32
2.4.1 Modelamento Matemático	37
2.4.2 Fluidodinâmica Computacional	44
2.4.3 Temperatura na Parede do Molde	46
2.5 Variáveis Operacionais	48
2.5.1 Marcas de Oscilação	48
2.5.2 Posição da Placa de Cobre	49
2.5.3 <i>Taper</i> do Molde.....	51
2.5.4 Teor de Carbono no Aço.....	53
2.5.5 Velocidade de Lingotamento	56
2.5.6 Água de Refrigeração	59
2.5.7 Revestimento e Espessura da Placa de Cobre.....	61
2.6 Comportamento Termomecânico do Molde	63
2.6.1 Modelamento Termomecânico do Molde	66
3 MATERIAIS E MÉTODOS	74
3.1 Desenvolvimento do Modelo	75
3.2 Modelo Térmico.....	77
3.2.1 Fluxo de Calor Axial na Face Quente.....	79
Cálculo Inverso do Fluxo de Calor	81
3.2.2 Fluidodinâmica Computacional	84

3.3	Modelo Mecânico	86
3.3.1	Condições de Contorno	88
	Pré-tensionamento dos Parafusos	88
	Força de <i>Clamping</i>	89
	Pressão Ferrostática	89
	Deformação Térmica	91
3.4	Validação do Modelo	91
3.5	Condições Experimentais e de Simulação	92
3.5.1	Modelo Térmico	96
	Equações do fluxo de calor axial	97
3.5.2	Modelo Mecânico	99
4	RESULTADOS E DISCUSSÃO	100
4.1	Resultados do Estudo de Independência de Malha	100
4.2	Resultados da Validação do Modelo Térmico	101
4.3	Modelo Térmico	107
4.3.1	Distribuição de Temperatura na Face Larga	108
4.3.2	Distribuição de Temperatura na Face Estreita	112
4.4	Água de Refrigeração	117
4.4.1	Distribuição de Temperatura	117
4.4.2	Temperatura e Velocidade do Escoamento	119
4.5	Modelo Mecânico	121
4.5.1	Deslocamento Normal à Face Quente	121
4.5.2	Deslocamentos Laterais das Placas	127
	Deslocamento Vertical	127
	Deslocamento Horizontal	129
5	CONCLUSÕES	133
6	SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS	135
	REFERÊNCIAS	136

1 INTRODUÇÃO

No lingotamento contínuo, produtividade e qualidade são fatores cruciais que delineiam o sucesso operacional e a competitividade das empresas. Nesse contexto, o molde desempenha um papel fundamental. No lingotamento contínuo de placas, o molde possui montado em seu interior placas de cobre refrigeradas a água, que exercem a função de extrair calor do aço a uma taxa tal que permita a formação de uma camada solidificada (pele), capaz de suportar as tensões do veio (MORELLI *et al.*, 2022), conferindo, também, forma e tamanho desejados ao produto. Uma das principais causas de defeitos no lingotamento contínuo se deve ao fluxo de calor não uniforme transferido do aço para o molde, sendo também responsável pela maior parte dos defeitos superficiais que se propagam durante o resfriamento secundário (DOMGIN e GAUTHIER, 2022; MI *et al.*, 2020).

Para assegurar uma boa performance, o material utilizado na fabricação das placas do molde deve possuir elevada condutividade térmica e propriedades mecânicas adequadas, mantendo-se estável em temperaturas de trabalho; sendo esse motivo da utilização do cobre e suas ligas (DOMGIN e GAUTHIER, 2022; GUPTA *et al.*, 2018; THOMAS *et al.*, 1997). Dentre as ligas que se enquadram nessas características, sendo amplamente utilizadas para a fabricação de moldes no lingotamento contínuo, destacam-se ligas de CuDHP, CuAg e CuCrZr (MORO *et al.*, 2018).

Todavia, o constante contato entre a camada de aço solidificada e a superfície da placa de cobre promove um elevado desgaste nessa última, tendo em vista sua menor resistência à abrasão se comparada ao aço, principalmente na região inferior do molde (GUPTA *et al.*, 2018). Dessa forma, em meados da década de 1970 (VALADARES, 2011) surgiu um recurso utilizado para o aumento da vida útil das placas de cobre, que é a proteção de sua superfície com revestimentos metálicos, como níquel e cromo, e revestimentos cerâmicos (DOMGIN e GAUTHIER, 2022). As tecnologias de revestimento, embora contribuam para aprimorar a resistência ao desgaste, frequentemente resultam em uma condutividade térmica inferior em comparação com o material de base das placas. Isso impacta a taxa de transferência de calor no molde, influenciando diretamente na temperatura da face quente das placas. Essa condição afeta variáveis operacionais cruciais para a qualidade e estabilidade do processo (GUPTA *et al.*, 2018; NIU, CAI e ZHU, 2018).

Durante operação, as paredes do molde enfrentam elevados gradientes térmicos, que induzem a tensões e deformações nas placas (CHAKRABORTY, GANGULY e TALUKDAR, 2019; OM *et al.*, 2023; SAMARASEKERA e BRIMACOMBE, 1979). Embora essas deformações sejam pequenas em comparação ao tamanho do molde, são críticas, impactando o contato entre o molde e o veio, afetando a transferência de calor e, consequentemente, influenciando na qualidade do aço. Essas deformações também afetam o contato entre os diferentes componentes do molde (THOMAS *et al.*, 1997).

Nesse cenário, a análise da transferência de calor e do comportamento mecânico do molde é essencial para otimizar o processo e controlar a qualidade do veio (CAI *et al.*, 2021). Devido à dificuldade de medição direta dessas variáveis em ambientes inacessíveis e potencialmente hostis, a simulação numérica tornou-se uma abordagem crucial para compreender os complexos fenômenos envolvidos no processo de lingotamento contínuo (CAI *et al.*, 2021; MAHAPATRA *et al.*, 1991; VAKA, GANGULY e TALUKDAR, 2020). A geometria intrínseca das placas de cobre, incluindo canais de refrigeração e furos de fixação, juntamente com deformações não uniformes nas direções planares, demanda uma análise tridimensional da transferência de calor e da deformação nas paredes do molde (GUPTA *et al.*, 2018; PARK *et al.*, 2002).

Adicionalmente, têm-se utilizado modelos que incorporam a modelagem da água de refrigeração no molde (DOMGIN e GAUTHIER, 2022; NIU, CAI e ZHU, 2019; RAY e BASAK, 2020). Esses modelos são conduzidos por meio de *softwares* baseados em fluidodinâmica computacional (CFD), possibilitando análises mais detalhadas e abrangentes em comparação, por exemplo, a modelos mais simplificados que pressupõem um aumento linear da temperatura da água e uma condição de convecção constante no interior dos canais de refrigeração (NIU, CAI e ZHU, 2019).

No presente trabalho, foi desenvolvido e validado um modelo matemático tridimensional capaz de simular o comportamento térmico e mecânico de um molde de lingotamento contínuo de placas. A água de refrigeração, elemento crítico e fundamental nesse contexto, também foi modelada, permitindo a criação de um modelo acoplado de transferência de calor entre o molde e a água. As simulações, utilizando o pacote de *softwares* ANSYS® 19.1, foram baseadas na geometria precisa do molde e condições de contorno provenientes de dados coletados durante operação.

1.1 Objetivos

Analisar temperatura e deformação elástica em um molde de lingotamento contínuo de placas de aço durante operação, por meio do desenvolvimento de uma simulação computacional que contempla a transferência de calor entre o molde e a água de refrigeração, utilizando a técnica de CFD.

1.2 Objetivos Específicos

- Determinar os perfis de temperatura das placas de cobre que constituem o molde.
- Determinar os perfis de temperatura e velocidade da água no interior dos canais de refrigeração.
- Identificar o efeito das deformações geradas na geometria do molde.
- Comparar os resultados obtidos no modelo matemático com dados experimentais e informações disponíveis na literatura.

2 REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

2.1 Lingotamento Contínuo

O processo de lingotamento contínuo tem como objetivo solidificar o aço de maneira contínua na forma e tamanho desejados. Os fenômenos envolvidos durante a solidificação têm sido cada vez mais estudados, uma vez que esse comportamento está intrinsicamente ligado ao aumento de produtividade e qualidade dos produtos lingotados.

Os principais produtos provenientes desse processo são placas, blocos e tarugos. Cada linha de produção em uma máquina de lingotamento é denominada veio.

Uma máquina de lingotamento contínuo de placas, cujo arranjo básico é apresentado na Figura 2.1, é composta por uma torre, que recebe e posiciona a panela contendo aço líquido sobre o distribuidor. Por gravidade, o aço escoar da panela para o distribuidor através de uma válvula refratária denominada tubo longo; e do distribuidor para o molde, também por intermédio de uma válvula refratária, denominada válvula submersa (SEN).

O distribuidor também possui as funções de atuar como um reservatório de aço durante a troca de panela além de permitir a flotação de inclusões no aço e possibilitar ajustes em sua qualidade.

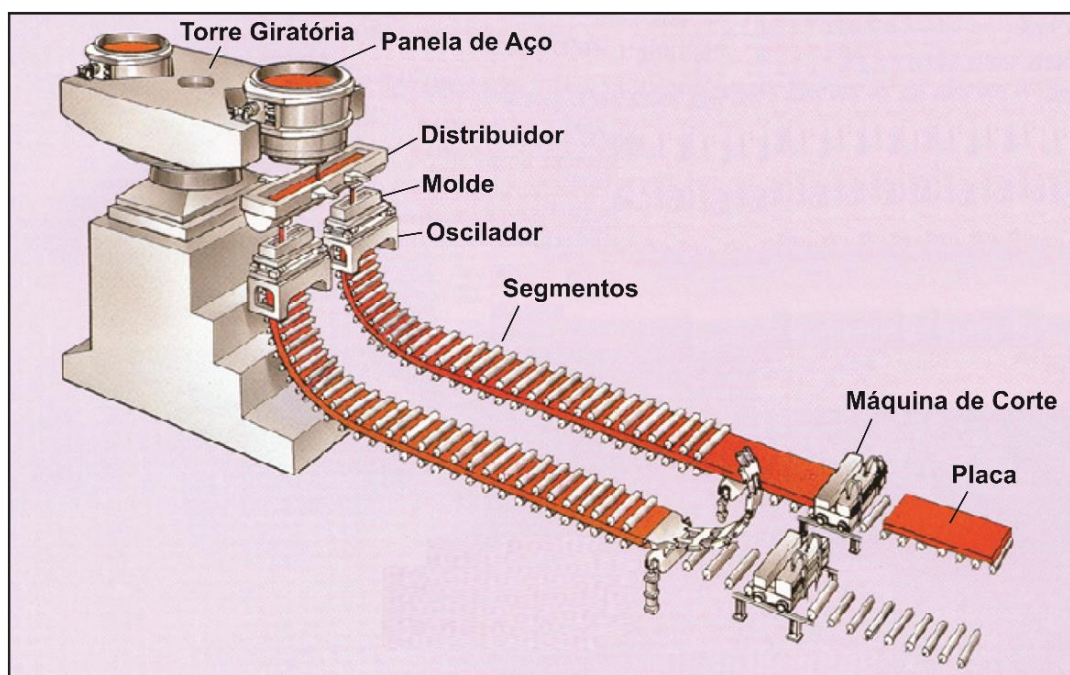


Figura 2.1 – Arranjo básico de uma máquina de lingotamento contínuo de placas (adaptado de ALVARENGA, 2012).

No molde é adicionado de forma contínua o pó fluxante, que consiste de uma mistura de minerais que, em contato com o aço líquido, deve fundir e gerar uma escória líquida. Essa escória deve controlar as taxas de transferências de calor (FURUMAI, ARAMAKI e OIKAWA, 2022), reduzir as forças de fricção entre a placa de cobre e a camada de aço em solidificação, absorver inclusões e atuar como isolante químico e térmico no topo do molde, prevenindo a reoxidação do aço pelo contato com a atmosfera (RAY e BASAK, 2019; VALADARES, 2011).

Existe uma região onde as trocas térmicas são feitas entre a superfície do aço líquido e a placa de cobre, havendo entre elas apenas uma fina camada de escória proveniente do pó fluxante. Tão logo o superaquecimento seja removido nesta interface, inicia-se a solidificação (VALADARES, 2011). A esta região dá-se o nome de menisco, localizada geralmente a 100 mm do topo do molde.

Os moldes são montados sobre um sistema de oscilação constituído por osciladores hidráulicos ou mecânicos, que realizam um movimento vertical ascendente e descendente, podendo seguir uma curva senoidal ou não (ZHOU *et al.*, 2021). Esse sistema é fundamental para estimular o arraste do fluxante fundido no espaço interfacial metal/molde, possibilitando a lubrificação que reduz o atrito entre o aço já solidificado e a parede do molde. O momento em que o molde realiza o movimento descendente, em velocidade superior à velocidade de extração do veio, é chamado de estripamento negativo (RAY e BASAK, 2019; RIHL, 2012).

Cada ciclo de oscilação cria, na região do menisco, uma depressão transversal na superfície da placa, denominada marca de oscilação que, apesar de inerente ao processo, atua como um concentrador de tensões e que pode ocasionar o aparecimento de trincas transversais (JI *et al.*, 2021).

O ângulo e a forma do bocal da válvula submersa, bem como sua profundidade de submersão (LIU *et al.*, 2021), controlam a direção e a turbulência dos jatos de aço líquido que determinam o padrão de fluxo no interior do molde. Esse padrão controla a estabilidade e a oscilação do menisco, que governa a forma da superfície, incluindo a profundidade das marcas de oscilação e defeitos associados (SENGUPTA, THOMAS e WELLS, 2005).

Gás argônio é frequentemente injetado para evitar o entupimento do bocal da válvula, e as bolhas resultantes fornecem fluatibilidade que afeta o padrão de fluxo do aço. Essas bolhas também podem coletar inclusões sólidas, como a alumina, que podem gerar defeitos internos nas placas (JI *et al.*, 2021; SENGUPTA, THOMAS e WELLS, 2005).

Logo abaixo do molde são instalados bicos *spray* de refrigeração por água bem como rolos de pé, que são rolos que possuem a finalidade de suportar a pressão ferrostática proveniente do núcleo líquido sobre a pele de aço. O processo completo no interior e na saída do molde é mostrado esquematicamente na Figura 2.2.

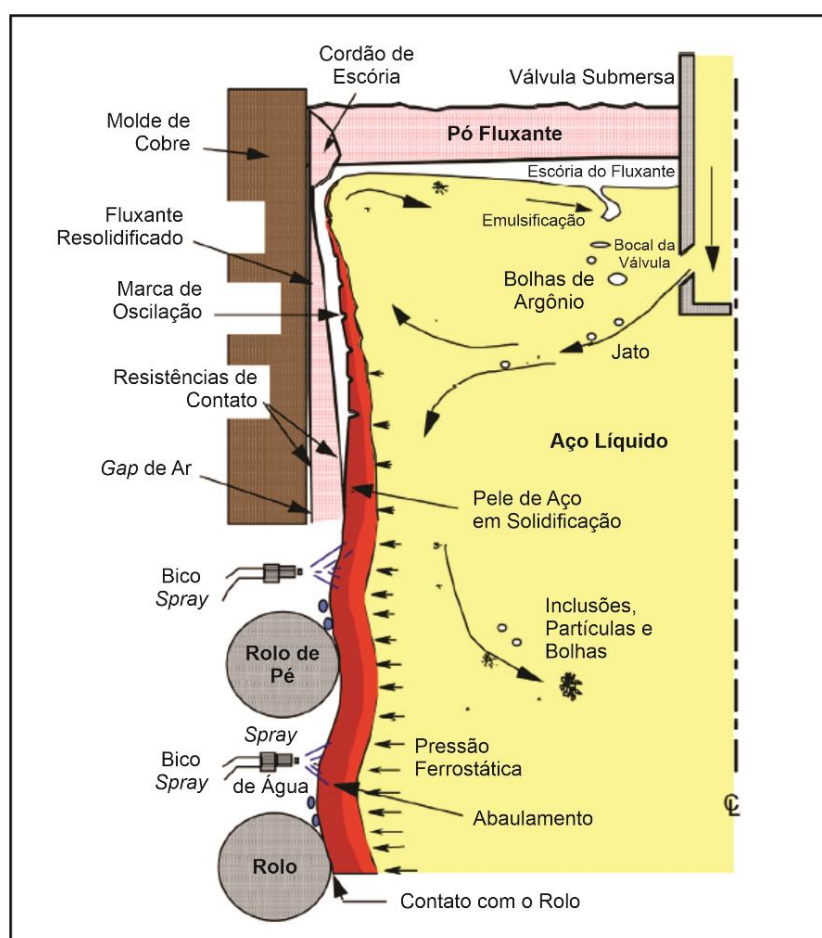


Figura 2.2 – Molde de lingotamento contínuo (THOMAS, 2017).

Na região dos segmentos, mostrada na Figura 2.1, é dada continuidade ao processo de solidificação da placa através de sprays de água e ar. Os segmentos possuem rolos que têm a finalidade de suportar e extrair o produto, colaborando também com a extração de calor do aço. Após os segmentos, na máquina de corte, as placas são cortadas através de um sistema de oxicorte (maçarico) no comprimento especificado.

De forma resumida, o lingotamento contínuo é fundamentalmente um processo de transferência de calor, removendo o superaquecimento, o calor latente e algum calor sensível do metal fundido de forma a produzir um veio sólido com forma e tamanho desejados (THOMAS, 2017). A transferência de calor pode ser dividida nas etapas:

- i) resfriamento primário: é o resfriamento do aço líquido que ocorre no interior do molde, formando uma camada externa de aço solidificado e núcleo ainda líquido;
- ii) resfriamento secundário: tem início logo após a saída do molde e compreende a extração de calor por convecção, radiação livre e por condução;
- iii) resfriamento terciário: acontece após a máquina de corte e é constituído pela convecção natural e radiação. Não possui influência no processo de solidificação, mas é importante quando outros fatores devem ser considerados, como a viabilização de processos subsequentes de laminação direta ou enformamento a quente (OLIVEIRA, 2009).

2.2 Molde no Lingotamento Contínuo de Placas

Diferentemente do lingotamento contínuo de tarugos, onde o molde é constituído por uma única peça de tubo de cobre mantido no interior de uma jaqueta metálica refrigerada a água, o molde do lingotamento contínuo de placas possui 4 placas de cobre que são montadas em conjunto. A face relativa à largura da placa lingotada é denominada como face larga e a relativa à espessura, é denominada face estreita.

Por intermédio de acionamentos mecânicos ou cilindros hidráulicos, as placas da face estreita podem deslizar entre as placas da face larga, o que permite tanto a variação de largura da placa sendo lingotada quanto o *taper* em que se encontram as placas estreitas, conforme demonstrado esquematicamente na Figura 2.3. A posição e inclinação das faces estreitas podem ser monitoradas por sensores de posição, encoders ou resolver, no caso de acionamentos mecânicos, bem como inclinômetros.

O *taper* das placas de cobre é uma conicidade intencional imposta às paredes do molde com a finalidade de manter o contato com a pele de aço solidificada enquanto ela diminui de temperatura e contrai (FURUMAI, ARAMAKI e OIKAWA, 2022). Essa contração é causada, principalmente, pela tensão térmica controlada pela transferência de calor do molde (THOMAS e OJEDA, 2003).

As placas de cobre são montadas através de parafusos ou tirantes em jaquetas de refrigeração, que são peças fabricadas em aço e que controlam a distribuição da água de refrigeração nos *slots*, que são canais verticais usinados na parte traseira da placa de cobre, fornecendo água pela parte inferior e coletando a água aquecida que sai pelo topo dos canais.

Além disso, as jaquetas também fornecem rigidez para conter parcialmente a flexão das placas de cobre devido aos enormes gradientes de temperatura impostos às placas durante operação (THOMAS *et al.*, 1997). O conjunto composto pela placa de cobre e jaqueta de refrigeração, por sua vez, é montado na estrutura do molde por intermédio de parafusos de fixação.

O espaçamento entre parafusos e *slots* varia conforme o projeto do molde. Normalmente, a distância entre dois *slots* situados adjacentes a uma coluna de parafusos é maior do que a distância entre os demais *slots*.

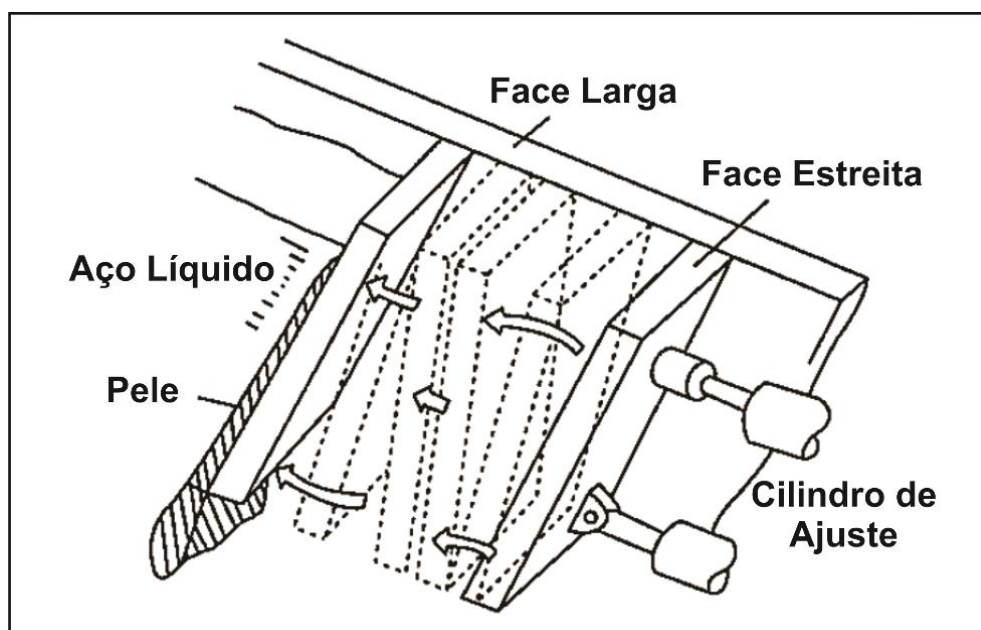


Figura 2.3 – Exemplo do movimento da face estreita para troca de largura durante operação (KITAKA *et al.*, 2002).

Para possibilitar o monitoramento *online* das condições de processo, de forma a antever problemas operacionais como *breakouts* (HE e ZHANG, 2018; MORELLI *et al.*, 2022), os moldes possuem termopares instalados em alojamentos existentes na placa de cobre, entre os canais de refrigeração. O *breakout*, também chamado de rompimento de pele, acontece quando a pele de aço solidificada se rompe ou rasga sob o molde, o que pode

causar grandes prejuízos por parada de produção e necessidade de troca de equipamentos (DUAN *et al.*, 2019).

A montagem dos termopares é feita através de um dispositivo roscado à jaqueta de refrigeração, onde uma mola comprime o termopar contra a placa de cobre garantindo, assim, o correto contato entre ambos, conforme detalhado na Figura 2.4.

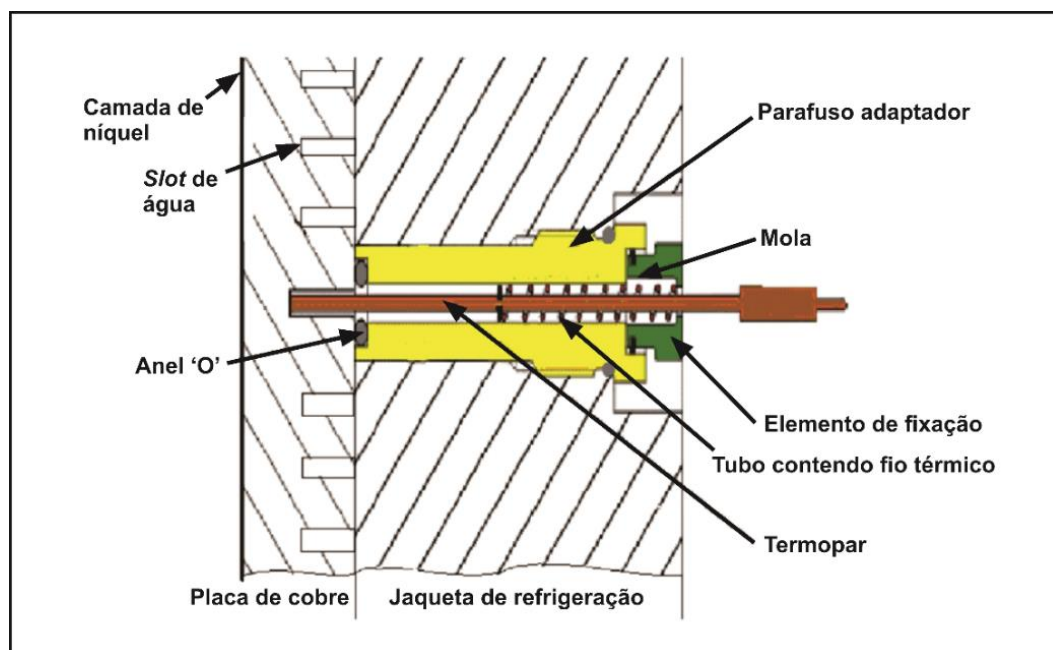


Figura 2.4 – Esquema típico de montagem de um termopar (HE, ZHOU e DENG, 2015).

Outra importante utilização dos dados de temperatura obtidos pela medição dos termopares é a aferição de modelos de transferência de calor mediante resolução de cálculos de condução de calor (MARCIAL, 2002; MORELLI *et al.*, 2021; ZHANG, ZOU e XIAO, 2023).

2.3 Solidificação no Molde (Resfriamento Primário)

Pelo ponto de vista de remoção de calor, o molde é um mecanismo de resfriamento controlado que transfere calor do aço para a água de refrigeração (DOMGIN e GAUTHIER, 2022; SINGH, 1998), conforme representado na Figura 2.5. Estima-se que o resfriamento primário no molde remova cerca de 40% do superaquecimento total do aço e cerca de 30% do calor sensível total (HUANG e THOMAS, 1992, apud SENGUPTA, THOMAS e WELLS, 2005).

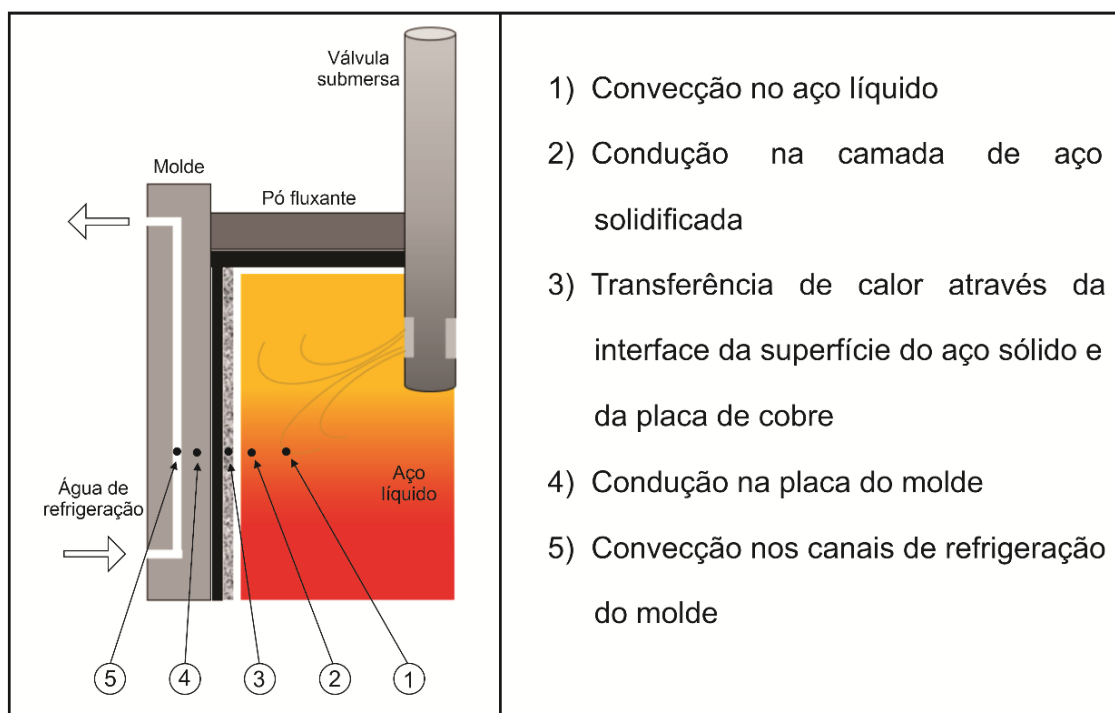


Figura 2.5 – Mecanismo de transferência de calor no molde (CICUTTI e SCHWERDTFEGER, 2008, apud NASCIMENTO, 2019).

Niu, Cai e Zhu (2018) e Sengupta, Thomas e Wells (2005) dividiram a transferência de calor através da interface aço sólido/placa de cobre (mecanismo 3 da Figura 2.5) em duas regiões de comportamentos distintos, sendo a região do menisco e a região abaixo do menisco, estendendo-se até a saída do molde.

Conforme mencionado, na região do menisco, o aço em solidificação está em contato próximo com a parede do molde, havendo entre ambos apenas uma fina camada de escória do fluxante. Durante lingotamento, o pó fluxante sinteriza e funde, espalhando-se sobre o menisco e penetrando no espaço entre a pele de aço e a parede do molde (NIU, CAI e ZHU, 2018; SENGUPTA, THOMAS e WELLS, 2005; ZHANG *et al.*, 2019). Parte da escória líquida se solidifica novamente em contato com o molde, criando cordões de escória (identificado na Figura 2.2) que aderem à parede do molde na região do menisco (KROMHOUT, 2013; ZHANG *et al.*, 2019). A pressão em que ocorre a interação do veio com o cordão de escória pode aprofundar as marcas de oscilação de acordo com o tamanho do cordão (JI *et al.*, 2021; WOLF, 2000, apud SENGUPTA, THOMAS e WELLS, 2005).

Após o menisco, tão logo a pele solidificada tenha força suficiente para se contrair, acontece a formação de um espaço, comumente chamado de *gap*, entre o metal e a parede do molde (NIU, CAI e ZHU, 2018; RAY e BASAK, 2019; SENGUPTA, THOMAS e WELLS, 2005). O seu tamanho depende de uma série de fatores, como característica das marcas de oscilação, perfil de rugosidade da superfície e de contração do aço, e distorções nas placas de cobre (MAHAPATRA *et al.*, 1991).

A transferência de calor através da região do *gap* é controlada pela espessura e propriedades térmicas do material que o preenche, como por exemplo ar e fluxante. Ao longo da face do molde, o pó fluxante se encontra como uma fina camada sólida e líquida em diferentes espessuras (RAY e BASAK, 2018). Adicionalmente, o fluxante sólido pode estar presente tanto no estado vítreo quanto cristalino (RAY e BASAK, 2018; SENGUPTA, THOMAS e WELLS, 2005). Os diferentes estados do pó fluxante bem como sua proporção dependem, dentre outros fatores, da temperatura da face quente do molde, que é a face da placa de cobre exposta ao aço em solidificação, da temperatura da superfície do aço e das características de solidificação do fluxante (BRANION, 1986, apud SINGH, 1998).

Uma analogia com um circuito de resistências elétricas pode ser aplicada às diferentes resistências à extração de calor do aço em solidificação até a água no molde, conforme mostrado na Figura 2.6. As principais resistências térmicas R ($\text{m}^2\text{°C/W}$) são a camada de aço solidificada, o *gap* entre o aço e a parede do molde, constituído pelo filme de fluxante e ar, bem como a placa de cobre. Para esses casos, a resistência é composta pela respectiva razão entre a espessura d (m) da camada e sua condutividade térmica k ($\text{W/m}^2\text{°C}$). Existe, também, a resistência na interface entre a placa de cobre e a água de refrigeração, dada pelo inverso do coeficiente de convecção h_w ($\text{W/m}^2\text{°C}$) entre a parede do molde e a água.

Utilizando dados de medições de temperatura da parede do molde, Watanabe *et al.* (1972, apud SAMARASEKERA e BRIMACOMBE, 1978) calcularam a parcela de cada uma das resistências térmicas entre a superfície do aço e a água de refrigeração do molde. Eles constataram que 84% da resistência é constituída pelo *gap* ($R_f + R_a$), enquanto a parede do molde (R_m) e a interface placa de cobre/água de refrigeração (R_w) são responsáveis, respectivamente, por 2 e 14% da resistência térmica ao fluxo de calor nessa região.

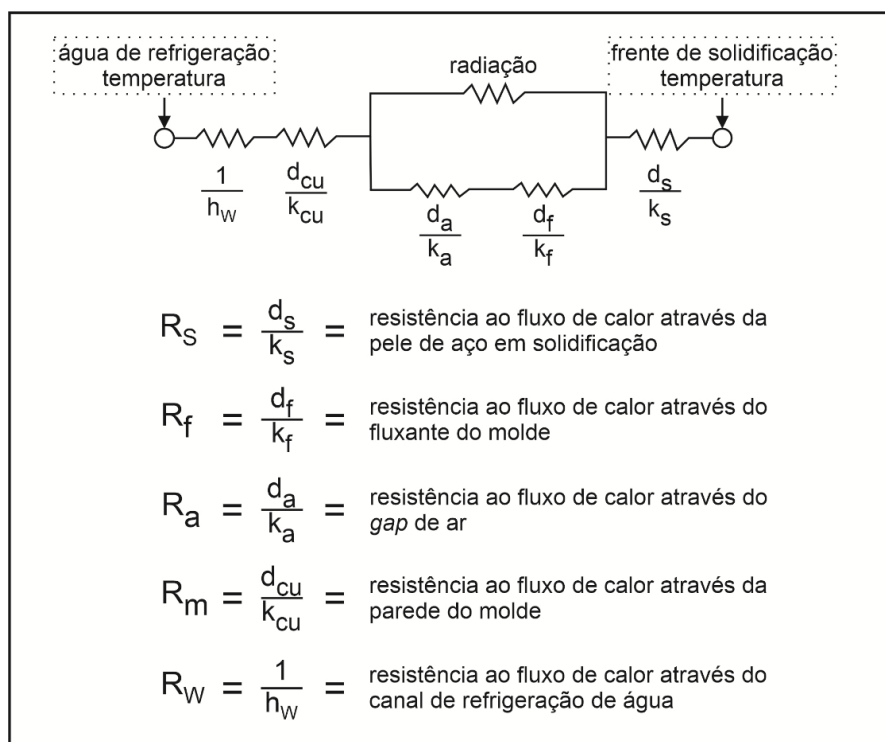


Figura 2.6 – Resistências ao fluxo de calor através da pele de aço até a água de refrigeração (SINGH, 1998).

O perfil de temperatura através das diferentes camadas no molde é apresentado na Figura 2.7, onde é possível notar que a maior queda de temperatura dentre todas as camadas acontece na região do *gap* entre a superfície do aço solidificado e a face quente do molde.

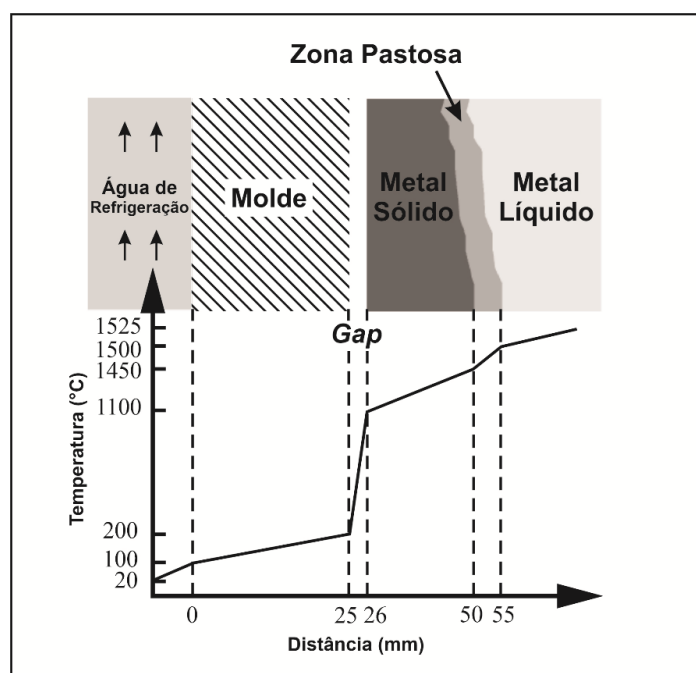


Figura 2.7 – Perfil de temperatura em função da posição através das diferentes camadas no molde (adaptado de SENGUPTA, THOMAS e WELLS, 2005).

2.4 Fluxo de Calor no Molde

Como mencionado, a água de refrigeração das placas de cobre é fornecida pela parte inferior do molde e coletada, aquecida, no topo. Essa variação de temperatura pode ser utilizada para o monitoramento da remoção de calor do molde durante operação. Multiplicando o aumento de temperatura, em cada face, pelo calor específico, densidade e vazão da água, obtém-se a taxa de extração de calor Q (W) naquela face. Dividindo a taxa de extração de calor pela área exposta da respectiva face quente obtém-se o fluxo de calor médio q_a (W/m²), conforme mostrado na Equação 2.1 (EMLING e DAWSON, 1991, apud SINGH, 1998).

$$q_a = \frac{c_{pw}\rho_w w \Delta T_w}{A} \quad (2.1)$$

Sendo:

q_a = fluxo de calor médio extraído por face do molde (W/m²);

c_{pw} = calor específico da água (J/kg°C);

ρ_w = densidade da água (kg/m³);

w = vazão de água por face do molde (m³/s);

ΔT_w = diferença de temperatura entre entrada e saída da água de refrigeração do molde (°C);

A = área exposta da face quente do molde (m²).

Onde:

$$\Delta T_w = T_{wo} - T_{wi} \quad (2.2)$$

Em que:

T_{wo} = temperatura de saída da água de refrigeração na face do molde (°C);

T_{wi} = temperatura de entrada da água de refrigeração na face do molde (°C).

Por meio de medidas experimentais da variação de temperatura da água de refrigeração, Savage e Pritchard (1954) propuseram uma equação para o perfil do fluxo de calor em função do tempo de residência do aço no molde de lingotamento contínuo de tarugos,

conforme Equação 2.3; onde o tempo de residência no molde é dado pela razão entre a distância medida abaixo do menisco z (cm) e a velocidade de lingotamento v_{ling} (cm/s).

$$q = 64 - 8\sqrt{t} \quad (2.3)$$

Em que:

q = fluxo de calor pontual (cal/cm²s);

t = tempo (s).

Com base no balanço de calor da água do molde, Lait, Brimacombe e Weinberg (1974, apud BRIMACOMBE, 1976) compilaram os dados do fluxo de calor médio em função do tempo de residência no molde para várias condições de operação em máquinas de lingotamento distintas, como pode ser visto na Figura 2.8, e compararam com a Equação 2.3, representada pela curva em linha contínua na figura. Embora a dispersão se apresente aparentemente grande, pelo destaque dos valores com maior divergência, 80% dos dados ficaram dentro das barras de erro indicadas (WEINBERG, 1979), mostrando boa concordância entre os dados obtidos e a curva calculada.

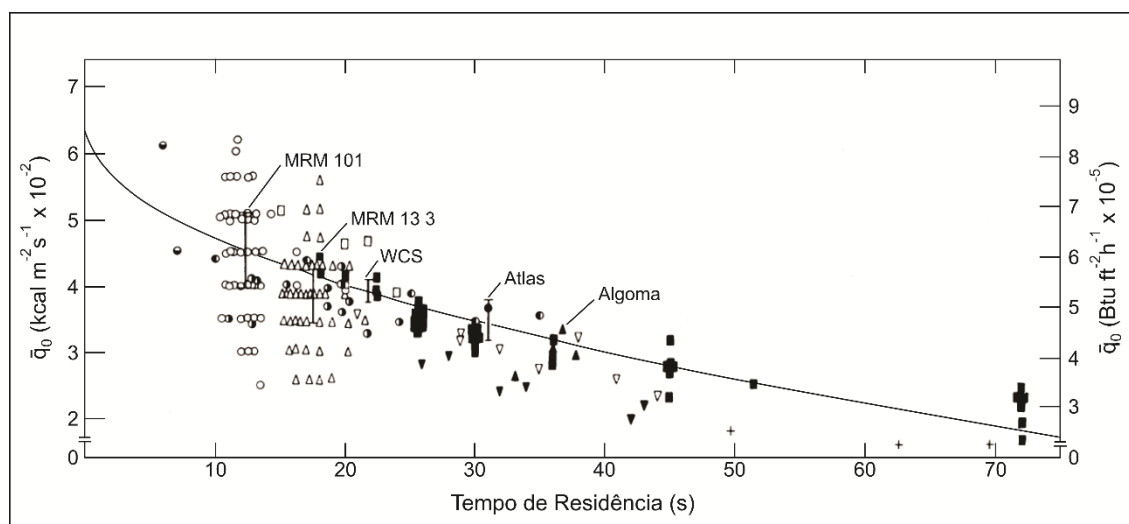


Figura 2.8 – Fluxo de calor médio em função do tempo de residência no molde (LAIT, BRIMACOMBE e WEINBERG, 1974, apud BRIMACOMBE, 1976).

Através da Equação 2.1, é possível obter o fluxo de calor médio extraído pela face do molde, entretanto, não é possível determinar o seu perfil ao longo do comprimento da face (SINGH e DAS, 2018). Para esse propósito, equações empíricas, também

relacionadas ao tempo de residência do aço no molde, são empregadas para estimar o perfil do fluxo de calor axial, como, por exemplo, as Equações 2.4 a 2.7, compiladas por Konishi (1996) e que têm origem em estudos anteriores, como o realizado por (SAVAGE e PRITCHARD, 1954).

$$q_m = at^{-b} \quad (2.4)$$

$$q_m = a - b\sqrt{t} \quad (2.5)$$

$$q_m = ae^{(-bt)} + c \quad (2.6)$$

$$q_m = ae^{(-t)} + be^{(-\frac{t}{n})} + c \quad (2.7)$$

Em que:

q_m = fluxo de calor pontual (W/m²);

a , b , c e n = constantes empíricas.

A Equação 2.4 possui a particularidade de o fluxo de calor não poder ser avaliado no menisco pois se tornaria infinito no tempo $t = 0$ segundos. Devido a sua menor complexidade, a Equação 2.5 é comumente utilizada para a determinação do perfil do fluxo de calor ao longo do comprimento do molde. E com relação às Equações 2.6 e 2.7, Konishi (1996) postulou que não existem diferenças significativas entre as curvas de fluxo de calor obtidas por ambas.

Equações desse formato simplificam os desafios inerentes à quantificação do fluxo de calor através do *gap* e do material que o preenche (ar e fluxante em diferentes estados), pois são aplicadas diretamente a partir da face quente do molde (CHAKRABORTY, GANGULY e TALUKDAR, 2019); sendo amplamente utilizadas ao longo dos anos (GUPTA *et al.*, 2018; LONG *et al.*, 2018; VAKA, GANGULY e TALUKDAR, 2020).

A partir de temperaturas medidas com termopares ao longo do plano central das placas de cobre, próximos à face quente de um molde instrumentado, Samarasekera e Brimacombe (1979) determinaram o perfil do fluxo de calor em um molde de lingotamento de placas que, através modelos matemáticos baseados no fluxo obtido, possibilitou realizar simulações da temperatura da parede do molde para diferentes condições de processo. Dois perfis de fluxo de calor foram empregados, sendo um perfil denominado “baixo fluxo de calor”, obtido com o uso de um pó fluxante de alto ponto de fusão e válvula submersa bifurcada, na qual o fluxo de aço é direcionado para a saída do molde; e um perfil de “alto fluxo de calor”, obtido com o uso de um pó fluxante de baixo ponto de fusão e válvula submersa multiportas, na qual o fluxo de aço é direcionado contra as paredes da face larga.

Para realizar as simulações de temperatura para moldes de lingotamento de tarugos, Samarasekera e Brimacombe (1979) utilizaram o perfil de fluxo de calor da Equação 2.3. Os três perfis foram então plotados em função do tempo de residência do aço no molde, conforme pode ser visto na Figura 2.9; em que os perfis de fluxo de calor calculados possuem boa concordância com o perfil desenvolvido por Savage e Pritchard (1954), principalmente o perfil de “alto fluxo de calor”.

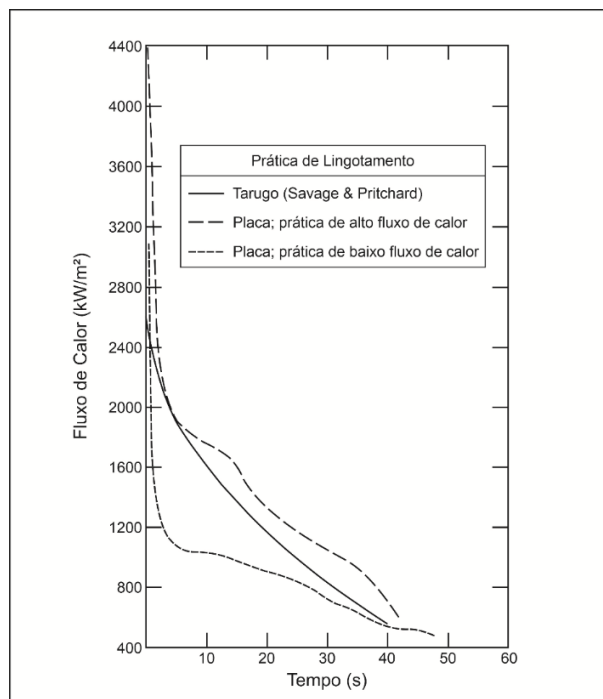


Figura 2.9 – Fluxo de calor em função do tempo de residência no molde para as práticas de alto e baixo fluxo de calor no lingotamento de placas e para o lingotamento de tarugos (SAMARASEKERA e BRIMACOMBE, 1979).

O fluxo de calor axial no molde de lingotamento possui um perfil típico com valor máximo no menisco e valores decrescentes em direção à base do molde (KONG *et al.*, 2018), como pode ser visto na Figura 2.10; onde esse declínio é devido ao aumento das resistências através do maior *gap* interfacial (CHAKRABORTY, GANGULY e TALUKDAR, 2019; RAY e BASAK, 2019) e através da crescente espessura da pele de aço em solidificação (MAHAPATRA, BRIMACOMBE e SAMARASEKERA, 1991).

Através de um modelo tridimensional para a determinação do perfil do fluxo de calor a partir de temperaturas medidas em um molde de lingotamento contínuo de placas, também instrumentado por termopares, Mahapatra, Brimacombe e Samarasekera (1991) relataram picos no fluxo de calor no menisco que variaram entre 2000 e 3000 kW/m², dependendo de condições operacionais e, inclusive, da posição da face medida (face larga ou estreita). As simulações realizadas por Samarasekera e Brimacombe (1979) encontraram valores máximo de fluxo de calor no menisco de 3100 e 4400 kW/m² para as práticas de baixo e alto fluxo de calor, respectivamente, conforme pode ser visto na Figura 2.9. Ao analisar a Equação 2.3 (SAVAGE e PRITCHARD, 1954), é possível observar um pico de fluxo de calor de 64 cal/cm²s ($t = 0$ segundos), ou seja, aproximadamente 2680 kW/m².

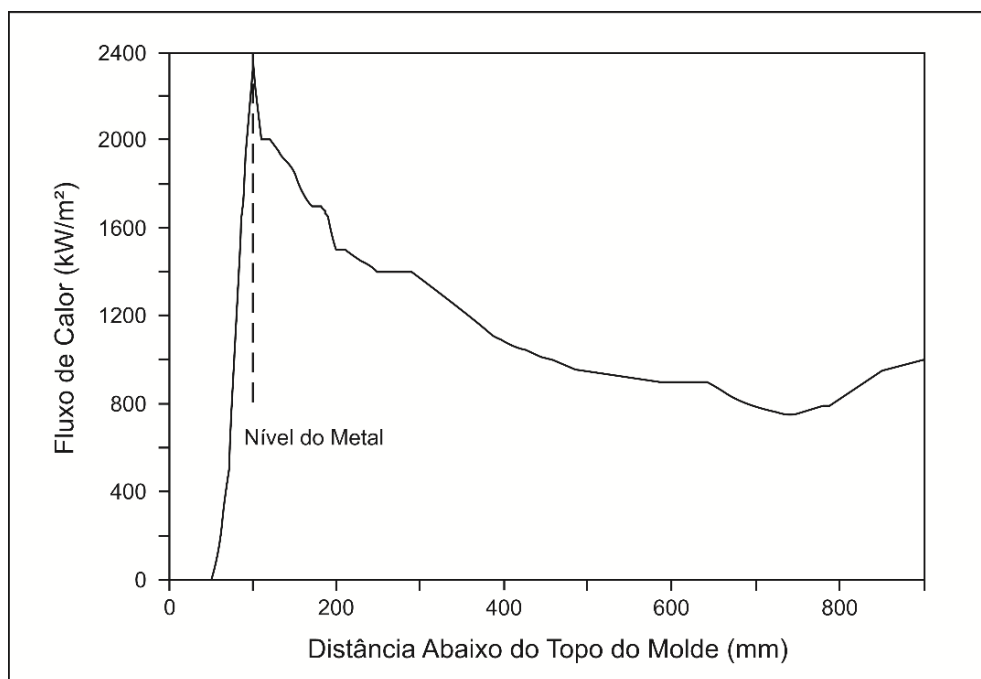


Figura 2.10 – Exemplo típico do perfil do fluxo de calor axial no centro da face estreita de um molde (MAHAPATRA, BRIMACOMBE e SAMARASEKERA, 1991).

Como pode ser observado, existe uma ampla variação nos valores de pico de fluxo de calor no menisco. Esse valor depende de uma série de fatores, como variáveis operacionais e projeto do molde, por exemplo.

2.4.1 Modelamento Matemático

Nos últimos anos, modelos matemáticos que descrevem a transferência de calor em moldes de lingotamento contínuo têm sido amplamente empregados. Geralmente, a calibração desses modelos é realizada por meio da medição da variação de temperatura na água de refrigeração para avaliar o balanço global de energia. Além disso, termopares do sistema de detecção de *breakout* podem ser utilizados para determinar o perfil do fluxo de calor ao longo do comprimento do molde.

A distribuição de temperatura em estado estacionário no molde de lingotamento contínuo é determinada pela equação de condução de calor estável para a temperatura em função das coordenadas ortogonais $T_m(x,y,z)$, conforme Equação 2.8, em que uma das direções representa a espessura da placa de cobre, outra direção representa a largura e, por fim, uma terceira direção representa o comprimento (altura) da placa, paralela à direção do sentido de lingotamento.

$$\frac{\partial}{\partial x} \left(k_m \frac{\partial T_m}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left(k_m \frac{\partial T_m}{\partial y} \right) + \frac{\partial}{\partial z} \left(k_m \frac{\partial T_m}{\partial z} \right) = 0 \quad (2.8)$$

Onde:

T_m = temperatura na parede do molde (°C);

k_m = condutividade térmica da parede do molde (W/m°C);

x , y e z = são as três direções ortogonais.

Samarasekera e Brimacombe (1979) verificaram a dependência da condutividade térmica em função da temperatura e postularam que possuem efeito insignificante no campo típico de temperatura do molde durante operação, permitindo que seja assumido valor constante de condutividade, o que possibilita que a condução de calor em estado estacionário seja governada pela Equação diferencial 2.9.

$$\frac{\partial^2 T_m}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 T_m}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 T_m}{\partial z^2} = 0 \quad (2.9)$$

A Equação 2.9 é resolvida aplicando condições de contorno que incluem o uso da Lei de Fourier para descrever o fluxo de calor por condução através da parede do molde, além da aplicação de condições de transferência de calor por convecção das paredes dos canais de refrigeração para a água, conforme especificado nas equações 2.10 e 2.11, respectivamente.

$$-k_0 \frac{\partial T_m}{\partial n} = q_0 \quad (2.10)$$

Onde:

k_0 = condutividade térmica média (W/m°C);

$\partial T_m / \partial n$ = gradiente de temperatura normal à superfície da parede do molde;

q_0 = fluxo de calor variável em função da posição no molde (W/m²).

$$-k_0 \frac{\partial T_m}{\partial n} = h_0 (T - T_0) \quad (2.11)$$

Em que:

h_0 = coeficiente de transferência de calor por convecção (W/m²°C);

T_0 = temperatura da água de refrigeração (°C).

Pinheiro *et al.* (2000); Udayraj *et al.* (2017) e Zhang, Zou e Xiao (2023) desenvolveram modelos bidimensionais completos para cálculo da distribuição do fluxo de calor a partir de temperaturas medidas na parede de moldes instrumentados por termopares. Esse método possui uma abordagem matematicamente mais rigorosa que consiste em resolver o problema inverso de condução de calor (IHCP) por métodos analíticos ou numéricos.

Samarasekera e Brimacombe (1979), Mahapatra *et al.* (1991) e Park *et al.* (2002) utilizaram uma forma simplificada para a determinação do fluxo de calor no molde. Trata-se de uma abordagem em que um perfil de fluxo de calor é assumido e utilizado como uma primeira estimativa da condição de contorno aplicada ao modelo térmico do molde.

Em seguida, a entrada inicial é criteriosamente alterada até que as temperaturas calculadas pelo modelo, na localização de cada termopar, correspondam às medidas registradas pelo respectivo instrumento (termopar) durante operação.

Em outro estudo, CAI *et al.* (2019) determinaram o fluxo de calor em um molde instrumentado com pares de termopares posicionados horizontalmente em diferentes distâncias da face quente. O fluxo de calor local na altura de cada termopar foi então calculado a partir do gradiente de temperatura medido em ambos os pontos, utilizando a Lei de Fourier para condução de calor.

Meng e Thomas (2003) postularam que 100 mm abaixo do menisco o fluxo de calor por condução pela parede do molde possui comportamento basicamente unidimensional. Efeito semelhante foi relatado por Samarasekera e Brimacombe (1979), em que as isotermas axiais previstas pelo modelo de temperatura são paralelas a partir de 50 a 60 mm abaixo do menisco, o que também indica comportamento unidimensional do fluxo de calor.

Moldes comerciais, instrumentados com sistema de detecção de *breakout*, possuem termopares, normalmente, instalados a partir de 100 mm abaixo do menisco, o que possibilita que a temperatura medida por eles possa ser utilizada para a determinação do fluxo de calor, na posição onde está montado, através de um modelo unidimensional. Dessa forma, a Equação 2.9 se reduz à Equação 2.12.

$$\frac{\partial^2 T_m}{\partial x^2} = 0 \quad (2.12)$$

A distribuição de temperatura na parede do molde é então determinada pela integral da Equação 2.12 e, aplicando as condições de contorno das Equações 2.10 e 2.11, pode ser determinada pelas Equações 2.13 em função da posição na parede do molde (HIBBELER *et al.*, 2016).

$$T_{1D}(x) = \begin{cases} T_w + q_m \left(\frac{1}{h_w} + \frac{d_{molde}}{k_{molde}} + \frac{d_{ revesti mento } - x}{k_{ revesti mento }} \right), & 0 \leq x \leq d_{ revesti mento } \\ T_w + q_m \left(\frac{1}{h_w} + \frac{d_{molde} + d_{ revesti mento } - x}{k_{molde}} \right), & d_{ revesti mento } < x \leq (d_{ revesti mento } + d_{molde}) \end{cases} \quad (2.13)$$

Em que:

$T_{1D}(x)$ = temperatura da parede do molde em função da posição ($^{\circ}\text{C}$);

T_w = temperatura da água de refrigeração ($^{\circ}\text{C}$);

q_m = fluxo de calor pontual (W/m^2);

h_w = coeficiente de transferência de calor por convecção ($\text{W}/\text{m}^2\text{^{\circ}\text{C}}$);

d_{molde} = espessura efetiva da placa de cobre (m);

k_{molde} = condutividade térmica da placa de cobre ($\text{W}/\text{m}^{\circ}\text{C}$);

$d_{revestimento}$ = espessura do revestimento aplicado na face quente (m);

$k_{revestimento}$ = condutividade térmica do revestimento aplicado na face quente ($\text{W}/\text{m}^{\circ}\text{C}$).

A espessura efetiva d_{molde} da placa de cobre se estende até a raiz do canal de refrigeração (*slot*), que representa a região mais profunda do canal e está mais próxima da face quente. A camada de revestimento $d_{revestimento}$ é aplicada sobre a espessura efetiva, conforme pode ser visto na Figura 2.11; que também representa a geometria do molde utilizada para o desenvolvimento do modelo unidimensional bem como as principais variáveis utilizadas na Equação 2.13. Além disso, o perfil de temperatura estimado ao longo da parede do molde, da face quente até a água de refrigeração, também pode ser visto na Figura 2.11.

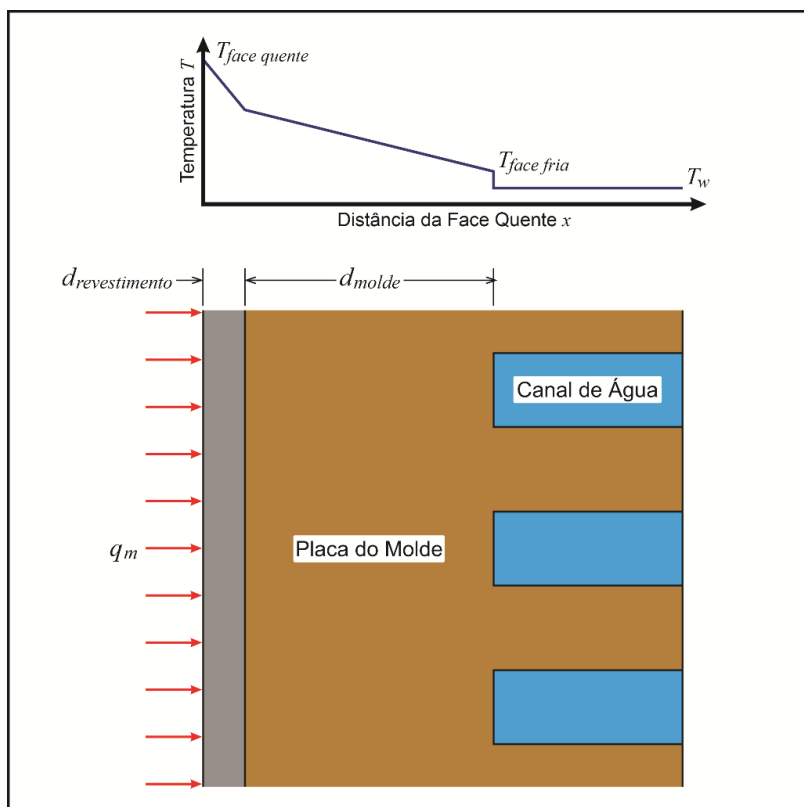


Figura 2.11 – Perfil de temperatura e variáveis para modelo unidimensional de cálculo da temperatura na seção transversal do molde (adaptado de HIBBELER *et al.*, 2016).

Dessa forma, utilizando a Equação 2.13 para qualquer x entre $d_{\text{ revesti mento}}$ e $(d_{\text{ revesti mento}} + d_{\text{ molde}})$, sendo esse o local de medição pelo termopar, é possível de se determinar o fluxo de calor naquele ponto a partir da temperatura medida pelo termopar, de acordo com a Equação 2.14.

$$q_{\text{termopar}} = \frac{T_{\text{termopar}} - T_{w.\text{termopar}}}{\left(\frac{1}{h_w} + \frac{l}{k_{\text{molde}}}\right)} \quad (2.14)$$

Sendo:

q_{termopar} = fluxo de calor na altura do termopar (W/m²);

T_{termopar} = temperatura medida pelo termopar (°C);

$T_{w.\text{termopar}}$ = temperatura da água de refrigeração na altura do termopar (°C);

l = distância entre o ponto de medição do termopar e a raiz do canal de refrigeração (m).

Conforme mencionado e demonstrado na Equação 2.11, a transferência de calor do molde para a água de refrigeração ocorre devido à convecção forçada nos canais de refrigeração, podendo ser quantificada por meio do uso de correlações para escoamentos turbulentos; das quais destacam-se as correlações de Sleicher-Rouse (GUPTA *et al.*, 2018; MENG e THOMAS, 2003; RAY e BASAK, 2020) e Dittus-Boelter (JI *et al.*, 2021; MI *et al.*, 2020; SAMARASEKERA e BRIMACOMBE, 1979), amplamente empregadas para simular a convecção forçada no molde.

Entretanto, essas equações podem não atingir a precisão desejada, como é o caso da correlação de Dittus-Boelter, que pode resultar em erros de até 25%. Esses erros podem ser reduzidos para menos de 10% com a utilização de correlações um pouco mais complexas, como a descrita na Equação 2.15, fornecida por Gnielinski (1976, apud BERGMAN e LAVINE, 2019), a qual é aplicável a tubos lisos.

$$Nu = \frac{h_w D_H}{k_w} = \frac{(f/8)(Re - 1000)Pr}{1 + 12,7(f/8)^{1/2}(Pr^{2/3} - 1)} \quad (2.15)$$

Em que:

Nu = número de Nusselt;

D_H = diâmetro hidráulico do canal de refrigeração (m);

k_w = condutividade térmica da água (W/m°C);

f = fator de atrito;

Re = número de Reynolds;

Pr = número de Prandtl.

O diâmetro hidráulico do canal de refrigeração é calculado usando a Equação 2.16. O fator de atrito, que depende das condições na superfície do canal, pode ser determinado pela Equação 2.17, a qual representa uma correlação para tubos lisos desenvolvida por Petukhov (1970, apud BERGMAN e LAVINE, 2019).

$$D_H = 4 \left(\frac{\text{área da seção do canal de refrigeração}}{\text{perímetro do canal de refrigeração}} \right) \quad (2.16)$$

$$f = (0,790 \ln Re - 1,64)^{-2} \quad (2.17)$$

A Equação 2.15 é aplicável a fluxos turbulentos com número de Reynolds entre 3.000 e 5×10^6 , número de Prandtl entre 0,5 e 2000 e uma razão entre comprimento vertical do canal de refrigeração (l_{canal}) e o diâmetro hidráulico (D_H) maior ou igual a 10. A Equação 2.17 também é válida para fluxos turbulentos com número de Reynolds entre 3.000 e 5×10^6 . O número de Reynolds é calculado pela Equação 2.18, e o número de Prandtl é determinado com base nas propriedades do fluido estimadas na temperatura média entre a saída (T_{wo}) e a entrada (T_{wi}) da água de refrigeração.

$$Re = \frac{\rho_w u_w D_H}{\mu_w} \quad (2.18)$$

Em que:

$$u_w = \frac{w}{\text{área total dos canais de refrigeração}} \quad (2.19)$$

Onde:

u_w = velocidade da água no canal de refrigeração (m/s);

μ_w = viscosidade da água (Pa.s);

w = vazão de água por face do molde (m³/s).

Um superaquecimento dos *slots* pode resultar em uma ebulição nucleada da água, o que, por sua vez, pode formar um filme estável de bolhas de ar, praticamente interrompendo a remoção de calor e podendo ocasionar um aquecimento local ainda maior (MORELLI *et al.*, 2022; SENGUPTA, THOMAS e WELLS, 2005); além da possibilidade de formação de incrustações nas paredes dos canais. A fim de minimizar esse fenômeno, geralmente utiliza-se água desmineralizada ou água abrandada (com baixo teor de íons de cálcio e magnésio) para a refrigeração do molde (RAY e BASAK, 2019).

A possibilidade de ocorrência de ebulição nucleada pode ser avaliada através da extrapolação dos dados de Latsch, Morell e Rampf (1978, apud SAMARASEKERA e BRIMACOMBE, 1979), que estabelecem um limite de 160 °C para a temperatura das paredes dos canais de refrigeração. Outra abordagem para verificar a possibilidade de ebulição da água envolve a utilização da Equação 2.20, a qual permite determinar a temperatura de ebulição da água pressurizada no interior dos *slots* (HIBBELER *et al.*, 2016).

$$T_{w.ebulição} = \frac{1810,94}{8,14019 - \log_{10} \left(\frac{7500,69 p_{abs}}{10^6} \right)} - 244,485 \quad (2.20)$$

Em que:

$T_{w.ebulição}$ = temperatura de ebulição da água (°C);

p_{abs} = pressão absoluta da água no molde (Pa).

Para obter o perfil de temperatura da água de refrigeração, Mahapatra *et al.* (1991) assumiram, inicialmente, que a temperatura da água variou de forma linear ao longo do *slot*. Posteriormente, balanços térmicos foram realizados para recalculá-lo o perfil de temperatura da água, que foram posteriormente utilizados para calcular a temperatura da parede do molde. Esse processo foi repetido até que a convergência dos valores fosse obtida. Jayakrishna *et al.* (2020) e Vaka, Ganguly e Talukdar (2020) também conduziram um balanço térmico para obter o perfil de temperatura da água de refrigeração no molde.

Diferentemente, alguns autores, incluindo Morelli *et al.* (2022), Om *et al.* (2023), Park *et al.* (2002) e Singh (1998), optaram por uma forma simplificada, assumindo um aumento linear da temperatura da água ao longo do *slot*, negligenciaram o balanço térmico.

Como pode ser observado, ao descrever o fluxo de calor da parede do molde para a água de refrigeração, modelos matemáticos frequentemente são simplificados aplicando uma condição de convecção constante com base nas correlações de escoamento turbulento, como Sleicher-Rouse, Dittus-Boelter ou Gnielinski. Além disso, esses modelos muitas vezes empregam um perfil de aumento linear da temperatura da água nos *slots*. No entanto, de acordo com Niu, Cai e Zhu (2019), a distribuição da temperatura da água e o coeficiente de transferência de calor podem não ser uniformes em diferentes canais de refrigeração.

Para contornar essa situação, uma abordagem alternativa envolve o uso de modelos numéricos que consideram a água de refrigeração. Isso resulta na elaboração de um modelo acoplado de transferência de calor entre o molde e a água, como demonstrado em estudos como aqueles conduzidos por Domgin e Gauthier (2022) e Niu, Cai e Zhu (2019), que incorporaram a modelagem da água nos canais de refrigeração das placas de cobre em moldes de lingotamento contínuo de placas, e em estudos como o de Ray e Basak (2020), que modelaram a água ao redor dos tubos de cobre em moldes de lingotamento contínuo de tarugos.

Esses modelos são conduzidos por meio de *softwares* baseados na fluidodinâmica computacional, os quais, com o avanço e aumento da capacidade computacional, têm possibilitado análises cada vez mais abrangentes e detalhadas, sendo amplamente empregados em modelos matemáticos que envolvem o complexo processo de transferência de calor no lingotamento contínuo.

2.4.2 Fluidodinâmica Computacional

A fluidodinâmica computacional é a área do conhecimento que trata da simulação numérica de escoamentos de fluidos, transferência de calor e massa, e demais fenômenos relacionados, através do cálculo de equações diferenciais. As equações governantes da fluidodinâmica são chamadas equações de Navier-Stokes; e na modelagem de fluidos, as equações de continuidade, *momentum* e energia desempenham um papel fundamental, descrevendo a conservação da massa, de movimento do fluido e da transferência de energia, respectivamente (HASHEMI-TILEHNOEE *et al.*, 2019). O volume fluido é então discretizado por métodos como elementos finitos ou volumes finitos, sendo este

último o mais utilizado em CFD, permitindo transformar as equações diferenciais em um conjunto de equações algébricas que podem ser resolvidas numericamente (KENWAY *et al.*, 2019).

Em escoamentos incompressíveis a densidade do fluído é considerada constante; portanto, a equação de conservação de massa é expressa na forma da Equação 2.21, onde $\vec{V}$ (m/s) representa o vetor velocidade do fluido (CHAKRABORTY, GANGULY e TALUKDAR, 2019).

$$\nabla \cdot \vec{V} = 0 \quad (2.21)$$

A equação de conservação de movimento é representada pela equação 2.22 (KHALID e AHSAN, 2020; SOHN, 2020).

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho \vec{V}) + \nabla \cdot (\rho \vec{V} \vec{V}) = -\nabla P + \nabla \cdot (\bar{\bar{\tau}}) + \rho \vec{g} + \vec{F} \quad (2.22)$$

Em que:

$$\bar{\bar{\tau}} = \mu \left[(\nabla \vec{V} + \nabla \vec{V}^T) - \frac{2}{3} I \nabla \cdot \vec{V} \right] \quad (2.23)$$

Onde:

ρ = densidade (kg/m³);

P = pressão (Pa);

$\bar{\bar{\tau}}$ = tensor de tensão viscosa (Pa);

$\vec{g}$ = aceleração da gravidade (m/s²);

$\vec{F}$ = força genérica integrada sobre o volume (N);

μ = viscosidade dinâmica (Pa.s);

I = tensor identidade.

A equação de energia é resolvida de acordo com a Equação 2.24 (HASHEMI-TILEHNOEE *et al.*, 2019).

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho e) + \nabla \cdot [\vec{V}(\rho e + P)] = \nabla \cdot [k \nabla T + (\vec{\tau} \cdot \vec{V})] \quad (2.24)$$

Onde:

e = energia específica (J/kg);

T = temperatura (°C).

2.4.3 Temperatura na Parede do Molde

Ao analisar a Equação 2.13, torna-se evidente que a temperatura da face quente depende de variáveis como o coeficiente de transferência de calor por convecção nos *slots*, temperatura de entrada da água de refrigeração, espessura e respectiva condutividade térmica do cobre e da camada de revestimento. De uma forma geral, a forma geométrica das placas do molde, como a configuração dos canais de refrigeração, também possui grande influência no perfil térmico do molde.

O perfil de temperatura da face quente determina a região do molde mais suscetível ao amolecimento e à deformação térmica. Por sua vez, o perfil de temperatura dos *slots*, quando examinado em relação à temperatura de saturação da água, indica a possibilidade de geração de vapor nos canais de refrigeração e, conseqüentemente, a redução na extração de calor diante da formação de bolhas (SAMARASEKERA e BRIMACOMBE, 1979).

Através de um modelo de elementos finitos, Thomas *et al.* (1997) simularam o perfil de temperatura da face quente de um molde de lingotamento contínuo de placas com base no perfil de fluxo de calor da Equação 2.3, conforme Figura 2.12; na qual os perfis de fluxo de calor e de temperatura da face quente são mostrados ao longo do comprimento do molde. Como pode ser observado, a temperatura da face quente do molde não é uniforme ao longo de seu comprimento, o que se deve à considerável variação da taxa de transferência de calor do aço para a parede do molde (MAHAPATRA *et al.*, 1991).

Como pode ser observado na Figura 2.12, o fluxo de calor máximo no menisco dá origem a uma temperatura máxima na face quente do molde em uma região abaixo dele. Thomas *et al.* (1997) relataram que a máxima temperatura simulada foi encontrada a 15 mm

abaixo do menisco. Mahapatra *et al.* (1991) e Niu, Cai e Zhu (2019) encontraram valores máximos de temperatura na face quente a 20 mm abaixo do menisco e atribuíram (MAHAPATRA *et al.*, 1991) esse comportamento à condução axial existente na região do menisco e ao seu efeito de forma. À medida que se afasta do topo do molde, há uma queda na temperatura da face quente devido à combinação do aumento do *gap* entre o aço e a parede do molde, aumento da espessura da pele solidificada e pela redução da própria força motriz devido à queda na temperatura superficial do aço (MAHAPATRA *et al.*, 1991).

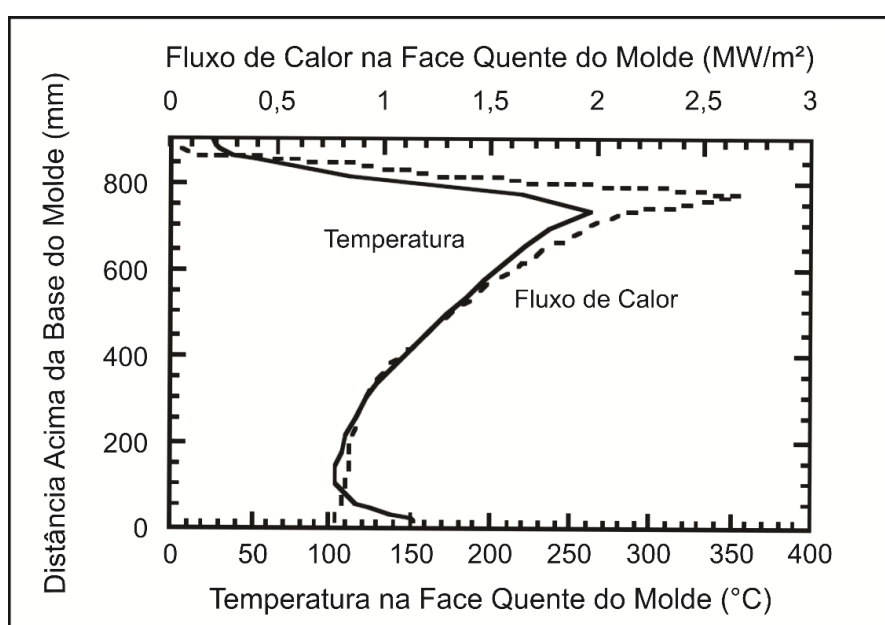


Figura 2.12 – Temperatura da face quente simulada com base no perfil do fluxo de calor axial medido na face larga de um molde (THOMAS *et al.*, 1997).

Conforme também pode ser observado na Figura 2.12, a 50 mm da saída do molde o modelo previu um aumento na temperatura da face quente em cerca de 50 °C, mesmo diante de um fluxo de calor decrescente na região. Esse efeito ocorre devido ao posicionamento do *slot* de refrigeração em relação à extremidade do molde e também foi observado em estudos subsequentes (GUPTA *et al.*, 2018; NIU, CAI e ZHU, 2019). Nesse mesmo local Salkiewicz *et al.* (1995, apud THOMAS *et al.*, 1997) mediram um aumento de 2 a 7 vezes no desgaste das placas do molde durante operação. Isto ocorre devido à maior propensão do cobre e do revestimento à deformação plástica em temperaturas elevadas, o que resulta na diminuição da resistência mecânica e, por conseguinte, no desgaste precoce (DOMGIN e GAUTHIER, 2022; THOMAS *et al.*, 1997).

Thomas *et al.* (1997) também relataram que, na direção dos parafusos de fixação da placa de cobre à jaqueta de refrigeração, onde o espaçamento entre *slots* de água é maior, houve um aumento de 33 °C no pico de temperatura da face quente do molde e, no geral, a diferença de temperatura nessas regiões ultrapassaram valores de 20 °C. O mesmo comportamento já havia sido observado por Mahapatra (1989), com uma diferença de aproximadamente 22 °C na temperatura em direção aos parafusos, e foi posteriormente confirmado por Niu, Cai e Zhu (2019), que encontraram uma variação de 21 °C.

Para mitigar esse efeito, os *slots* adjacentes aos parafusos são estendidos mais profundamente na placa em direção à face quente, com o objetivo de compensar a maior distância entre *slots* (GUPTA *et al.*, 2018).

2.5 Variáveis Operacionais

A influência de parâmetros operacionais no comportamento térmico do molde, e vice-versa, é objeto de várias pesquisas, baseadas em extensos testes experimentais em operação. Mahapatra, Brimacombe e Samarasekera (1991) postularam que a chave para o controle do fluxo de calor no molde é o controle da temperatura da face quente na região do menisco, devido à grande influência na espessura do cordão de escória e na profundidade das marcas de oscilação. Dessa forma, serão apresentadas algumas variáveis operacionais bem como seu efeito no fluxo de calor e na temperatura das paredes do molde.

2.5.1 Marcas de Oscilação

O mecanismo de formação das marcas de oscilação, proposto por Takeuchi e Brimacombe (1984, apud MAHAPATRA, BRIMACOMBE e SAMARASEKERA, 1991), é baseado na resposta da pele parcialmente solidificada no menisco à pressão que surge no pó fluxante entre o veio e a parede do molde. Através de um modelo fluidodinâmico eles mostraram que uma pressão positiva surge no fluxante durante o período de estripamento negativo e uma pressão negativa é gerada durante o movimento ascendente do molde. A combinação desses dois eventos resulta na formação de uma marca de oscilação, cuja profundidade resultante é governada pelo tipo de fluxante e pelas

características de oscilação do molde (MAHAPATRA, BRIMACOMBE e SAMARASEKERA, 1991).

Marcas de oscilação diminuem a transferência de calor porque aumentam localmente o *gap* entre a face quente do molde e o veio. Uma redução da temperatura da face quente leva à formação de um cordão de escória mais espesso e um fluxante de menor temperatura e mais viscoso. Esse efeito combinado resulta em marcas de oscilação mais profundas, diminuindo o fluxo de calor do aço para o molde (MAHAPATRA, BRIMACOMBE e SAMARASEKERA, 1991). Além disso, marcas de oscilações profundas podem ser deletérias para a qualidade da superfície, pois são frequentemente o local de trincas transversais (JI *et al.*, 2021). Conforme será abordado, o teor de carbono também possui forte influência nas profundidades das marcas de oscilação.

2.5.2 Posição da Placa de Cobre

A direção e a turbulência dos jatos de aço determinam seu padrão de fluxo no interior do molde, o que possui influência direta na interação com as paredes do molde e, consequentemente, na troca térmica (LI *et al.*, 2023). Essa característica se torna bem evidente ao se realizar uma comparação dos perfis de fluxo de calor entre face estreita e face larga durante o lingotamento, conforme pode ser visto na Figura 2.13.

Os dois perfis são semelhantes em aparência, mas o pico do fluxo de calor na face estreita é 37% maior do que na face larga. Essa diferença se deve, provavelmente, ao fluxo de aço líquido proveniente da válvula submersa sendo direcionado ao menisco da face estreita, fornecendo mais calor por convecção. Como resultado, haverá um aumento da temperatura do fluxante, tornando-o menos viscoso, o que causará um aumento na extração de calor.

Abaixo do menisco, o comportamento do fluxo de calor entre as duas faces também é diferente. Enquanto na face larga o fluxo se mantém, em média, próximo a 1100 kW/m², na face estreita acontece um maior declínio. Mahapatra, Brimacombe e Samarasekera (1991) explicaram essa diferença pela maior tendência de a pele de aço na face larga ser projetada em direção à parede do molde sob a influência da pressão ferrostática, o que causa uma diminuição do *gap* e, consequentemente, aprimora o contato entre o veio e a face quente da placa de cobre. Adicionalmente, outro fator que pode causar esse

comportamento seria o *taper* não correspondente à contração da pele solidificada na face estreita, o que reduz o contato com a parede do molde e prejudica o fluxo de calor.

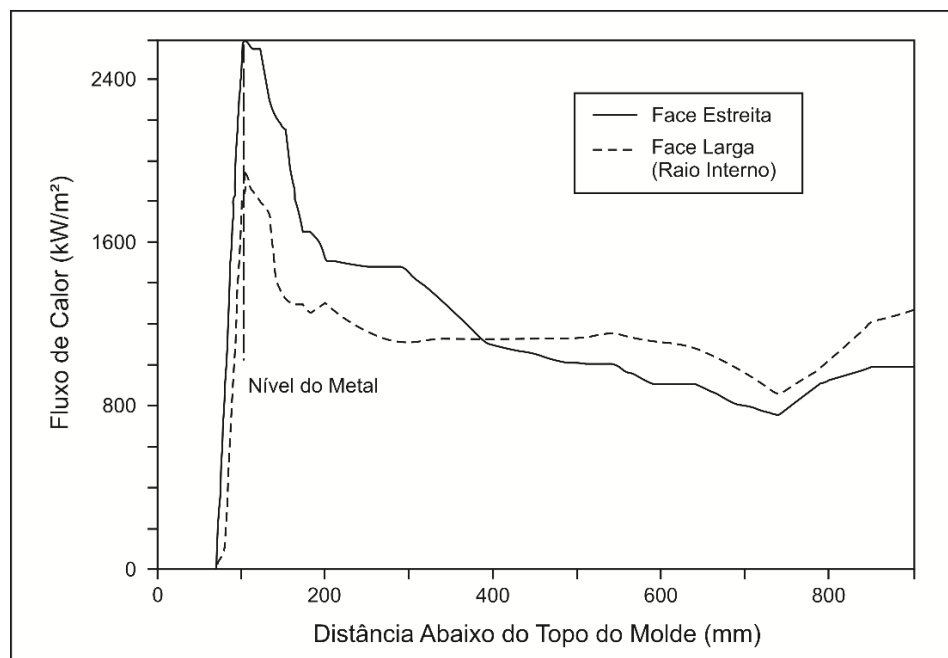


Figura 2.13 – Perfil do fluxo de calor axial na face estreita e na face larga durante lingotamento de um aço 0,17% C na velocidade de lingotamento de 1,0 m/min (MAHAPATRA, BRIMACOMBE e SAMARASEKERA, 1991).

Durante a solidificação, outro comportamento do aço possui influência na troca térmica com as placas do molde. Trata-se da tendência à formação de uma folga causada pela maior contração da pele nas quinas do molde entre as faces larga e estreita (NIU, CAI e ZHU, 2021), o que também prejudica o processo de transferência de calor nessa região (JAYAKRISHNA *et al.*, 2020; SENGUPTA, THOMAS e WELLS, 2005).

Um estudo conduzido por Niu, Cai e Zhu (2018) revelou que o *gap* de ar na quina se forma a 91 mm abaixo do menisco. Em um estudo subsequente, Niu, Cai e Zhu (2019) observaram que os fluxos de calor nas quinas das faces larga e estreita reduzem, respectivamente, para 45 e 75% do valor de referência. Vaka, Ganguly e Talukdar (2020) identificaram valores de fluxo de calor na quina que variaram de 56 a 72% em relação ao fluxo praticado nas demais regiões, dependendo do processo e dos parâmetros geométricos do molde.

Para levar em consideração o efeito da contração do aço na quina das faces larga e estreita, durante a simulação da temperatura do molde, Thomas *et al.* (1997) reduziram o fluxo de

calor abaixo do menisco, ao longo de uma faixa de 31 mm do canto, para 67% do valor padrão adotado para as demais regiões das placas de cobre. A fim de simular o comportamento térmico em um molde de lingotamento contínuo de tarugos, Chakraborty, Ganguly e Talukdar (2019), seguindo o estudo de Thomas, reduziram linearmente o fluxo de calor nas quinas, ao longo de uma faixa de 10 mm de largura em cada face e a partir de, aproximadamente, 100 mm abaixo do menisco, até atingir o mínimo de 67% na base do molde, conforme ilustrado na Figura 2.14.

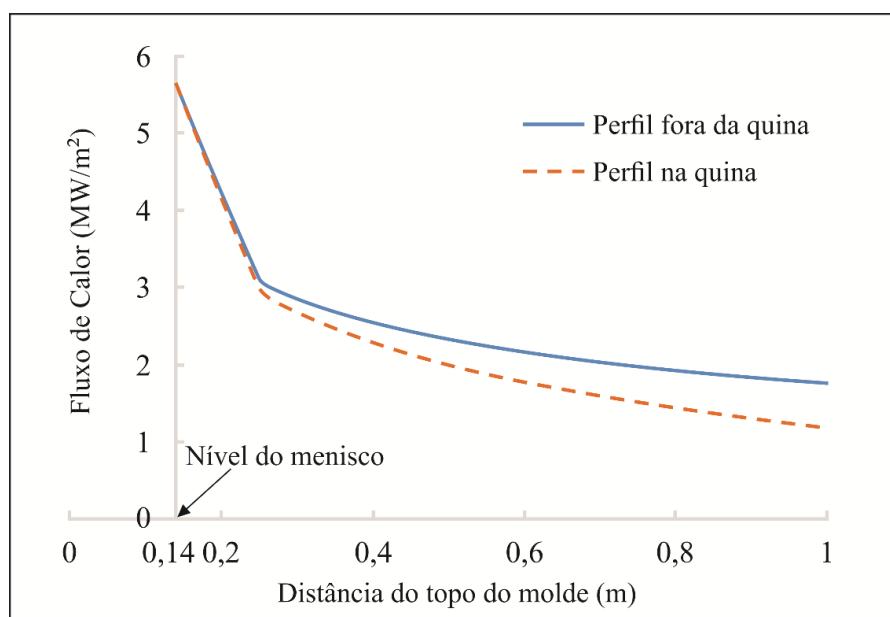


Figura 2.14 – Perfil do fluxo de calor nas diferentes interfaces entre molde e tarugo (CHAKRABORTY, GANGULY e TALUKDAR, 2019).

2.5.3 *Taper* do Molde

Conforme já mencionado, as paredes do molde são afuniladas de forma a corresponder à contração do aço e reduzir a espessura do *gap*, minimizando os efeitos prejudiciais sobre o resfriamento primário. O *taper* adequado deve garantir uma transferência de calor uniforme entre o molde e a superfície de aço sem exercer forças de atrito excessivas na pele em solidificação.

O *taper* aplicado à face larga não é considerado tão crítico ao projeto do molde porque, devido ao tamanho de sua área superficial, a pele de aço não possui resistência suficiente para suportar a pressão ferrostática, se deformando e mantendo um bom contato com a parede do molde, exceto na interface com a placa estreita, conforme descrito no tópico anterior. Ainda assim, os moldes geralmente possuem *taper* na face larga, determinado

por uma usinagem nas placas de cobre ou na jaqueta de refrigeração, que proporciona uma conicidade fixa, de valor típico, em torno de 1,0 mm por face.

O *taper* da face estreita, alterado através de acionamentos mecânicos ou por cilindros hidráulicos, é aplicado pelo deslocamento horizontal ΔW (m) na posição de cada placa de cobre por largura da base do molde W (m), conforme Equação 2.25 (porcentagem por molde); ou dividindo esse resultado pelo comprimento L (m) a partir do menisco até a base do molde, de acordo com a Equação 2.26 (porcentagem por unidade de comprimento). Essas variáveis são representadas esquematicamente na Figura 2.15 (THOMAS e OJEDA, 2003).

$$taper (\%) = 2 \frac{\Delta W}{W} 100 \quad (2.25)$$

$$taper (\%/m) = 2 \frac{\Delta W}{LW} 100 \quad (2.26)$$

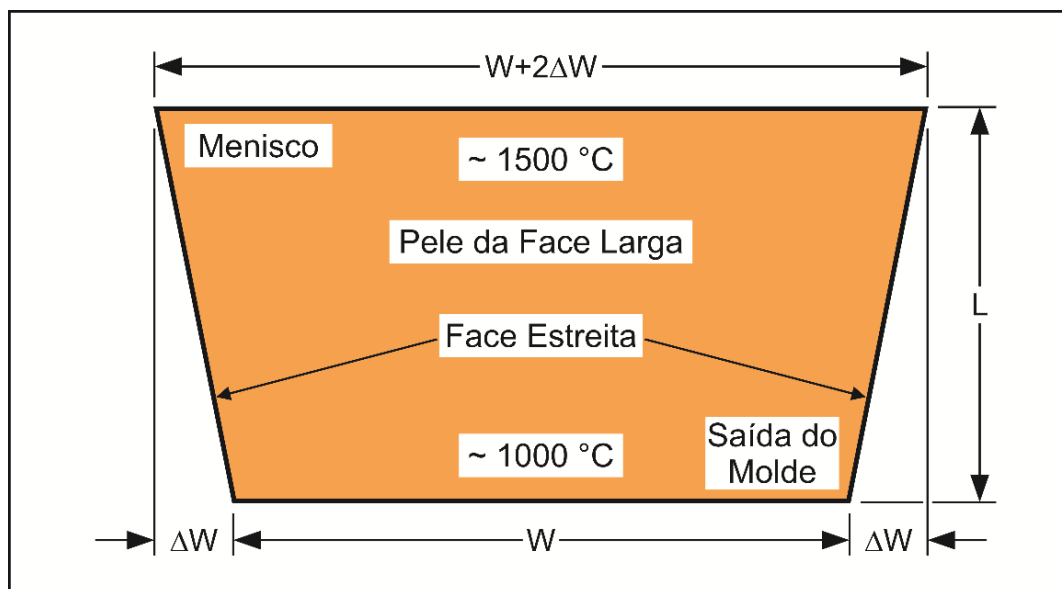


Figura 2.15 – Contração da face larga e *taper* aplicado na face estreita (THOMAS e OJEDA, 2003).

A conicidade ideal é afetada por variáveis de processo, como transferência de calor do molde, velocidade de lingotamento, tipo de aço, composição do pó fluxante, dentre outras (CHAKRABORTY, GANGULY e TALUKDAR, 2019; THOMAS e OJEDA, 2003). De acordo com Thomas e Ojeda (2003), o *taper* aplicado à face estreita pode ser estimado

multiplicando a variação da temperatura superficial do aço entre as posições superior e inferior no molde (1500 - 1000 °C, conforme também mostrado na Figura 2.15) pelo coeficiente de expansão térmica do aço (aproximadamente 0,002%/°C); o que equivale a 1,0%, que é a conicidade típica aplicada à face estreita.

Um estudo realizado por Ushijima (1962, apud WOLF, 1980) mostrou que o fluxo de calor em um molde de tarugo (seção de 105 x 105 mm) aumenta à medida que se utiliza moldes com maior conicidade. Como pode ser visto na Tabela II.1, o fluxo de calor apresentou um aumento de 30% com a utilização de um molde com *taper* de 2,2% se comparado à um molde reto, sem conicidade. Todavia, com o aumento do *taper*, existe um aumento considerável no atrito entre o veio e a parede do molde, chegando ao extremo, como pode ser visto na Tabela II.1, do tarugo apresentar agarramento no molde ao se utilizar um tubo de cobre com 2,6%/m de conicidade.

Tabela II.1 – Efeito do *taper* no fluxo de calor do molde de tarugo durante lingotamento de um aço 0,50% C na velocidade de lingotamento de 1,6 m/min (USHIJIMA, 1962, apud WOLF, 1980).

<i>Taper</i> (%/m)	0	1,5	2,2	2,6
Fluxo de calor no molde (kcal/m²min)	15.008	16.704	19.575	*

Moldes com *taper* 0,9%/m são frequentemente utilizados com uma melhora conhecida no fluxo de calor entre 8 e 15% em comparação com moldes de paredes paralelas (WOLF, 1980). Essa conicidade é semelhante a conicidade típica mencionada por Thomas *et al.* (1997) de 1,0%/m adotada em moldes de lingotamento contínuo.

2.5.4 Teor de Carbono no Aço

Um estudo sistemático feito por Singh e Blazek (1974, apud WOLF, 1980) mostrou que existe uma relação muito peculiar entre o fluxo de calor e a concentração de carbono no aço: o fluxo de calor para aços com teor de 0,10% de carbono é cerca de 20% menor do que para aços com níveis de carbono superiores a 0,20%, enquanto aços com teor de carbono abaixo de 0,10% apresentam valores intermediários de fluxo de calor.

Esse comportamento foi atribuído a alterações no contato entre o veio e a parede do molde em função da mudança no teor de carbono. Dessa forma, um aço com teor de carbono na faixa de 0,10% apresenta menor contato com a face quente do molde, se comparado à aços com outros teores, o que prejudica o fluxo de calor entre a pele em solidificação e o molde, resultando, também, em uma menor temperatura da face quente. Esse comportamento foi confirmado através de medições durante operação, conforme pode ser visto na Figura 2.16, que é um comparativo entre a temperatura da face quente, fluxo de calor e fricção no molde em função do teor de carbono no aço.

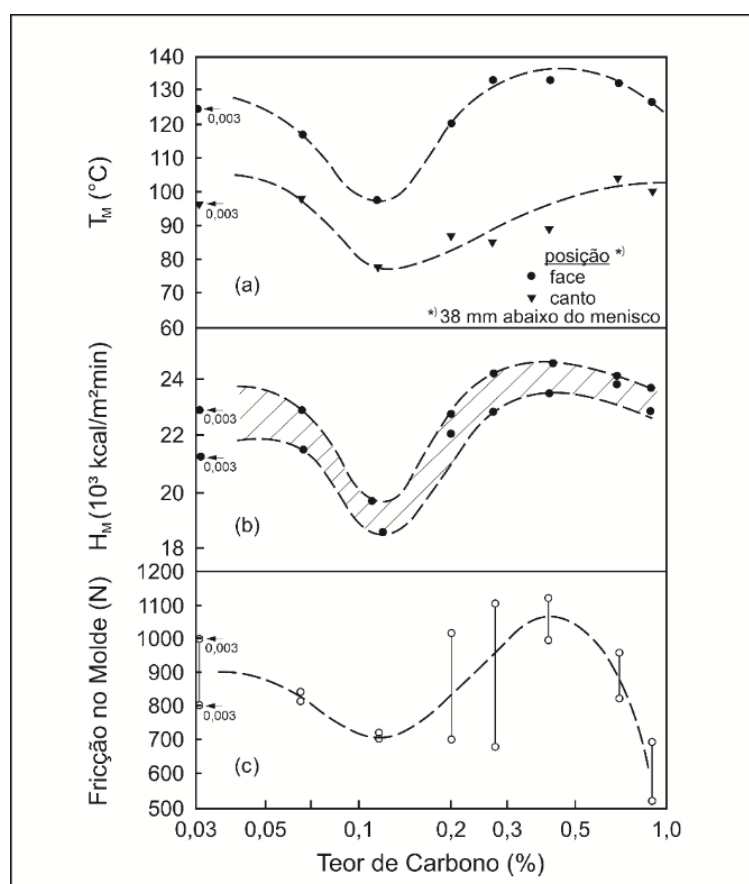


Figura 2.16 – Temperatura da face quente do molde (a), fluxo de calor (b) e fricção no molde (c) em função do teor de carbono (SINGH e BLAZEK, 1974, apud WOLF, 1980).

Esse mesmo estudo forneceu evidências de que essas mudanças estão diretamente relacionadas ao grau de rugosidade da superfície do aço. Conforme pode ser visto na Figura 2.17, um aço com teor de carbono igual a 0,10% apresenta um crescimento de pele ondulado e desigual, enquanto o crescimento da pele em um aço com teor de 0,70% de carbono é notadamente mais liso e uniforme.

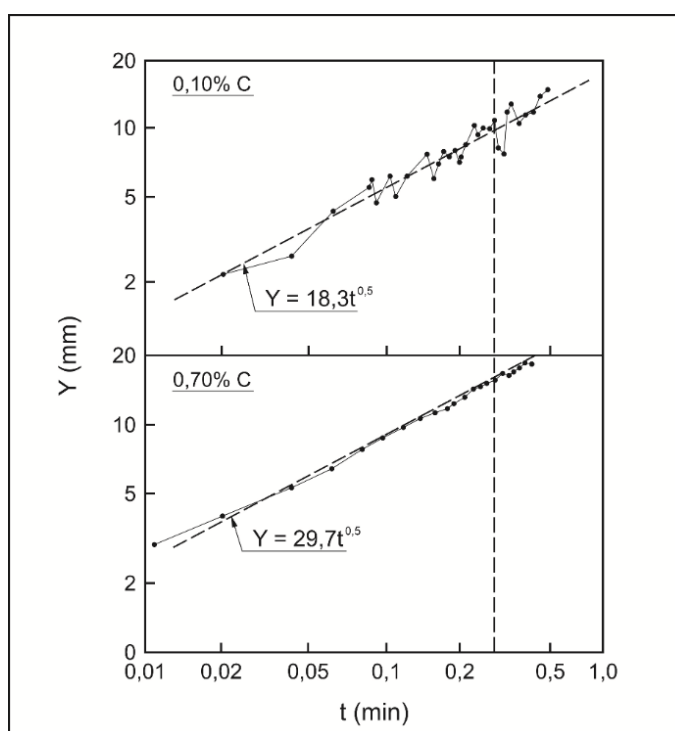


Figura 2.17 – Espessura e grau de rugosidade da pele de aço em função do tempo em aços com teor de carbono de 0,10% (a) e 0,70% (b) (SINGH e BLAZEK, 1974, apud WOLF, 1980).

Mahapatra, Brimacombe e Samarasekera (1991) também avaliaram o efeito do teor de carbono nos perfis de fluxo de calor axial para três tipos de aço: 0,04%, 0,09% e 0,29%. O resultado pode ser visto na Figura 2.18, onde, como esperado, o pico de fluxo de calor no menisco foi mais alto para o aço com teor de 0,29% de carbono (2590 kW/m²) e mais baixo para o aço com teor de carbono de 0,09% (2050 kW/m²), uma redução de quase 21%. O aço com teor de 0,04% de carbono apresentou valor intermediário de fluxo de calor (2350 kW/m²).

Mahapatra, Brimacombe e Samarasekera (1991) atribuíram os resultados encontrados na Figura 2.18 à rugosidade da superfície do aço, realizando medições na profundidade das marcas de oscilação. As marcas foram consideravelmente mais profundas no aço com teor de carbono de 0,09%, com profundidade média variando de 0,65 a 1,25 mm; contra 0,35 a 0,55 mm para o aço com teor de 0,29% de carbono.

A influência do teor de carbono na profundidade das marcas de oscilação e no fluxo de calor do molde é conhecidamente complicada pelo comportamento dos aços com teores de carbono na faixa de 0,09 a 0,14%. Após a solidificação, esses aços apresentam uma superfície consideravelmente mais rugosa, que gera um aumento do *gap* e distancia o veio

da parede do molde, acarretando, conseqüentemente, em uma redução da transferência de calor. Esse efeito é devido à contração associada à transformação de fase no estado sólido da ferrita- δ em austenita (aços peritéticos), que é máxima em teores na faixa de 0,10% de carbono (MAHAPATRA, BRIMACOMBE e SAMARASEKERA, 1991).

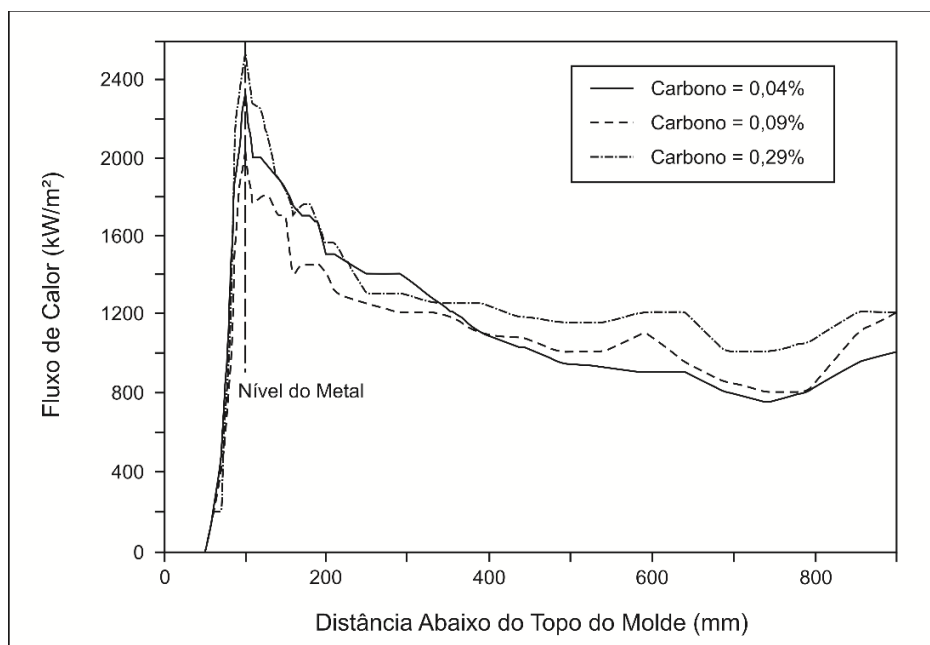


Figura 2.18 – Influência do teor de carbono no perfil do fluxo de calor axial da face estreita na velocidade de lingotamento de 0,76 a 0,82 m/min (MAHAPATRA, BRIMACOMBE e SAMARASEKERA, 1991).

2.5.5 Velocidade de Lingotamento

Conforme já abordado, existe uma forte relação entre o fluxo de calor no molde, obtido experimentalmente pelo balanço de calor da água de refrigeração e o tempo de residência do aço no molde. Como mostrado na Figura 2.8, à medida que o tempo de residência do aço diminui, ou seja, aumentando a velocidade de lingotamento (razão z/v), o fluxo de calor no molde aumenta.

Apesar do aumento no fluxo de calor com o aumento da velocidade de lingotamento, a quantidade específica de extração de calor (J/kg) diminui, resultando em uma diminuição na espessura da pele solidificada (DOMGIN e GAUTHIER, 2022) e, devido à redução do calor extraído, um aumento na temperatura superficial do veio (SINGH e DAS, 2018). Cliff e Dain (1967, apud SAMARASEKERA e BRIMACOMBE, 1978) demonstraram que um aumento de 10% na velocidade de lingotamento diminui a espessura da pele solidificada na saída do molde em 5%.

Wolf (1980) realizou um comparativo entre fluxo de calor, crescimento da pele de aço solidificada e temperatura superficial do veio em função do tempo de residência no molde, conforme mostrado na Figura 2.19 e explicou esse comportamento da seguinte forma:

- i) Para um menor tempo de solidificação, a pele de aço é correspondentemente mais fina [Figura 2.19 (b)] e, portanto, será pressionada pela pressão ferrostática mais fortemente contra a parede do molde, aumentando o fluxo de calor [Figura 2.19 (a)];
- ii) O menor tempo de residência proporciona uma elevação da temperatura superficial do veio [Figura 2.19 (c)], produzindo um gradiente de temperatura mais acentuado e fluxo de calor aprimorado entre a superfície do veio e a parede do molde;
- iii) A temperatura mais elevada da superfície do veio corresponde a uma menor contração da pele o que, novamente, melhora o fluxo de calor em virtude de um melhor contato com a parede do molde.

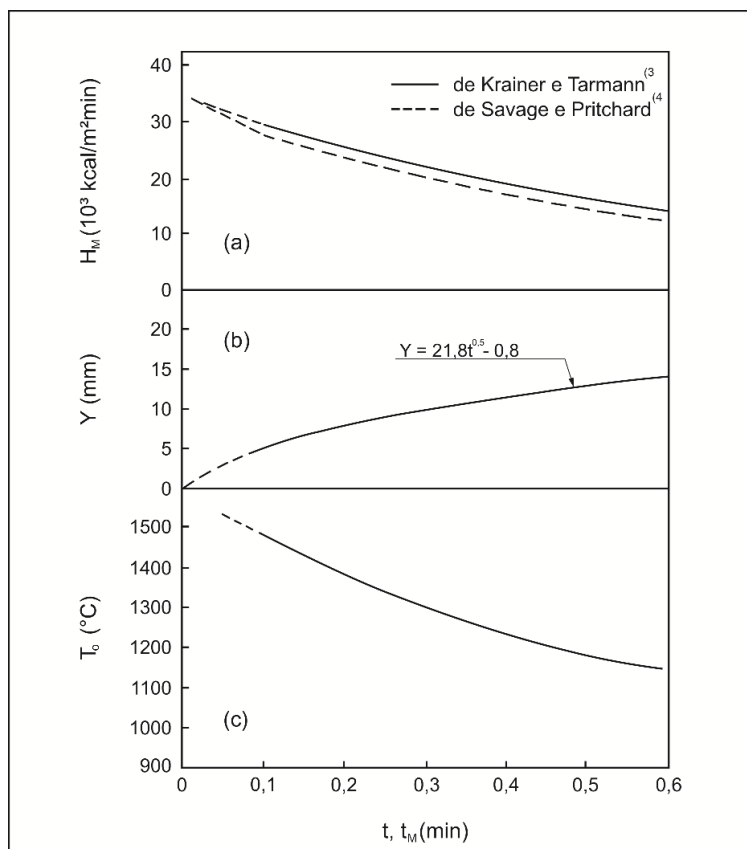


Figura 2.19 – Fluxo de calor (a), crescimento da pele solidificada (b) e temperatura superficial do veio (c) em função do tempo de residência do aço no molde (WOLF, 1980).

Uma comparação entre os perfis de fluxo de calor axial, no plano central da face estreita de um molde durante operação, em duas velocidades de lingotamento, é mostrada na Figura 2.20. Um aumento na velocidade de lingotamento de 0,5 para 0,8 m/min provoca um aumento do fluxo de calor no menisco, de 1900 para 2600 kW/m² (37%), enquanto a 440 mm abaixo do menisco, o aumento correspondente é de 575 para 800 kW/m² (39%); demonstrando que o aumento na velocidade de lingotamento aumenta significativamente a extração de calor do menisco até a saída do molde.

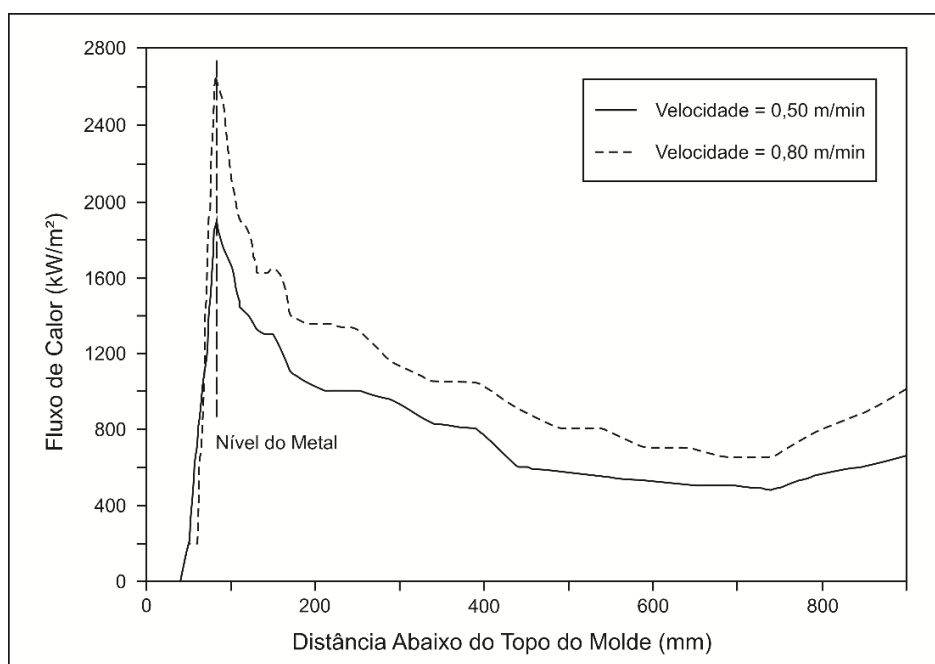


Figura 2.20 – Influência da velocidade de lingotamento no perfil do fluxo de calor axial da face estreita em um aço 0,21% C (MAHAPATRA, BRIMACOMBE e SAMARASEKERA, 1991).

Mahapatra, Brimacombe e Samarasekera (1991) compararam a rugosidade da superfície dos aços lingotados nas velocidades de 0,5 e 0,8 m/min (Figura 2.20) e relataram que a profundidade das marcas de oscilação diminuiu com o aumento da velocidade de lingotamento. Dessa forma, atribuíram os resultados encontrados ao efeito proveniente de uma maior transferência de calor do aço para o fluxante do molde, o que resulta em um fluxante mais quente e menos viscoso no menisco, menor espessura do cordão de escória, marcas de oscilação mais rasas e maior extração de calor.

2.5.6 Água de Refrigeração

A água de refrigeração extrai calor do molde e, simultaneamente, controla sua temperatura. De acordo com Samarasekera e Brimacombe (1979), o campo de temperatura ao qual o molde está sujeito durante operação possui dois efeitos na parede do molde. Primeiramente, o molde tenta expandir ou contrair localmente em resposta às mudanças de temperatura diferenciais, gerando, assim, tensões térmicas; e segundo, a força e a resistência à deformação do molde são reduzidas com esse aumento de temperatura. As principais variáveis de refrigeração que influenciam a temperatura das paredes do molde são a velocidade e a temperatura da água de refrigeração.

A redução na velocidade da água diminui o coeficiente de transferência por convecção, levando a um aumento da temperatura da face quente do molde (DOMGIN e GAUTHIER, 2022) o que, segundo Mahapatra, Brimacombe e Samarasekera (1991), resulta em um cordão de escória mais fino, menos viscoso e marcas de oscilação menos profunda, aprimorando a extração de calor do molde. Devido a esse efeito na profundidade das marcas de oscilação, a velocidade da água de resfriamento possui importante influência na qualidade superficial (trincas longitudinais e transversais) do aço no lingotamento.

Conforme mostrado na Figura 2.21, Samarasekera e Brimacombe (1979) demonstraram que a redução da velocidade da água de 11,0 para 4,0 m/s resultou em um aumento do pico de temperatura na região do menisco. Na face quente, houve um aumento de 62 °C, passando de 363 para 425 °C. Na face fria, que no estudo representa a raiz do *slot*, o aumento foi ainda maior, mostrando um acréscimo de 80 °C, de 100 para 180 °C.

Também foi simulado o perfil de temperatura para a velocidade da água de refrigeração igual a 7,0 m/s, resultando em valores intermediários de temperatura: 380 °C na face quente e 138 °C na face fria. De qualquer forma, para as três velocidades, o aumento no perfil da temperatura se manteve ao longo de todo o comprimento das faces, do menisco à saída do molde.

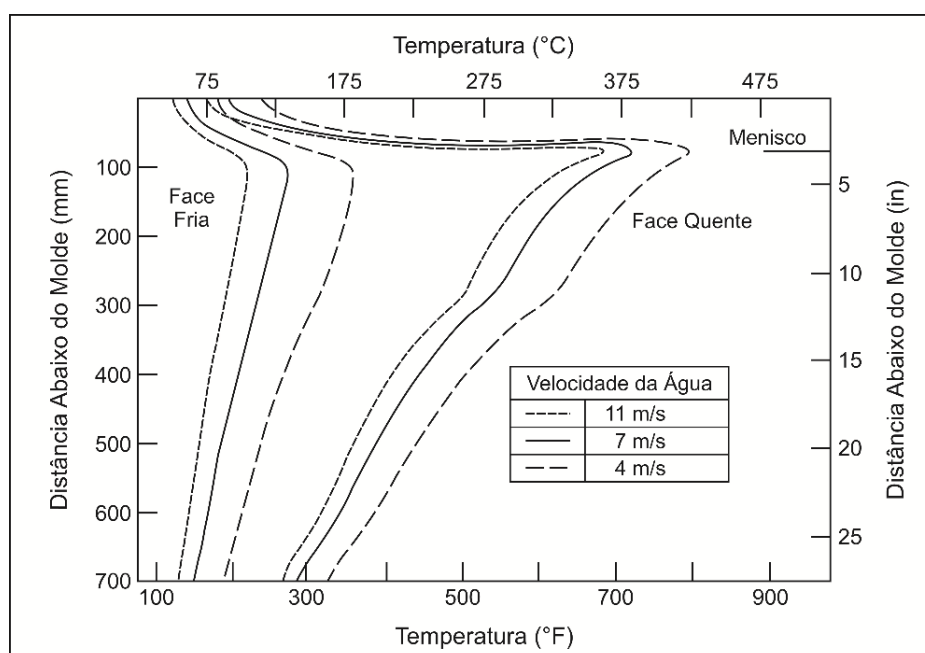


Figura 2.21 – Influência da velocidade da água de refrigeração nos perfis de temperatura das faces quente e fria de um molde de lingotamento de placas utilizando a prática de “alto fluxo de calor” (SAMARASEKERA e BRIMACOMBE, 1979).

Onaka (1961, apud WOLF, 1980) realizou uma comparação do fluxo de calor em um molde de tarugo (seção de 135 x 135 mm) utilizando duas velocidades da água de refrigeração durante lingotamento de um aço mola, de alto teor de carbono. O resultado é mostrado na Tabela II.2, onde uma redução na velocidade da água de 24%, de 10,0 para 7,6 m/s, resultou em um aumento no fluxo de calor de 28%. Resultados semelhantes, mas em menor grau, foram relatados em observações feitas durante o lingotamento de placas (FOGLEMAN e ORIE, 1974, apud WOLF, 1980).

Tabela II.2 – Efeito da velocidade da água no fluxo de calor do molde de tarugo durante lingotamento de um aço mola 0,55% C na velocidade de lingotamento de 1,8 m/min (ONAKA, 1961, apud WOLF, 1980).

Velocidade da água (m/s)	7,6	10,0
Fluxo de calor no molde (kcal/m ² min)	26.475	18.978

Um estudo realizado por Mahapatra, Brimacombe e Samarasekera (1991) estimou o fluxo de calor no menisco em função da velocidade e da temperatura de entrada da água de refrigeração, como pode ser visto na Figura 2.22.

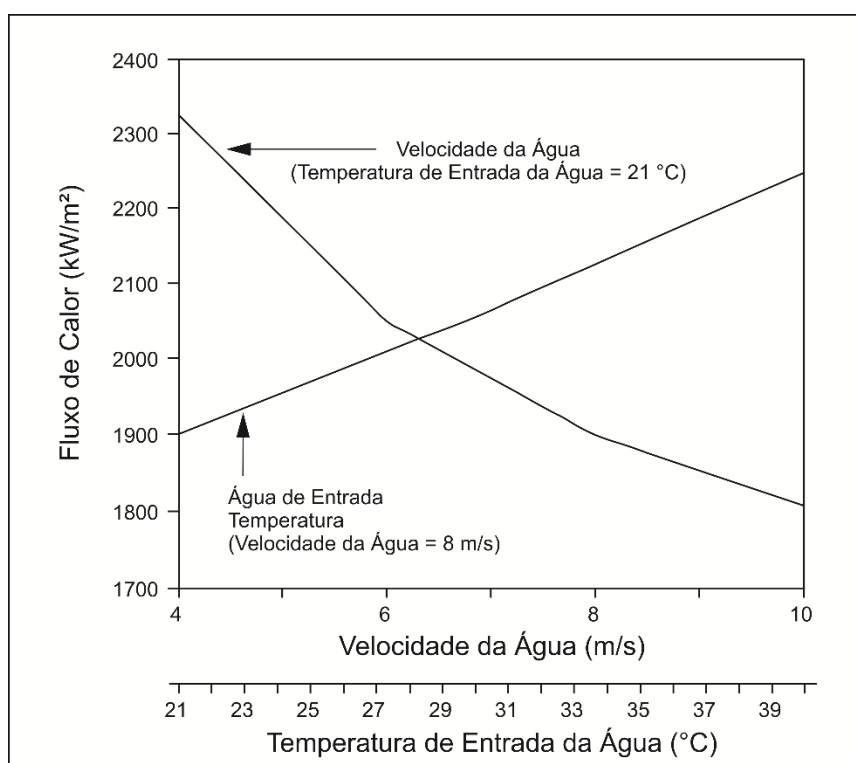


Figura 2.22 – Influência prevista da velocidade e temperatura da água de refrigeração sobre o fluxo de calor no menisco em um aço 0,09% C na velocidade de lingotamento de 0,75 m/min (MAHAPATRA, BRIMACOMBE e SAMARASEKERA, 1991).

O modelo previu, por exemplo, que uma redução na velocidade da água de 8,0 para 4,0 m/s, provoca um aumento no pico do fluxo de calor de 22%, de 1900 para 2320 kW/m². Com relação à temperatura de entrada da água, um aumento de 15 °C, de 21 para 36 °C, gera um aumento no pico de fluxo de calor de 14%, de 1900 para 2170 kW/m².

2.5.7 Revestimento e Espessura da Placa de Cobre

Pelo conceito de resistividade, torna-se evidente que revestimentos de maior espessura e/ou baixa condutividade térmica tendem a aumentar a temperatura da parede do molde (GUPTA *et al.*, 2018). Por exemplo, enquanto as ligas das quais as placas de cobre são fabricadas têm uma condutividade térmica em torno de 350 W/m.K, como é o caso da liga de CuCrZr (0,65% Cr e 0,1% Zr), o revestimento de níquel possui condutividade térmica igual a 64 W/m.K, os revestimentos de níquel-cobalto e níquel-boro têm uma condutividade térmica de 62 W/m.K, e os revestimentos cerâmicos possuem condutividade térmica de 12 W/m.K (WIENS e MOSSNER, 2015).

O mesmo conceito se aplica à placa de cobre, ou seja, uma maior espessura da placa cria um aumento na temperatura da face quente do molde (NIU, CAI e ZHU, 2018). Conforme já abordado, o aumento de temperatura da face quente, principalmente no menisco, poderá influenciar no cordão de escória, profundidade das marcas de oscilação e na extração de calor no molde.

Samarasekera e Brimacombe (1979) simularam a influência da espessura da placa de cobre nos perfis de temperatura das faces quente e fria do molde, conforme indicado na Figura 2.23. Na face quente, à medida que a espessura da placa de cobre aumenta, o perfil de temperatura se desloca uniformemente, apresentando, também, um aumento. Esse padrão é semelhante ao observado em estudos subsequentes (DOMGIN e GAUTHIER, 2022; NIU, CAI e ZHU, 2018).

De acordo com a Figura 2.23, tomando como exemplo uma alteração de 15 mm na espessura do cobre, de 25 para 40 mm, resulta em um aumento na temperatura da face quente, no menisco, de 50 °C, de 325 para 375 °C, aproximadamente. Por outro lado, o perfil de temperatura na face fria (raiz do *slot*) sofreu uma pequena alteração apenas na região próxima ao menisco, onde houve também um aumento de temperatura; mantendo-se inalterado ao longo do restante do comprimento do molde.

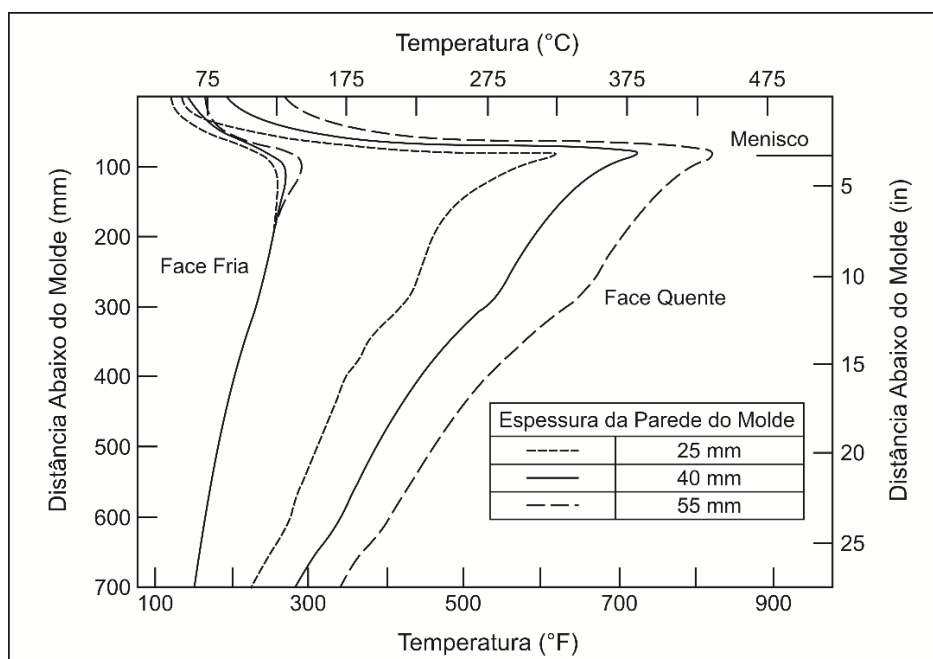


Figura 2.23 – Influência da espessura da placa de cobre nos perfis de temperatura das faces quente e fria de um molde de lingotamento de placas utilizando a prática de “alto fluxo de calor” (SAMARASEKERA e BRIMACOMBE, 1979).

2.6 Comportamento Termomecânico do Molde

O comportamento termomecânico do molde durante operação depende de sua construção e restrição. O molde do lingotamento contínuo de placas é constituído por 4 placas de cobre, montadas em conjunto com sua respectiva jaqueta de refrigeração, conforme mostrado esquematicamente na Figura 2.24.

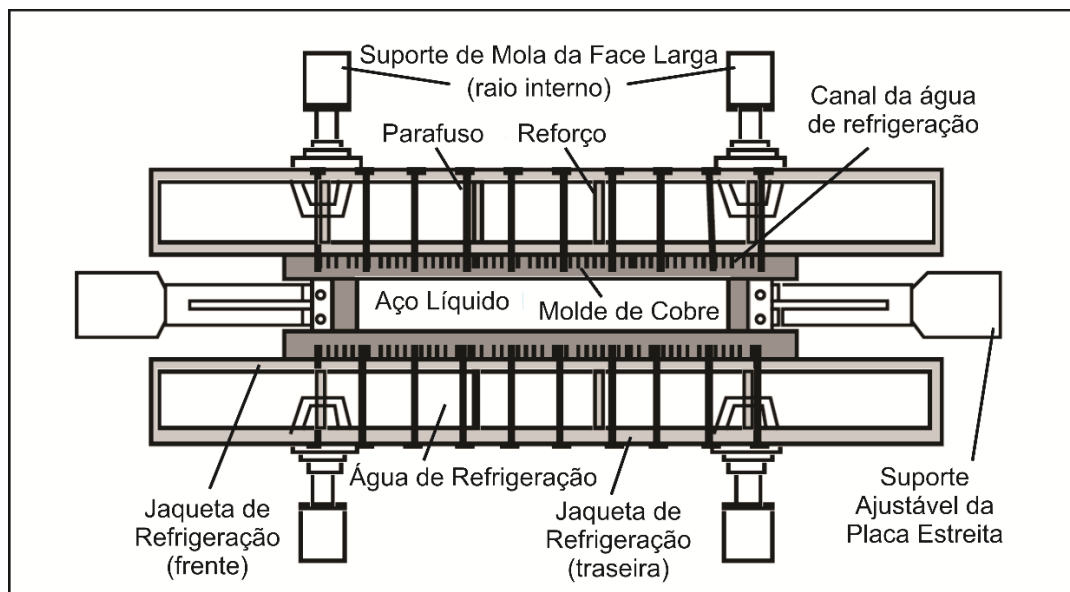


Figura 2.24 – Vista de topo em um molde típico de lingotamento de placas (TOMAS *et al.*, 1997).

Existe um mecanismo no molde identificado por suporte de mola da face larga, comumente chamado de sistema de *clamping*, que é responsável pela união das quatro placas de cobre. Nesse sistema, as placas largas exercem uma força de compressão ortogonal às placas estreitas. Essa força, chamada força de *clamping*, é geralmente proveniente de molas ou cilindros hidráulicos, é transmitida por tirantes que interligam as faces largas e deve ser suficiente para superar a pressão ferrostática no interior do molde, mantendo a montagem do conjunto durante operação. A pressão ferrostática no interior do molde aumenta com a distância vertical abaixo do menisco, e pode ser obtida pela Equação 2.27 (HAMILTON, HIBBELER e THOMAS, 2015).

$$p_f = \begin{cases} 0, & z \leq z_{men} \\ \rho_{aço} g(z - z_{men}), & z \geq z_{men} \end{cases} \quad (2.27)$$

Onde:

p_f = pressão ferrostática (N/m²);

$\rho_{aço}$ = densidade do aço (kg/m³);

g = aceleração da gravidade (m/s²);

z = distância vertical abaixo do topo do molde (m);

z_{men} = posição do menisco abaixo do topo do molde (m).

A força resultante da pressão ferrostática no molde é então dada pela Equação 2.28 e age a uma distância z_{Ff} (m) a partir do topo do molde, conforme Equação 2.29 (HAMILTON, HIBBELER e THOMAS, 2015).

$$F_f = \int_0^{l_{molde}} \int_{-w_{veio}/2}^{w_{veio}/2} p_f dy dz = \frac{1}{2} \rho_{aço} g (l_{molde}^2 - z_{men}^2) w_{veio} \quad (2.28)$$

Em que:

F_f = força resultante da pressão ferrostática (N);

l_{molde} = comprimento efetivo do molde (m);

w_{veio} = largura da placa lingotada (m).

$$z_{Ff} = \frac{1}{3} z_{men} + \frac{2}{3} l_{efetivo} \quad (2.29)$$

A força *clamping* é aplicada em quatro pontos, como mostrado esquematicamente na Figura 2.25. As forças F_{sup} (N) e F_{inf} (N) necessárias para promoverem o equilíbrio estático em um molde com dois tirantes na parte superior, localizados na altura z_{sup} (m) abaixo do topo do molde, e dois tirantes na parte inferior, localizados na altura z_{inf} (m), são dadas pelas Equações 2.30 e 2.31, respectivamente (HAMILTON, HIBBELER e THOMAS, 2015).

$$2F_{sup} = \frac{z_{inf} - z_{Ff}}{z_{inf} - z_{sup}} F_f \quad (2.30)$$

$$2F_{inf} = \frac{z_{Ff} - z_{sup}}{z_{inf} - z_{sup}} F_f \quad (2.31)$$

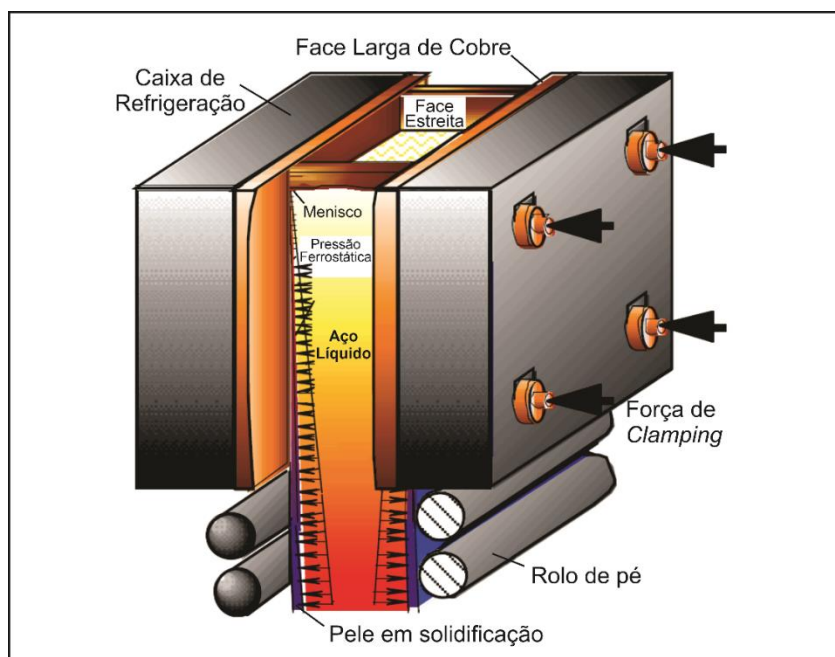


Figura 2.25 – Molde em corte mostrando esquematicamente a aplicação das forças de *clamping* (TOMAS *et al.*, 1997).

Um diagrama de corpo livre é mostrado na Figura 2.26, com a representação das forças ferrostática e de *clamping* e respectivas posições de aplicação no molde.

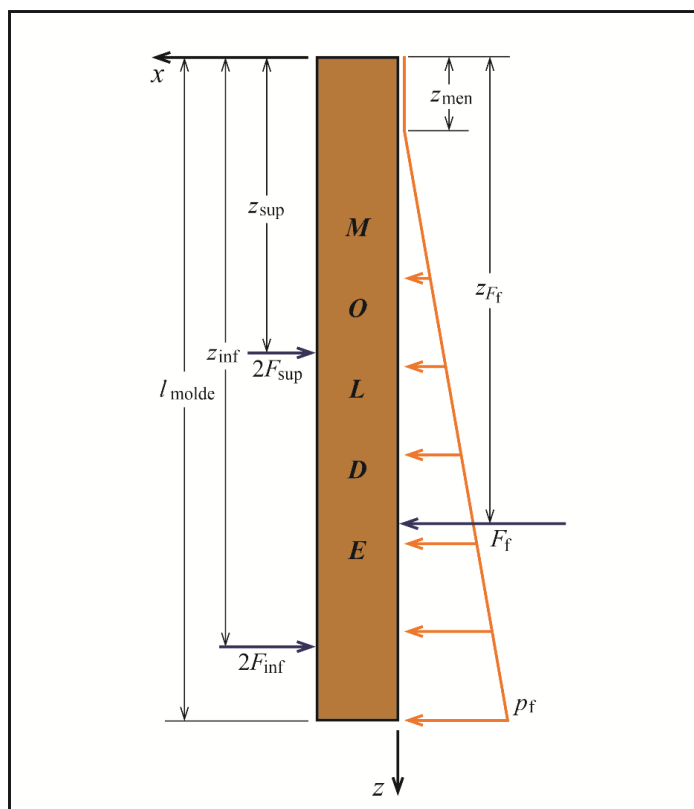


Figura 2.26 – Diagrama com representação das forças ferrostática e de *clamping* no molde (HAMILTON, HIBBELER e THOMAS, 2015).

Moldes de lingotamento contínuo de placas possuem rolos de pé montados após a base das placas de cobre, não representados na Figura 2.26. Nesse caso o valor de l_{molde} usado deve ser do topo do molde à uma posição intermediária entre o rolo de pé e o primeiro rolo do segmento montado após o molde. Dessa forma as forças de *clamping* também levarão em conta a pressão ferrostática transmitida pelos rolos, mantendo o correto equilíbrio das forças.

As forças de *clamping* devem exceder os valores obtidos pelas Equações 2.30 e 2.31, de forma a manter o molde unido, mas não em excesso, para minimizar problemas de deformação por esforço excessivo nas placas de cobre, principalmente na quina das placas estreitas durante operação, como será abordado a frente. Thomas *et al.* (1997) citaram a utilização de um fator de segurança de 2 kN por ponto de aplicação da força.

A força resultante da pressão ferrostática aumenta linearmente com a largura da placa sendo lingotada (Equação 2.28). A redução da força de *clamping* durante o lingotamento de placas de menores larguras tende a aumentar a vida útil do molde (THOMAS *et al.*, 1997); apesar de nem todos os moldes permitirem esse ajuste durante operação. Nesse caso, as forças de *clamping* são dimensionadas para a maior largura de lingotamento possível para aquele molde e são adotadas como valor padrão.

2.6.1 Modelamento Termomecânico do Molde

Durante operação, as paredes do molde se deformam devido aos elevados gradientes térmicos gerados. Embora sejam distorções relativamente pequenas, exercem grande impacto no *gap* interfacial com o veio, afetando a transferência de calor e o comportamento mecânico da pele em solidificação (CHAKRABORTY, GANGULY e TALUKDAR, 2019; THOMAS, 2017). Trata-se de um fenômeno tridimensional, uma vez que os gradientes de temperatura provocam deformações não uniformes nas três direções planares das placas de cobre (HAMILTON, HIBBELER e THOMAS, 2015).

A Equação 2.32 representa a equação padrão de equilíbrio de forças utilizada para calcular a distribuição tridimensional de tensão no domínio de análise (RAY e BASAK, 2020).

$$\nabla \cdot \sigma + \vec{b} = 0 \quad (2.32)$$

Em que:

σ = tensor de tensão (Pa);

$\vec{b}$ = vetor de força do corpo (N).

A relação entre os tensores de tensão σ e de deformação elástica ε_{el} ocorre por meio da Lei de Hooke, conforme mostrado na Equação 2.33; na qual o tensor de elasticidade C se reduz a uma matriz simétrica devido à isotropia das propriedades do material, sendo os elementos da matriz funções do Módulo de Young E (Pa) e do Coeficiente de Poisson ν , como mostrado na Equação 2.34 (CHAKRABORTY, GANGULY e TALUKDAR, 2019).

$$\sigma = C : \varepsilon_{el} \quad (2.33)$$

Em que:

C = tensor de elasticidade de quarta ordem;

ε_{el} = tensor de deformação elástica.

$$C = C(E, \nu) \quad (2.34)$$

O tensor de deformação total é obtido através da soma dos tensores de deformação térmica, deformação elástica, deformação plástica e deformação por fluência, como mostrado na Equação 2.35, e está relacionado ao vetor de deslocamento $\vec{u}$ pela equação de compatibilidade mostrada na Equação 2.36 (CHAKRABORTY, GANGULY e TALUKDAR, 2019; JAYAKRISHNA *et al.*, 2022).

$$\varepsilon_T = \varepsilon_{th} + \varepsilon_{el} + \varepsilon_{pl} + \varepsilon_{cr} \quad (2.35)$$

Em que:

ε_T = tensor de deformação total;

ε_{th} = tensor de deformação térmica;

ε_{pl} = tensor de deformação plástica;

ε_{cr} = tensor de deformação por fluência.

$$\varepsilon_T = \frac{1}{2} [(\nabla \vec{u})^T + (\nabla \vec{u})] \quad (2.36)$$

Onde:

$\vec{u}$ = vetor de deformação ou deslocamento.

A deformação térmica é calculada pela equação geral para material isotrópico, descrita na Equação 2.37 (CHAKRABORTY, GANGULY e TALUKDAR, 2019).

$$\varepsilon_{th} = \alpha (T_m - T_{Ref}) \cdot I \quad (2.37)$$

Em que:

α = coeficiente de expansão térmica ($^{\circ}\text{C}^{-1}$);

T_{Ref} = temperatura de referência para tensão térmica nula ($^{\circ}\text{C}$);

I = matriz identidade.

Como pode ser observado na Equação 2.37, a deformação térmica é proporcional ao aumento da temperatura do molde. Sendo assim, é esperado que a deformação seja máxima nos locais de maior temperatura, como abaixo do menisco e próximo à saída do molde. Outros fatores que podem ocasionar maiores deformações no molde são o aumento da largura da placa sendo lingotada e redução da rigidez da jaqueta de refrigeração.

A expansão térmica na face quente da placa de cobre no menisco é restringida pela face posterior da placa, devido à sua menor temperatura, e pela jaqueta de refrigeração montada a ela. Uma certa restrição adicional também é fornecida pelo cobre em menor temperatura acima e abaixo da região do menisco e pelos parafusos contra os furos de seu respectivo alojamento na jaqueta. Juntos, eles restringem parcialmente a expansão da face

quente, gerando uma tensão de compressão durante operação, embora a deformação total seja positiva (THOMAS *et al.*, 1997).

A instrumentação de um molde, por exemplo, com transdutores de posição, a fim de possibilitar a medição de sua deformação térmica, é uma tarefa extremamente desafiadora, especialmente nos pontos com maiores alterações geométricas. Isso ocorre devido à escassez de espaço disponível e, sobretudo, à impossibilidade de acesso a essas áreas críticas. Portanto, a utilização de modelos computacionais se torna essencial para compreender os complexos fenômenos aos quais os moldes estão sujeitos durante a operação (ZAPPULLA, CHO e THOMAS, 2019). É nesse contexto que estudos como os realizados por Jayakrishna *et al.* (2022), Moro *et al.* (2018) e Thomas *et al.* (1997) desempenham um papel fundamental. Esses estudos empregaram modelos tridimensionais para simular aspectos como tensão térmica, temperatura e deformação em moldes de lingotamento contínuo.

No estudo de Thomas *et al.* (1997), verificou-se que a face quente do molde se expande em proporção direta ao aumento de temperatura, sendo restringida pelo cobre nas regiões de menor temperatura. Dessa forma, as placas de cobre fletem em direção ao veio; com um pico de deformação de aproximadamente 0,7 mm (para as condições de processo e geometria simuladas) que ocorre abaixo do menisco, em uma região entre esse e o centro da face larga. Essa deformação tensiona os parafusos de fixação da placa na jaqueta de refrigeração, que acompanha, parcialmente, a deformação da placa do molde, fletindo sua face posterior.

Ainda de acordo com as simulações de Thomas *et al.* (1997), a tensão provocada aos parafusos promove seu alongamento, permitindo que as placas de cobre deformem em uma proporção diferente da deformação apresentada pela jaqueta de refrigeração, fazendo com que ambas se afastem, como mostrado nas Figuras 2.27 e 2.28. A folga em uma placa de 40 mm de espessura varia de pouco mais de 0,2 mm, na região onde a deformação é mais acentuada (entre o menisco e o centro da placa) a cerca de 0,1 mm na metade inferior do molde.

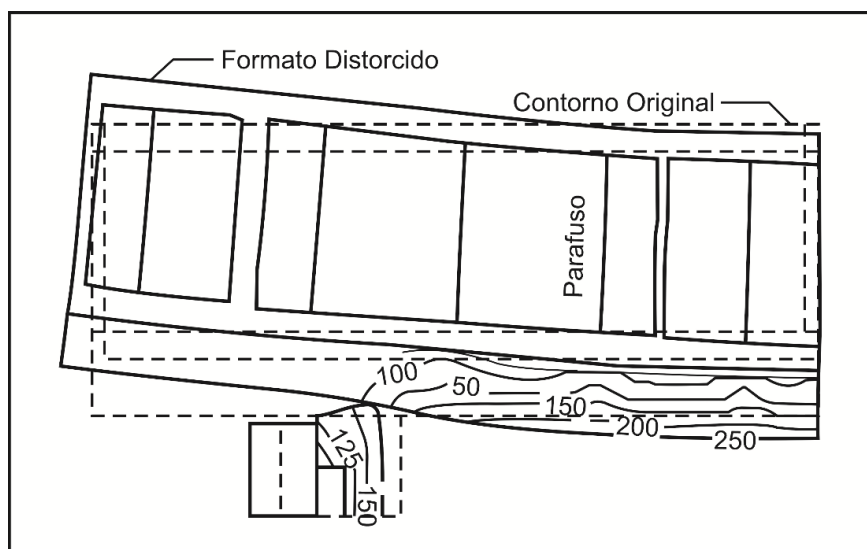


Figura 2.27 – Vista de topo (altura de 500 mm) do modelo de $\frac{1}{4}$ de molde contendo forma distorcida e contorno de temperatura simulados (THOMAS *et al.* 1997).

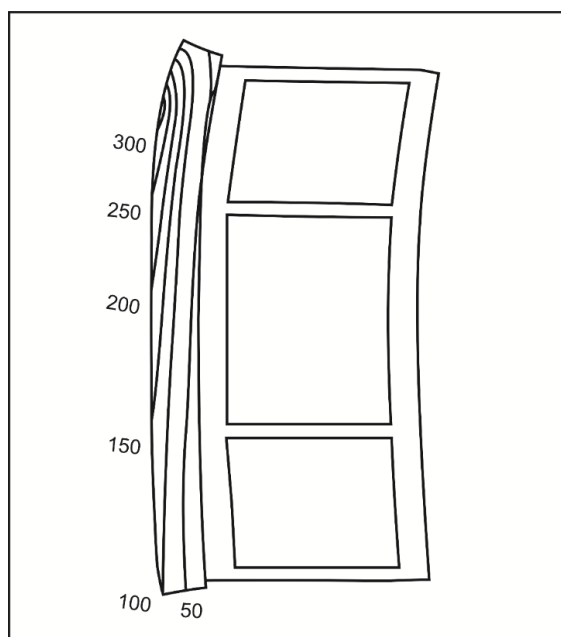


Figura 2.28 – Seção longitudinal do centro da face larga contendo forma distorcida e contorno de temperatura simulados (THOMAS *et al.* 1997).

Os elementos de fixação são relativamente livres para deslocar lateralmente através da jaqueta de refrigeração, porque os orifícios na jaqueta são superdimensionados e sem rosca. De acordo com Thomas *et al.* (1997), o torque dos parafusos tem relativamente pouca influência na deformação térmica do molde, mas é responsável por manter o contato entre a placa de cobre e a jaqueta de refrigeração. A força de pré-tensionamento proveniente do torque de cada parafuso para a união da placa de cobre à jaqueta de refrigeração é dada pela Equação 2.38 (THOMAS *et al.*, 1997).

$$F_{parafuso} = \frac{2\tau}{d} \left(\frac{\pi d - \mu_f \lambda}{\lambda + \pi \mu_f d} \right) \quad (2.38)$$

Em que:

$F_{parafuso}$ = força de pré-tensionamento gerada pelo torque do parafuso (N);

τ = torque do parafuso (Nm);

d = diâmetro do parafuso (m);

μ_f = coeficiente de fricção;

λ = passo da rosca do parafuso (m).

Thomas *et al.* (1997) sugeriram que os valores do coeficiente de fricção para parafusos podem variar, com um valor de 0,2 para parafusos lubrificados e um valor de 0,6 para parafusos sem lubrificação.

O atrito entre a placa de cobre e a jaqueta de refrigeração, proporcional à força gerada pelo torque dos parafusos de fixação, atua contra o movimento lateral da placa causado pela expansão térmica. No entanto, Thomas *et al.* (1997) afirmaram que os efeitos do atrito são insignificantes em comparação com as forças de expansão da placa de cobre, o que resulta em pouca restrição a esse movimento. Portanto, as placas têm considerável liberdade para expandir, independentemente do torque aplicado aos parafusos.

Conforme mostrado na Figura 2.27, a expansão térmica da face estreita faz com que ela se deforme em uma forma trapezoidal, fazendo com que apenas uma fina linha vertical no canto frontal da face quente permaneça em contato com a placa da face larga. Dessa forma, a força de *clamping* é transmitida por essa pequena área ao longo do comprimento do molde, tornando essa região suscetível à desgastes prematuros, o que, diante de uma força de *clamping* excessiva, pode provocar um esmagamento da borda da placa e levar à formação de uma folga após o resfriamento do molde (THOMAS, 2017). Folgas exageradas nessa interface podem ocasionar infiltração do fluxante do molde e, até mesmo, de aço líquido, principalmente durante enchimento do molde para início de operação, que podem levar à problemas de qualidade ou até mesmo a acidentes operacionais por agarramento.

Além da deformação trapezoidal, a forma com que o molde deforma durante operação também prejudica o contato entre a borda da face estreita e a face larga, como mostrado na Figura 2.29, onde é possível verificar que o contato ao longo do comprimento do molde acontece, basicamente, na região central do comprimento das placas, formando uma folga de, aproximadamente, 0,15 mm no menisco e de pouco mais de 0,20 mm na saída do molde. Devido a esse mau contato, o fluxo de calor entre face estreita e face larga é insignificante (THOMAS *et al.*, 1997).

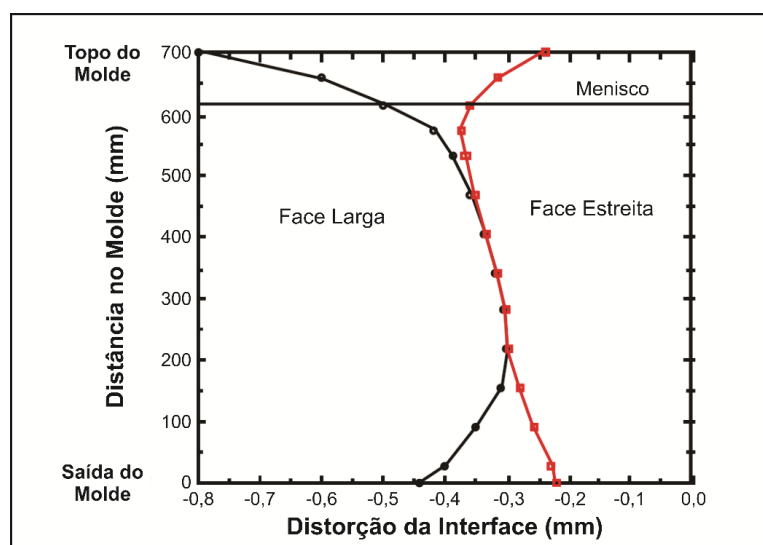


Figura 2.29 – Forma distorcida ao longo do contato entre face larga e face estreita no molde (THOMAS *et al.*, 1997).

A área reduzida da placa estreita em contato com a face larga também está sujeita a elevadas concentrações de tensão, que podem causar sérias deformações permanentes, especialmente logo abaixo do menisco, onde a elevada temperatura aumenta a fluência do cobre. Como mencionado anteriormente, a folga na região do menisco, principalmente, exige atenção, pois pode permitir infiltrações que levam à problemas de qualidade, acidentes operacionais ou mesmo agravar o desgaste na interface entre as faces larga e estreita.

Ações podem ser tomadas para minimizar esse efeito, como reduzir as forças de *clamping* ao mínimo necessário para equilibrar a pressão ferrostática, utilizar placas estreitas com projetos otimizados que possibilitem a usinagem dos *slots* de refrigeração o mais próximo à borda da placa, permitindo uma melhor troca térmica nessa região e, durante operação, minimizar flutuações drásticas de nível do aço no molde que permitam que o fluxante atinja a região mais suscetível ao desgaste, acima do menisco (THOMAS *et al.*, 1997).

Por fim, o estudo realizado por Thomas *et al.* (1997) analisou o efeito da deformação térmica sobre o *taper* do molde. Para as condições simuladas, a deformação na face larga do molde provocou uma conicidade (negativa) de $-0,5\%/m$. Esse comportamento não foi considerado tão crítico pelo fato da pressão ferrostática deformar a pele solidificada contra a parede do molde, conforme tendência já mencionada anteriormente; exceto próximo às quinas do molde, onde a maior contração e resistência da pele solidificada, somadas ao *taper* negativo, provavelmente contribui para a redução da transferência de calor nessa região.

Em relação à face estreita, a forma distorcida do molde durante operação mostrou-se em concordância com a forma natural da pele de aço durante solidificação. Esse comportamento foi evidenciado por meio da aplicação do modelo de solidificação de Moitra (1993, apud THOMAS *et al.*, 1997), juntamente com a simulação das deformações térmicas das faces estreitas. O resultado pode ser visto na Figura 2.30, na qual fica evidente que a configuração convexa da parede do molde, combinada com a conicidade linear almejada de $1,1\%/m$, resultou em uma forma muito semelhante à da pele de aço em contração. Isso sugere que, nesse caso, a deformação do molde foi benéfica ao resfriamento primário. Em outro estudo semelhante, Chakraborty, Ganguly e Talukdar (2019) investigaram o perfil de deformação do molde e a contração térmica do tarugo para estabelecer a conicidade ideal do molde.

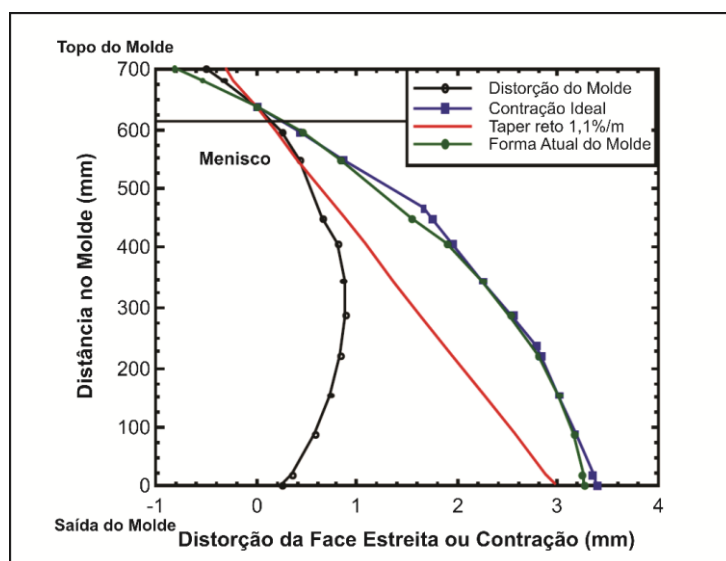


Figura 2.30 – Comparação entre *taper* praticado na face estreita, forma distorcida simulada e contração típica da pele de aço durante solidificação (THOMAS *et al.*, 1997).

3 MATERIAIS E MÉTODOS

No presente trabalho, foi desenvolvido um modelo tridimensional (3D) para avaliar o comportamento termomecânico de um molde de lingotamento contínuo de placas. O modelo foi construído com base em dados coletados em um molde durante operação e abrange detalhadamente o conjunto de placas de cobre e jaquetas de refrigeração, nas faces larga e estreita, bem como a estrutura do molde, onde o conjunto é montado, incluindo todo o sistema de fixação. Adicionalmente, realizou-se a modelagem da água de refrigeração, viabilizando a formulação de um modelo acoplado para a transferência de calor entre o molde e a água.

As simulações foram realizadas utilizando o pacote de *softwares* ANSYS® na versão 19.1. O *software* Fluent foi utilizado para o modelamento térmico das placas de cobre e da água de refrigeração, empregando a técnica CFD. O *software* Static Structural foi utilizado para modelar as deformações do molde. O fluxograma de desenvolvimento deste estudo é apresentado de forma simplificada na Figura 3.1, e nos tópicos seguintes, serão detalhadas as técnicas e métodos utilizados ao longo do processo de modelagem.

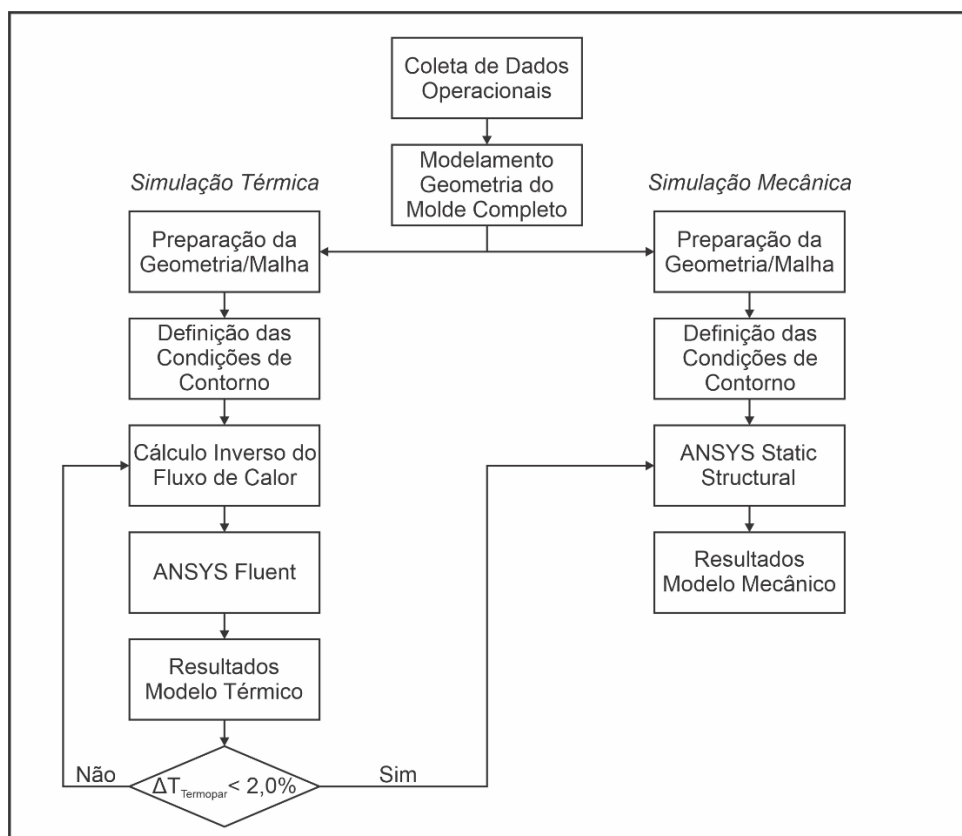


Figura 3.1 – Fluxograma para desenvolvimento do estudo.

3.1 Desenvolvimento do Modelo

O molde em estudo é composto por placas de cobre que são fixadas às suas respectivas jaquetas de refrigeração através de parafusos. O conjunto placa de cobre e jaqueta de refrigeração da face larga é montado diretamente na estrutura do molde, também por meio de parafusos. Por outro lado, o conjunto da face estreita é montado no molde através de um sistema de cunha de travamento. Tanto as placas de cobre na face larga quanto na face estreita possuem uma camada de revestimento de níquel na face quente.

Embora o sistema de *clamping* não tenha sido modelado, sua posição foi levada em consideração para assegurar a aplicação da força de *clamping* na posição correta. Essa força é gerada por quatro cilindros hidráulicos, sendo dois superiores e dois inferiores.

Para otimizar a solução das equações, os modelos térmico e mecânico foram executados com dois planos de simetria, um no centro da face larga e outro no centro da face estreita, representando um quarto de molde. Os componentes do molde, assim como as posições dos mecanismos de *clamping* superior e inferior e os planos de simetria, estão identificados na Figura 3.2.

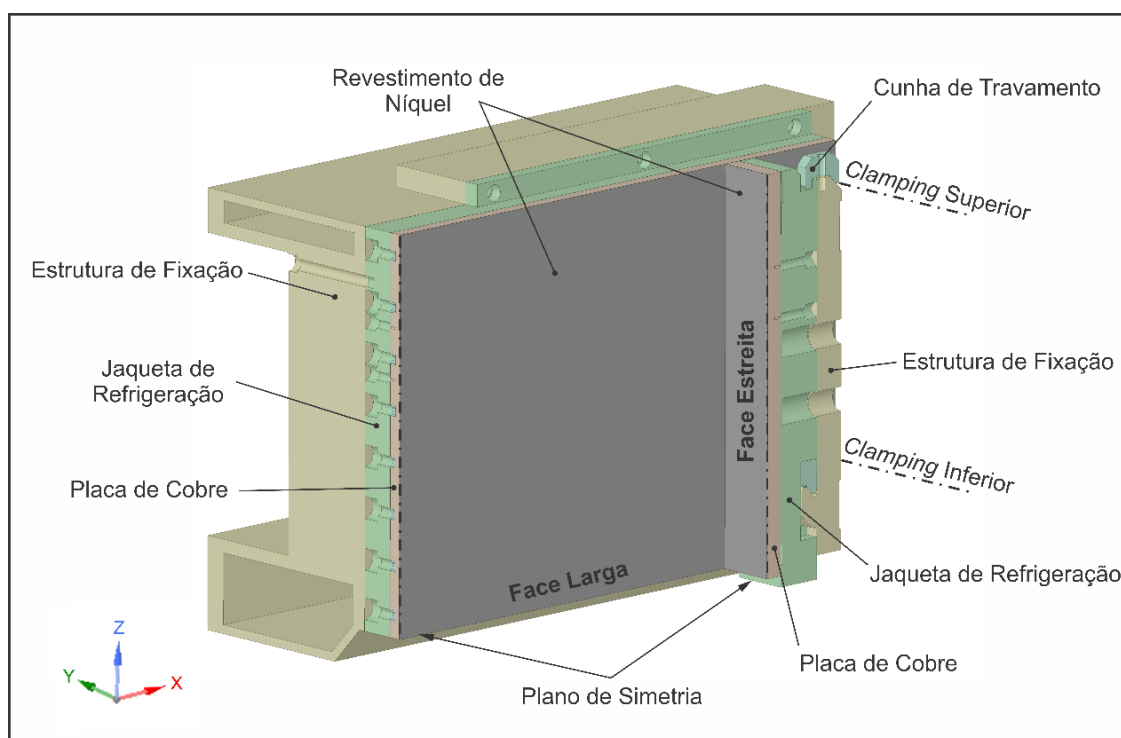


Figura 3.2 – Modelo 3D do molde com identificação dos principais componentes.

O modelo CFD no ambiente do ANSYS Fluent foi construído abrangendo exclusivamente as placas de cobre revestidas em níquel e a água de refrigeração. Em seguida, os resultados de temperatura foram transferidos para o ambiente do ANSYS Static Structural por meio da interface do ANSYS Workbench, conforme ilustrado na Figura 3.3. O modelo mecânico, por sua vez, englobou as placas de cobre revestidas em níquel, bem como as respectivas jaquetas de refrigeração e estruturas de fixação. Os diferentes ambientes de simulação demandaram tipos distintos de malhas, adaptadas à natureza da física sendo analisada.

Na Figura 3.3, os módulos A, B e C são designados à criação da geometria, preparação da malha e execução do modelo CFD, respectivamente. Os módulos E e D são destinados à simulação mecânica, envolvendo todos os recursos necessários, como a criação da geometria e a preparação da malha, respectivamente. Na figura, os resultados da simulação térmica foram transferidos para a simulação mecânica por meio da linha ligando C3 e D5.

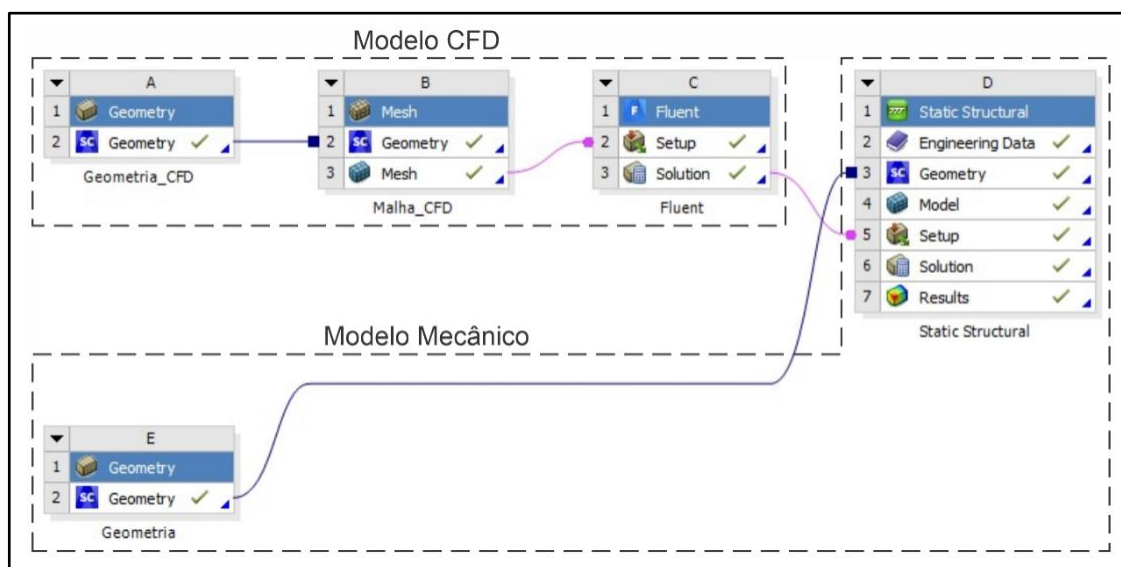


Figura 3.3 – Integração dos modelos térmico e mecânico no Ambiente do ANSYS Workbench.

Com o objetivo de verificar a qualidade e independência dos resultados, foram realizadas simulações com três diferentes tamanhos de malha, conforme detalhado na Tabela III.1, mantendo condições de contorno idênticas em todas elas. O parâmetro de comparação escolhido para a simulação térmica foi a temperatura da face quente ao longo do centro da placa estreita. Para a simulação mecânica, optou-se pela comparação do perfil de deslocamento normal à face quente ao longo do centro também da face estreita. Como

critério de convergência, buscou-se um desvio máximo de 1,0% entre as curvas resultantes em cada malha, tanto nas simulações térmicas quanto nas mecânicas.

Dado que os mesmos parâmetros de malha adotados na face estreita também foram utilizados na face larga, entendeu-se que, ao atender o critério de análise dos resultados na face estreita, o mesmo critério seria atendido para a face larga.

Tabela III.1 – Número de elementos utilizados no teste de convergência da malha.

	Modelo Térmico		Modelo Mecânico	
	Elementos	Nós	Elementos	Nós
Malha 1	20.371.709	5.469.212	2.572.312	606.146
Malha 2	26.115.883	6.895.632	6.274.026	1.345.984
Malha 3	27.618.613	7.252.253	8.575.735	1.776.742

Conforme observado na Tabela III.1, a simulação térmica necessitou de um número significativamente maior de elementos e nós em comparação com a simulação mecânica. Esse comportamento é atribuído à complexidade intrínseca da análise fluidodinâmica, que envolve fenômenos que exigem uma malha muito mais refinada para a execução do modelo.

Adicionalmente, a geometria das placas de cobre, com a presença dos canais de refrigeração, demandou muitos elementos, tanto para o volume sólido quanto para o volume fluido. O volume sólido foi responsável pela maior parte dos elementos necessários para a criação da malha. Tomando como exemplo a Malha 3, com 27.618.613 elementos, 61,9% (17.088.973) dos elementos foram alocados no volume sólido, enquanto 38,1% (10.529.640) dos elementos foram alocados no volume fluido.

3.2 Modelo Térmico

Foram adotadas as seguintes suposições para o desenvolvimento do modelo térmico:

- i) O molde estava operando em estado estacionário;
- ii) O topo, a base e as laterais da placa, bem como a face de contato com a jaqueta de refrigeração foram consideradas como um sistema adiabático;

- iii) Dessa forma, o fluxo de calor na interface entre a borda da placa estreita e a face da placa larga foi considerado nulo, o que faz sentido devido ao mau contato durante operação, causado pelas distorções térmicas;
- iv) A transferência de calor entre a água de refrigeração e a jaqueta de aço foi considerada nula;
- v) As condutividades térmicas da placa de cobre, do revestimento e as propriedades da água de refrigeração foram consideradas constantes, independentes da temperatura.

A condução de calor em estado estacionário é governada pela Equação diferencial 3.1, onde T_m é a temperatura na parede do molde ($^{\circ}\text{C}$) e x , y e z são as três direções ortogonais.

$$\frac{\partial^2 T_m}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 T_m}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 T_m}{\partial z^2} = 0 \quad (3.1)$$

Para a resolução da Equação 3.1 são adotadas condições de contorno segundo a Lei de Fourier para o fluxo de calor por condução na parede do molde e, nos canais de refrigeração, uma condição de transferência de calor por convecção das paredes dos canais de refrigeração para a água, conforme equações 3.2 e 3.3, respectivamente.

$$-k_m \frac{\partial T_m}{\partial n} = q_m \quad (3.2)$$

Onde:

k_m = condutividade térmica da parede do molde ($\text{W/m}^{\circ}\text{C}$);

$\partial T_m / \partial n$ = gradiente de temperatura normal à superfície da parede do molde;

q_m = fluxo de calor pontual do aço para a parede do molde (W/m^2).

$$-k_m \frac{\partial T_m}{\partial n} = h_w (T_m - T_w) \quad (3.3)$$

Em que:

h_w = coeficiente de transferência de calor por convecção ($\text{W/m}^2\text{C}$);

T_w = temperatura da água de refrigeração ($^{\circ}\text{C}$).

3.2.1 Fluxo de Calor Axial na Face Quente

O fluxo de calor em função do tempo de residência do aço no molde foi determinado pela Equação 3.4.

$$q_m = ae^{(-bt)} + c \quad (3.4)$$

Em que:

q_m = fluxo de calor pontual do aço para a parede do molde (W/m²);

t = tempo (s);

a = constante empírica (W/m²);

b = constante empírica (s⁻¹);

c = constante empírica (W/m²).

Dessa forma, o fluxo de calor axial em função do comprimento da placa de cobre, e de acordo com a velocidade de lingotamento, foi obtido através da Equação 3.5.

$$q_m = \begin{cases} 0, & z > z_{men} \\ ae^{(-b\frac{60(z_{men}-z)}{V_{ling}})} + c, & z \leq z_{men} \end{cases} \quad (3.5)$$

Onde:

z = distância vertical abaixo do topo do molde (m);

z_{men} = posição do menisco abaixo do topo do molde (m);

V_{ling} = velocidade de lingotamento (m/min).

Através da variação de temperatura da água de refrigeração, foi determinado o fluxo de calor médio extraído por face do molde, conforme Equação 3.6.

$$q_a = \frac{c_{pw}\rho_w w \Delta T_w}{A} \quad (3.6)$$

Sendo:

q_a = fluxo de calor médio extraído por face do molde (W/m²);

c_{pw} = calor específico da água (J/kg°C);

ρ_w = densidade da água (kg/m³);

w = vazão de água por face do molde (m^3/s);

ΔT_w = diferença de temperatura entre entrada e saída da água de refrigeração do molde ($^{\circ}\text{C}$);

A = área exposta da face quente do molde (m^2).

Onde:

$$\Delta T_w = T_{wo} - T_{wi} \quad (3.7)$$

Em que:

T_{wo} = temperatura de saída da água de refrigeração na face do molde ($^{\circ}\text{C}$);

T_{wi} = temperatura de entrada da água de refrigeração na face do molde ($^{\circ}\text{C}$).

A área sob a curva que define o perfil do fluxo de calor axial ao longo do comprimento do molde, obtido através da Equação 3.5, representa o valor do fluxo de calor médio extraído pela respectiva face durante lingotamento (PARK *et al.*, 2002), calculado pela Equação 3.6. Sendo assim, após determinado os valores empíricos das constantes a , b e c , a Equação 3.5 foi integrada, possibilitando analisar a concordância entre os valores de fluxo de calor obtido pelo balanço térmico da água de refrigeração e o simulado.

Como mencionado, durante o lingotamento, há uma tendência de maior contração da pele de aço solidificada nas quinas do molde, o que prejudica a transferência de calor nessa região. Para considerar esse comportamento, o fluxo de calor foi reduzido ao longo de uma faixa de 31 mm nas quinas das faces larga e estreita (THOMAS *et al.*, 1997). O estudo realizado por Niu, Cai e Zhu (2018) revelou que o afastamento da pele na quina ocorre a 91 mm abaixo do menisco. No presente estudo, a redução do fluxo de calor nas quinas do molde ocorreu de forma linear a partir de 100 mm abaixo do menisco, atingindo o mínimo de 67% em relação ao valor padrão aplicado na base do molde (CHAKRABORTY, GANGULY e TALUKDAR, 2019; THOMAS *et al.*, 1997).

O fluxo de calor na região da placa larga que não estava em operação, devido à largura da placa lingotada, bem como o fluxo de calor acima do menisco, em conformidade com a Equação 3.5, foram considerados nulos, por se tratar de regiões que não estavam em contato com o veio.

Para criar um perfil de fluxo de calor axial que varie ao longo do comprimento e da largura do molde, foi desenvolvida uma função definida pelo usuário (UDF), que tem a finalidade de permitir a customização de condições de contorno por meio de equações específicas. A UDF foi criada em linguagem C e, posteriormente, incorporada ao ANSYS Fluent, ampliando a capacidade do *software*.

O valor máximo de fluxo de calor no menisco foi determinado com base na extrapolação de dados experimentais de Mahapatra, Brimacombe e Samarasekera (1991) para um aço com teor de carbono e velocidade de lingotamento semelhantes às características simuladas neste estudo.

Cálculo Inverso do Fluxo de Calor

Com o objetivo de determinar os valores das constantes a, b e c na Equação 3.5, garantindo a compatibilidade do fluxo de calor na região dos termopares, realizou-se um cálculo inverso com base nas temperaturas medidas pelos termopares do sistema de detecção de breakout, localizados no plano central das placas das faces larga e estreita. Esse cálculo foi conduzido utilizando a Equação 3.8. A equação resultante foi então empregada como uma estimativa inicial para o fluxo de calor axial no modelo térmico do molde, com o objetivo de alcançar um desvio máximo de 2,0% entre as temperaturas simuladas e as medidas pelos termopares.

$$q_{termopar} = \frac{T_{termopar} - T_{w.termopar}}{\left(\frac{1}{h_w} + \frac{l}{k_{molde}}\right)} \quad (3.8)$$

Em que:

$q_{termopar}$ = fluxo de calor na altura do termopar (W/m²);

$T_{termopar}$ = temperatura medida pelo termopar (°C);

$T_{w.termopar}$ = temperatura da água de refrigeração na altura do termopar (°C);

h_w = coeficiente de transferência de calor por convecção (W/m²°C);

l = distância entre o ponto de medição do termopar e a raiz do canal de refrigeração (m);

k_{molde} = condutividade térmica da placa de cobre (W/m°C).

Conforme observado, a utilização da Equação 3.8 requer o conhecimento dos valores de temperatura da água de refrigeração na altura dos termopares. Para fins de estimativa

inicial do fluxo de calor axial na face quente do molde, foi assumido que o aumento de temperatura da água no molde ocorre de maneira linear ao longo do canal de refrigeração, desde o ponto de entrada da água até a altura do menisco. Nesse contexto, a temperatura da água na altura dos termopares foi determinada utilizando a Equação 3.9.

$$T_{w.termopar} = T_{wi} + \left(\frac{T_{wo} - T_{wi}}{h_{menisco}} \right) h_{termopar} \quad (3.9)$$

Em que:

$h_{menisco}$ = distância vertical entre o menisco e o ponto de entrada da água no canal de refrigeração (m);

$h_{termopar}$ = distância vertical entre o ponto de medição do termopar e o ponto de entrada da água no canal de refrigeração (m).

Adicionalmente, foi necessário determinar o coeficiente de transferência de calor por convecção nos *slots*. Assim como no caso da temperatura da água na altura dos termopares, esse valor foi utilizado exclusivamente na Equação 3.8 e foi calculado com base na correlação de Gnielinski, que demonstra erros de estimativa abaixo de 10%. A correlação é mostrada na Equação 3.10.

$$\frac{h_w D_H}{k_w} = \frac{(f/8)(Re - 1000)Pr}{1 + 12,7(f/8)^{1/2}(Pr^{2/3} - 1)} \quad (3.10)$$

Em que:

h_w = coeficiente de transferência de calor por convecção (W/m²°C);

D_H = diâmetro hidráulico do canal de refrigeração (m);

k_w = condutividade térmica da água (W/m°C);

f = fator de atrito;

Re = número de Reynolds;

Pr = número de Prandtl.

O diâmetro hidráulico foi calculado usando a Equação 3.11 e o fator de atrito foi determinado pela Equação 3.12, que representa uma correlação para tubos lisos.

$$D_H = 4 \left(\frac{\text{área da seção do canal de refrigeração}}{\text{perímetro do canal de refrigeração}} \right) \quad (3.11)$$

$$f = (0,790 \ln Re - 1,64)^{-2} \quad (3.12)$$

A Equação 3.10 é aplicável a fluxos turbulentos com número de Reynolds entre 3.000 e 5×10^6 , número de Prandtl entre 0,5 e 2000 e uma razão entre comprimento vertical do canal de refrigeração (l_{canal}) e o diâmetro hidráulico (D_H) maior ou igual a 10. A Equação 3.12 também é válida para fluxos turbulentos com número de Reynolds entre 3.000 e 5×10^6 . O número de Reynolds foi calculado pela Equação 3.13, e o número de Prandtl foi estabelecido com base nas propriedades da água de refrigeração estimadas na temperatura média entre a saída (T_{wo}) e a entrada (T_{wi}) no molde.

$$Re = \frac{\rho_w u_w D_H}{\mu_w} \quad (3.13)$$

Onde:

$$u_w = \frac{w}{\text{área total dos canais de refrigeração}} \quad (3.14)$$

Em que:

u_w = velocidade da água no canal de refrigeração (m/s);

μ_w = viscosidade da água (Pa.s);

w = vazão de água por face do molde (m^3/s).

A possibilidade de ocorrência de ebulição nucleada foi verificada de acordo com a Equação 3.15, que permite determinar a temperatura de ebulição da água pressurizada no interior dos canais.

$$T_{w.ebulição} = \frac{1810,94}{8,14019 - \log_{10} \left(\frac{7500,69 p_{abs}}{10^6} \right)} - 244,485 \quad (3.15)$$

Onde:

$T_{w.ebulição}$ = temperatura de ebulição da água (°C);

p_{abs} = pressão absoluta da água no molde (Pa).

Em que a pressão absoluta p_{abs} (Pa) é dada pela soma da pressão manométrica p_{man} (Pa) da água de refrigeração no molde e da pressão atmosférica, com valor aproximado de $1,0 \times 10^5$ Pa.

3.2.2 Fluidodinâmica Computacional

As equações governantes da fluidodinâmica são conhecidas como equações de Navier-Stokes. Na modelagem de fluidos, as equações de continuidade, *momentum* e energia desempenham um papel fundamental, descrevendo, respectivamente, a conservação da massa, do movimento do fluido e da transferência de energia.

O fluxo turbulento da água de refrigeração, considerado como um escoamento incompressível, exerce uma influência significativa na transferência de calor que ocorre na interface entre a parede do molde e a água. A convecção nos *slots* foi simulada utilizando funções aprimoradas dos efeitos térmicos nas paredes do domínio, por meio do modelo realizável $k-\varepsilon$. Dessa forma, além das equações de transporte (equações de Navier-Stokes), equações de transporte adicionais são utilizadas para a energia cinética turbulenta k (m^2/s^2) e sua taxa de dissipação ε (m^2/s^3) (NIU, CAI e ZHU, 2019). O modelo realizável $k-\varepsilon$ também foi utilizado em um estudo anterior feito por Domgin e Gauthier (2022) simulando a água de refrigeração nos *slots* de um molde de lingotamento contínuo de placas.

Como condição de contorno na entrada do domínio fluido, foi adotada a vazão mássica da água, calculada de acordo com a Equação 3.16. Para os valores de turbulência, foram utilizadas especificações de intensidade, calculada por meio da Equação 3.17 (LUKÁCS e VAD, 2021), e diâmetro hidráulico D_{HC} (m) da câmara de alimentação dos canais de refrigeração, calculado como quatro vezes a relação entre a área da seção e o perímetro da câmara. Na condição de contorno de saída, foi adotada a condição de pressão de saída (Pa).

$$\dot{m} = w\rho_w \quad (3.16)$$

Em que:

$\dot{m}$ = vazão mássica da água de refrigeração (kg/s).

$$I_t = 0,16Re_{in}^{-1/8} \quad (3.17)$$

Em que:

I_t = intensidade de turbulência;

Re_{in} = número de Reynolds na entrada da água de refrigeração.

O esquema de acoplamento pressão-velocidade utilizado foi o acoplado, com discretização do gradiente espacial baseada em células de mínimos quadrados.

As condições de contorno aplicadas ao modelo térmico podem ser visualizadas de forma esquemática na Figura 3.4, tipicamente para as faces larga e estreita.

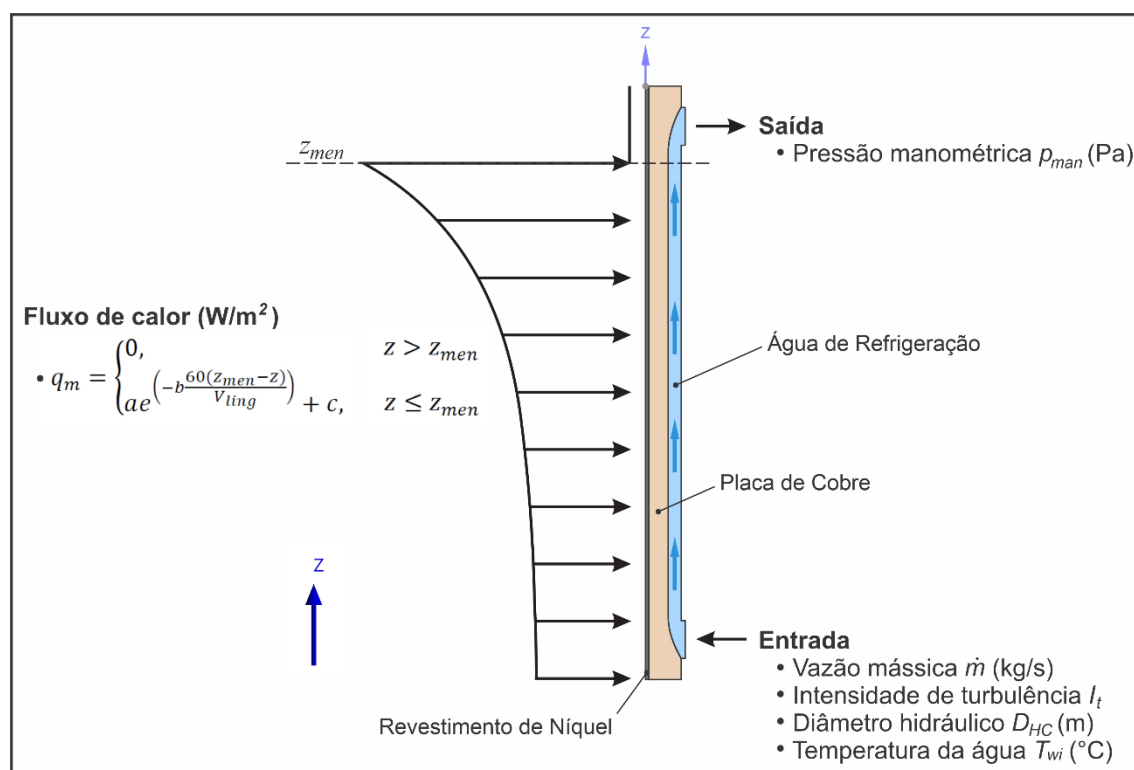


Figura 3.4 – Condições de contorno típicas aplicadas ao modelo térmico.

3.3 Modelo Mecânico

Durante operação, as paredes do molde se deformam devido aos elevados gradientes térmicos gerados. No entanto, o molde está sob restrição proveniente de sua construção mecânica, buscando resistir à expansão térmica. Essas restrições geram forças externas e, conseqüentemente, forças internas surgem para buscar o equilíbrio, resultando em tensão. Trata-se de um fenômeno tridimensional, uma vez que esses gradientes provocam deformações não uniformes ao longo das três direções planares das placas. A equação padrão de equilíbrio de forças utilizada para calcular a distribuição tridimensional de tensão no domínio de análise é representada pela Equação 3.18.

$$\nabla \cdot \sigma + \vec{b} = 0 \quad (3.18)$$

Em que:

σ = tensor de tensão (Pa);

$\vec{b}$ = vetor de força do corpo (N).

A relação entre os tensores de tensão σ e de deformação elástica ε_{el} ocorre por meio da Lei de Hooke, conforme demonstrado na Equação 3.19. Nessa equação, o tensor de elasticidade C é reduzido a uma matriz simétrica devido à isotropia das propriedades do material. Os elementos dessa matriz são funções do Módulo de Young E e do Coeficiente de Poisson ν , como indicado na Equação 3.20.

$$\sigma = C : \varepsilon_{el} \quad (3.19)$$

Em que:

C = tensor de elasticidade de quarta ordem;

ε_{el} = tensor de deformação elástica.

$$C = C(E, \nu) \quad (3.20)$$

O tensor de deformação total é obtido pela soma dos tensores de deformação térmica, deformação elástica, deformação plástica e deformação por fluência, conforme ilustrado na Equação 3.21. Esse tensor está relacionado ao vetor de deslocamento $\vec{u}$ pela equação de compatibilidade, como mostrado na Equação 3.22.

$$\varepsilon_T = \varepsilon_{th} + \varepsilon_{el} + \varepsilon_{pl} + \varepsilon_{cr} \quad (3.21)$$

Em que:

ε_T = tensor de deformação total;

ε_{th} = tensor de deformação térmica;

ε_{pl} = tensor de deformação plástica;

ε_{cr} = tensor de deformação por fluência.

$$\varepsilon_T = \frac{1}{2} [(\nabla \vec{u})^T + (\nabla \vec{u})] \quad (3.22)$$

Onde:

$\vec{u}$ = vetor de deformação ou deslocamento.

A deformação térmica é proporcional ao aumento de temperatura e é calculada pela equação geral para material isotrópico, conforme descrito na Equação 3.23.

$$\varepsilon_{th} = \alpha (T_m - T_{Ref}) \cdot I \quad (3.23)$$

Em que:

α = coeficiente de expansão térmica ($^{\circ}\text{C}^{-1}$);

T_{Ref} = temperatura de referência para tensão térmica nula ($^{\circ}\text{C}$);

I = matriz identidade.

O molde está sujeito a uma série de carregamentos e, para a resolução do modelo, foram aplicadas algumas condições de contorno.

3.3.1 Condições de Contorno

Para representar com máxima fidelidade o estado operacional, as condições de contorno foram aplicadas ao modelo mecânico em cinco etapas, seguindo a ordem em que as forças se manifestam no molde, a saber:

- i) Inicialmente, o modelo levou em conta a força de pré-tensionamento nos parafusos que conectam as placas de cobre à jaqueta de refrigeração;
- ii) Após a conclusão do pré-tensionamento entre as placas de cobre e a jaqueta de refrigeração, foram aplicadas as forças de pré-tensionamento nos parafusos que conectam a jaqueta da face larga à estrutura do molde e no parafuso do sistema de cunha de travamento que fixa a jaqueta da face estreita à estrutura do molde;
- iii) Na terceira etapa foi considerada a força proveniente do sistema de *clamping* do molde, existente desde a montagem do equipamento e é responsável por manter o conjunto de placas unido;
- iv) Na quarta etapa, foi levada em consideração a força gerada pela pressão ferrostática exercida pelo aço líquido nas paredes do molde;
- v) Por fim, foram consideradas as deformações causadas pelos gradientes térmicos resultantes das elevadas temperaturas das placas de cobre durante operação.

Pré-tensionamento dos Parafusos

Os elementos de fixação foram tratados como conexões de viga, incorporando a força de pré-tensionamento gerada pelo torque do parafuso. Nesse tipo de conexão, os nós nas extremidades dos elementos de viga estão ligados aos nós das superfícies onde as cabeças dos parafusos ou porcas fazem apoio, assim como no diâmetro interno das buchas de fixação das placas.

Essa ligação é estabelecida por meio de equações de restrição distribuídas, que distribuem uniformemente a força no nó de controle sobre os nós das superfícies (HAMILTON, HIBBELER e THOMAS, 2015). O modelo utiliza equações de restrição multiponto (MPC) para realizar essas conexões, uma técnica que reduz significativamente o consumo computacional na simulação sem comprometer a qualidade dos resultados.

A força de pré-tensionamento proveniente do torque de cada parafuso de fixação foi determinada pela Equação 3.24. Nessa equação, o valor do coeficiente de fricção μ_f varia de 0,2 para parafusos lubrificados a 0,6 para parafusos sem lubrificação. Os cálculos foram realizados considerando ambos os valores, optando-se, posteriormente, por empregar uma força intermediária, conforme já utilizado em estudo anterior (Park *et al.*, 2002).

$$F_{parafuso} = \frac{2\tau}{d} \left(\frac{\pi d - \mu_f \lambda}{\lambda + \pi \mu_f d} \right) \quad (3.24)$$

Em que:

$F_{parafuso}$ = força de pré-tensionamento gerada pelo torque do parafuso (N);

τ = torque do parafuso (Nm);

d = diâmetro do parafuso (m);

μ_f = coeficiente de fricção;

λ = passo da rosca do parafuso (m).

Força de *Clamping*

Conforme mencionado anteriormente, a força de *clamping* no molde em estudo é aplicada em quatro pontos por meio de cilindros hidráulicos, sendo dois superiores e dois inferiores, posicionados em ambos os lados do molde a partir da linha central. Dado que o molde foi modelado com um plano de simetria ortogonal à face larga, as forças de *clamping* superior e inferior foram consideradas apenas no lado modelado. As forças aplicadas, cujos valores são conhecidos conforme projeto, foram incorporadas ao modelo como um carregamento de força remota. Essa abordagem evitou a necessidade de modelar toda a estrutura do molde, incluindo a região dos cilindros hidráulicos, resultando em uma economia significativa de recursos computacionais.

Pressão Ferrostática

A pressão ferrostática no interior do molde aumenta com a distância vertical abaixo menisco e é determinada pela Equação 3.25.

$$p_f = \begin{cases} 0, & z > z_{men} \\ \rho_{aço} g (z_{men} - z), & z \leq z_{men} \end{cases} \quad (3.25)$$

Onde:

p_f = pressão ferrostática (N/m²);

$\rho_{aço}$ = densidade do aço (kg/m³);

g = aceleração da gravidade (m/s²).

A pressão ferrostática nas paredes do molde foi adicionada ao modelo como um carregamento de pressão hidrostática. O rolo de pé do molde não foi modelado, mas a força, proveniente da pressão ferrostática, transmitida por ele foi levada em consideração. Desse modo, o comprimento efetivo adotado no modelo foi considerado até um ponto intermediário entre o rolo de pé e o primeiro rolo do segmento montado após o molde.

A força de *clamping* deve se opor à força gerada pela pressão ferrostática no interior do molde. Nesse contexto, a Figura 3.5 representa, de forma esquemática, os carregamentos e vinculações aplicados ao modelo mecânico.

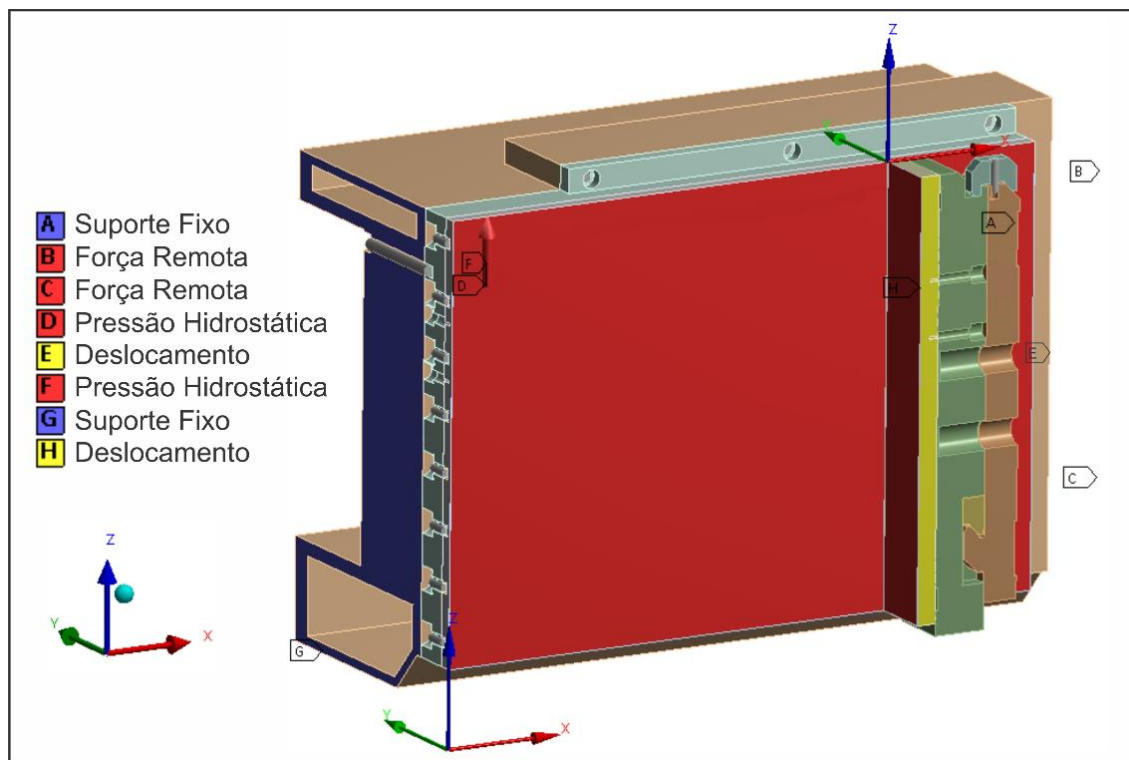


Figura 3.5 – Carregamentos e vinculações aplicados ao modelo mecânico.

Na figura, as forças de *clamping* superior e inferior foram aplicadas como carregamentos de força remota (B e C na figura, respectivamente). Para permitir o movimento da face larga em direção à borda da placa estreita, foi adicionada à lateral da estrutura do molde uma vinculação (E) de deslocamento livre no eixo *y*, com movimento restrito nos eixos *x* e *z*. No centro da placa estreita, onde existe um plano de simetria, foi inserida uma vinculação (H) de deslocamento restrito no eixo *y*, de forma a evitar a rotação do molde, e deslocamento livre nos demais eixos, permitindo movimentos da placa em função de sua deformação térmica. Os carregamentos de pressão hidrostática foram adicionados às faces das placas larga (D) e estreita (F). Por fim, para restringir movimentos do molde que pudessem implicar em erros de convergência, foram aplicadas vinculações de suporte fixo no centro da estrutura da face larga (G) e na parte posterior da estrutura de fixação da face estreita (A).

Deformação Térmica

Conforme mencionado, os resultados de temperatura das placas de cobre, incluindo o revestimento de níquel, simulados pelo método CFD no ambiente do ANSYS Fluent, foram transferidos para o ambiente do ANSYS Static Structural por meio da interface do ANSYS Workbench, como demonstrado anteriormente na Figura 3.3.

Esse compartilhamento permitiu considerar no modelo mecânico, durante a quinta (e última) etapa da simulação, os gradientes térmicos gerados pelas temperaturas simuladas nas paredes do molde.

3.4 Validação do Modelo

A calibração do modelo térmico foi realizada através da temperatura medida pelos termopares utilizados para o sistema de detecção de *breakout* no molde. Nesse sistema são utilizados termopares do tipo K, dispostos em duas fileiras, sendo a primeira fileira a 210 mm do topo do molde e a segunda fileira a 325 mm. Os termopares são posicionados a 12 e 22 mm da face quente das placas larga e estreita, respectivamente.

A placa da face larga possui 17 colunas de termopares, e a placa da face estreita possui uma única coluna posicionada no centro da placa. De forma a padronizar a análise e eliminar um volume muito grande de dados, como é o caso da face larga em que as

colunas possuem variações nas medições de temperatura, foram utilizadas as temperaturas apenas dos termopares posicionados na coluna central de cada placa.

A temperatura medida pelo termopar gera uma diferença de potencial que é convertida em sinal eletrônico e é enviada para a sala de operação onde, através de monitores, é possível realizar um acompanhamento da medição em tempo real, conforme mostrado esquematicamente na Figura 3.6.

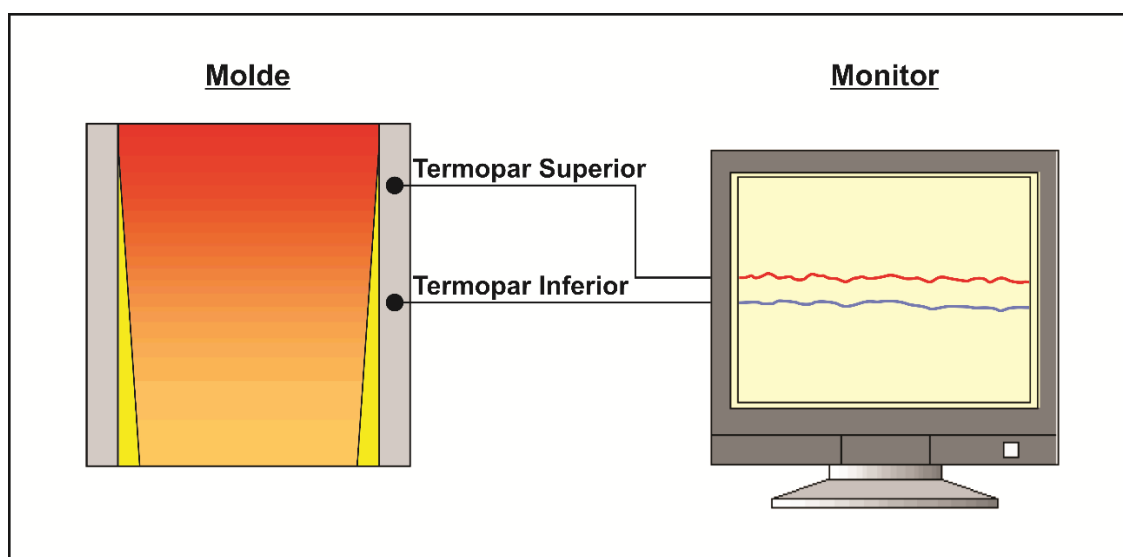


Figura 3.6 – Esquema de leitura dos termopares (adaptado de um manual de fabricante de máquina de lingotamento contínuo).

O modelo de deformação térmica, por sua vez, foi validado por meio da comparação dos resultados encontrados com aqueles disponíveis na literatura, em simulações e trabalhos existentes. Isso devido à impossibilidade de acesso durante operação e à grande dificuldade em instrumentar o molde estudado com transdutores de posição ou sensores capazes de medir qualquer alteração geométrica nas placas de cobre e jaquetas

3.5 Condições Experimentais e de Simulação

As condições experimentais ocorreram durante a produção de placas de aço com 250 mm de espessura e teor de 0,09% de carbono. A configuração do molde é apresentada na Tabela III.2.

Tabela III.2 – Configurações do molde.

Parâmetro	Face Larga	Face Estreita
Dimensões da placa de cobre		
Largura [mm]	2590	265,5 / 263,5
Comprimento [mm]	900	900
Espessura [mm]	30	40
Revestimento	Níquel	Níquel
Torque dos parafusos		
Placa de cobre na jaqueta [Nm]	100	85
Jaqueta na estrutura do molde [Nm]	200	210
Força de <i>clamping</i>		
Superior [kN]		31,5
Inferior [kN]		36,8
Comprimento efetivo abaixo do topo [mm] ⁽¹⁾		1060

⁽¹⁾ Considerando o ponto intermediário entre o rolo de pé do molde e o primeiro rolo do segmento montado após o molde.

Os materiais dos quais os componentes do molde são fabricados estão apresentados na Tabela III.3.

Tabela III.3 – Material de fabricação dos componentes do molde.

Componente	Face Larga	Face Estreita
Placa	Cu-Cr-Zr	
Revestimento	Ni	
Buchas de fixação da placa	Aço inoxidável	
Estrutura do molde	Aço estrutural	
Jaqueta de refrigeração	Aço estrutural	Aço inoxidável
Cunha de travamento	-	Aço estrutural
Elementos de fixação	Aço inoxidável/carbono	Aço carbono

As condições experimentais, coletadas durante operação, estão listadas na Tabela III.4.

Tabela III.4 – Condições experimentais durante operação.

Parâmetro	Face Larga	Face Estreita
Temperatura do Termopar		
Superior [°C]	138,3	121,3
Inferior [°C]	112,7	98,7
Água de Refrigeração		
Temperatura de entrada [°C]	35,7	35,7
Temperatura de saída [°C]	41,9	43,4
ΔT [°C]	6,2	7,7
Vazão [l/min]	4832	540
Pressão manométrica [kgf/cm ²]	10,6	10,6
Abertura do molde		
Topo [mm]	1935	265,5
Base [mm]	1912	263,5
<i>Taper</i> aplicado [%/m]	0,95	1,5
Posição do menisco abaixo do topo [mm]		100
Velocidade de lingotamento [m/min]		1,0

A geometria das placas de cobre é detalhada nas Figuras 3.7 (a) e (b). Na Figura 3.7 (a), é possível visualizar as placas das faces larga e estreita em corte transversal ao sentido de lingotamento. A espessura total da placa de cobre da face larga é de 30 mm, enquanto a espessura da placa da face estreita é de 40 mm.

Na face larga, os *slots* de refrigeração possuem uma distância entre centros de 17 mm, com profundidade de 11 mm, exceto na direção dos furos de diâmetro 22 mm, onde são rosqueadas as buchas e parafusos para fixação da placa à jaqueta de refrigeração. Nesse caso, o espaçamento entre *slots* aumenta para 32 mm. Para minimizar o efeito desse maior espaçamento, os *slots* adjacentes aos furos são mais profundos, apresentando uma profundidade igual a 15 mm. Todos os modelos de *slots* possuem largura de 6 mm e apresentam um raio de 3 mm na raiz, o qual tem como objetivo evitar a concentração de tensões no fundo do *slot*. A placa da face estreita possui *slots* com largura de 6 mm e profundidade de 11 mm, semelhantemente à placa da face larga, com uma distância entre centros igual a 18 mm. Na adjacência do furo (diâmetro 16 mm) de fixação da placa de cobre, a distância entre *slots* aumenta para 29 mm, onde a profundidade também é

aumentada para 15 mm. Adicionalmente, a placa estreita possui um *slot* com um ângulo que o direciona para a quina, com o objetivo de promover uma melhora na troca térmica na extremidade lateral da placa.

As placas de cobre não foram modeladas com *taper*; portanto, as dimensões do topo do molde foram consideradas constantes ao longo do comprimento das placas, sendo 967,50 mm na face larga e 132,75 mm na face estreita, considerando os dois eixos de simetria.

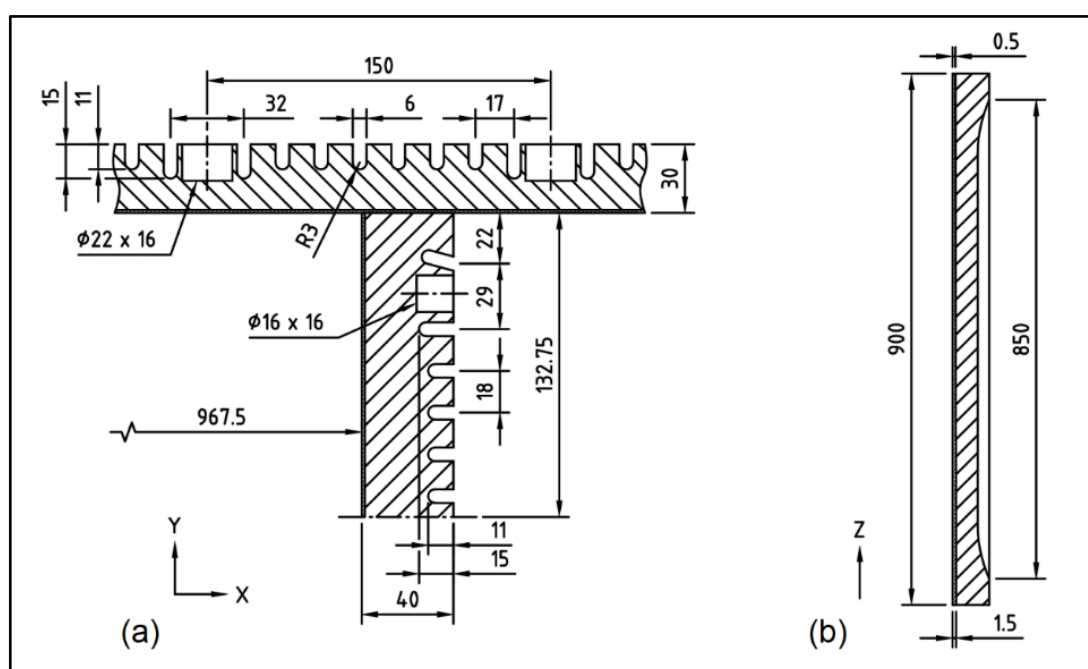


Figura 3.7 – Geometria das placas de cobre em corte transversal (a) e longitudinal (b).

Por fim, na Figura 3.7 (b), pode-se observar o perfil longitudinal típico aplicável às placas da face larga e estreita, que possuem comprimento de 900 mm e uma camada de revestimento de níquel ao longo de toda a extensão da face quente. O revestimento inicia com uma espessura de 0,5 mm no topo da placa e se estende até a base, alcançando uma espessura de 1,5 mm.

O *slot* possui um comprimento típico de 850 mm e, como mostrado na figura, apresenta um raio em suas extremidades para evitar uma mudança abrupta em sua geometria. No entanto, esse raio também afasta, em certa medida, a raiz do *slot* da face quente, contribuindo para um aumento na temperatura dessa região, especialmente na extremidade inferior da placa. Esse raio usinado tem início a uma distância aproximada de 76 mm da extremidade da placa, estendendo-se até 25 mm da extremidade, onde o *slot* é completamente finalizado.

3.5.1 Modelo Térmico

As propriedades físicas adotadas no modelo térmico estão listadas na Tabela III.5. As propriedades da água de refrigeração foram estabelecidas com base na temperatura média entre a saída e a entrada no molde.

Tabela III.5 – Propriedades físicas adotadas no modelo térmico.

Propriedade	Valor
Água de refrigeração ⁽¹⁾	
Condutividade térmica [W/m°C]	0,628
Densidade [kg/m³]	993
Viscosidade [Pa.s]	695 x 10 ⁻⁶
Calor específico [J/kg°C]	4178
Condutividade térmica da placa Cu-Cr-Zr [W/m°C]	350
Condutividade térmica do revestimento Ni [W/m°C]	64

⁽¹⁾ (BERGMAN e LAVINE, 2019, p.599).

Com base nos dados coletados, os valores do fluxo de calor médio extraído por face e o fluxo de calor na altura dos termopares foram obtidos, conforme mostrado na Tabela III.6. A temperatura de ebulição da água nos canais também foi estimada.

Tabela III.6 – Parâmetros de referência para o modelo térmico.

Parâmetro	Face Larga	Face Estreita
Fluxo de calor médio extraído na face [MW/m²] ⁽¹⁾	1,35	1,36
Condições para cálculo inverso do fluxo de calor		
Convecção nos <i>slots</i> [kW/m²K]	39,0	46,9
Número de Reynolds	110.918	122.243
Número de Prandtl ⁽²⁾	4,62	4,62
Razão l_{canal} / D_H	97	107
Fluxo de calor calculado na altura dos termopares		
Superior [MW/m²]	1,81	1,58
Inferior [MW/m²]	1,35	1,15
Temperatura de ebulição nucleada da água [°C]	185,9	185,9

(1) Obtido pelo balanço de energia na água de refrigeração.

(2) (BERGMAN e LAVINE, 2019, p.599).

Também foram determinadas as condições de contorno para simulação CFD da água de refrigeração, detalhadas na Tabela III.7.

Tabela III.7 – Condições de contorno para a água de refrigeração no modelo CFD.

Parâmetro	Face Larga	Face Estreita
Condições de entrada da água		
Vazão mássica [kg/s]	40,0	4,5
Intensidade de turbulência [%]	3,85	3,90
Diâmetro hidráulico [m]	0,049	0,064
Temperatura da água [°C]	35,7	35,7
Condições de saída da água		
Pressão manométrica [Pa]	$1,0 \times 10^6$	$1,0 \times 10^6$

Equações do fluxo de calor axial

A partir dos valores de fluxo de calor na altura dos termopares, foram desenvolvidas equações para o fluxo de calor axial (MW/m^2) em função do tempo de residência do aço no molde (s), para as faces larga e estreita, conforme mostrado nas Equações 3.26 e 3.27, respectivamente. De acordo com essas equações, no momento $t = 0$ segundos, o fluxo de calor é máximo, representando o menisco com uma magnitude de $2,45 \text{ MW/m}^2$.

$$q_{m; \text{face larga}} = 1,6e^{(-0,15t)} + 0,85 \quad (3.26)$$

$$q_{m; \text{face estreita}} = 1,5e^{(-0,15t)} + 0,95 \quad (3.27)$$

Utilizando as Equações 3.26 e 3.27, para a velocidade de lingotamento de $1,0 \text{ m/min}$, foram determinados os perfis de fluxo de calor axial ao longo do comprimento das faces larga e estreita, conforme mostrado nas Figuras 3.8 e 3.9, respectivamente. Esses perfis foram então empregados no modelo térmico como condição de contorno para o fluxo de calor q_m do aço para a face quente do molde.

Nas figuras, é evidente o pico de fluxo de calor no menisco, localizado a 100 mm abaixo do topo do molde, com valor igual a $2,45 \text{ MW/m}^2$. Além disso, pode-se observar que, a

partir de 100 mm abaixo do menisco, a curva que representa o fluxo de calor nas quinas do molde exibe uma redução linear até a base do molde, alcançando o mínimo de 67% do fluxo de calor aplicado nas demais regiões da face quente. Conforme mencionado anteriormente, esse perfil foi implementado em uma faixa de 31 mm a partir da quina, em ambas as faces

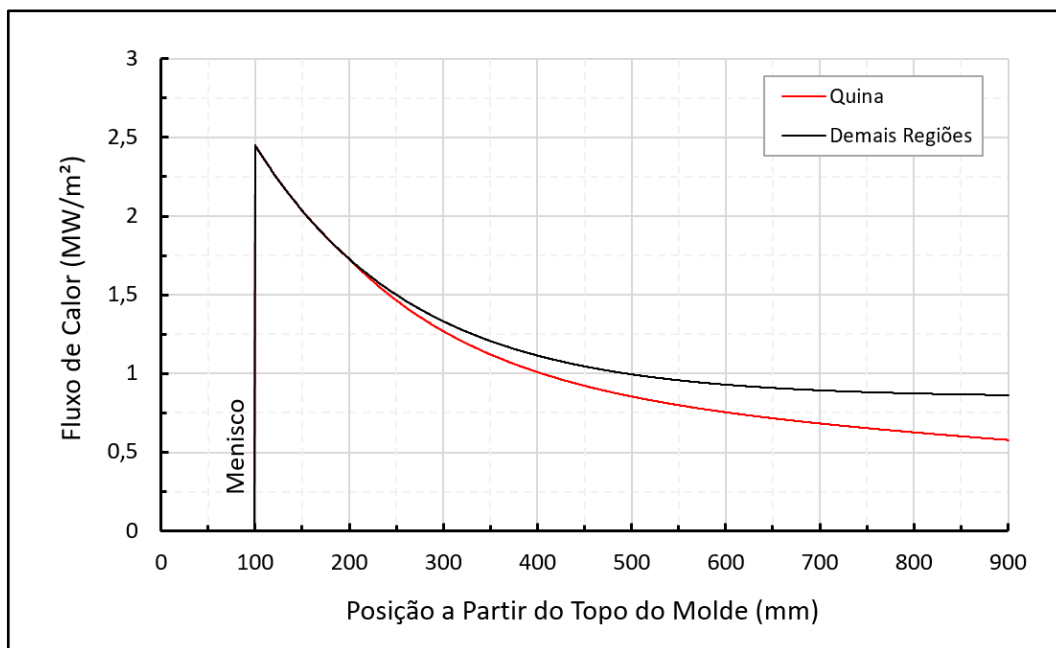


Figura 3.8 – Perfil do fluxo de calor axial ao longo do comprimento da face larga na velocidade de lingotamento de 1,0 m/min.

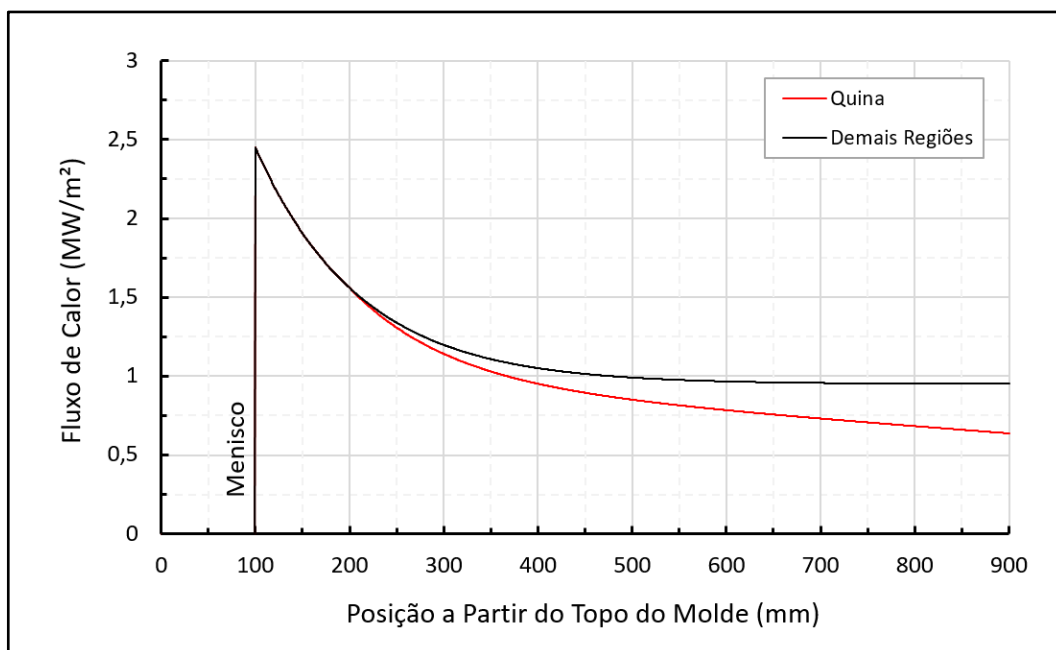


Figura 3.9 – Perfil do fluxo de calor axial ao longo do comprimento da face estreita na velocidade de lingotamento de 1,0 m/min.

3.5.2 Modelo Mecânico

As propriedades físicas adotadas no modelo mecânico estão listadas na Tabela III.8, sendo consideradas constantes e independentes da temperatura. A densidade ρ do aço em solidificação foi utilizada no cálculo da pressão ferrostática gerada pela coluna de aço no interior do molde. Para a aceleração devido à gravidade g , foi adotado o valor padrão de $9,81 \text{ m/s}^2$.

Quanto à dilatação térmica α , esse parâmetro foi aplicado às placas de cobre e ao revestimento, uma vez que suas temperaturas de operação foram importadas do modelo térmico. Os demais componentes do molde foram considerados à temperatura ambiente, sendo adotada a mesma temperatura de entrada da água de refrigeração, que é de $35,7^\circ\text{C}$.

O Módulo de Young E e o Coeficiente de Poisson ν de todos os componentes do molde foram considerados.

Tabela III.8 – Propriedades físicas adotadas no modelo mecânico.

Material	$\rho \text{ [kg/m}^3\text{]}$	$\alpha \text{ [}^\circ\text{C}^{-1}\text{]}$	$E \text{ [Pa]}$	ν
Aço ($\rho_{aço}$)	7020	-	-	-
Cu-Cr-Zr	-	$1,80 \times 10^{-5}$	$1,28 \times 10^{11}$	0,34
Ni	-	$1,27 \times 10^{-5}$	$2,04 \times 10^{11}$	0,31
Aço Estrutural	-	-	$2,10 \times 10^{11}$	0,30
Aço Inoxidável	-	-	$2,00 \times 10^{11}$	0,30
Aço carbono	-	-	$2,10 \times 10^{11}$	0,30

Os valores das forças de pré-tensionamento aplicadas nos parafusos do molde estão listados na Tabela III.9.

Tabela III.9 – Força de pré-tensionamento aplicada nos parafusos do molde.

Local de Fixação	Face Larga	Face Estreita
Placa de cobre na jaqueta [kN]	35,4	39,1
Jaqueta na estrutura do molde [kN]	47,2	74,4 ⁽¹⁾

⁽¹⁾ Parafuso do sistema de cunha de travamento.

4 RESULTADOS E DISCUSSÃO

No presente tópico, são apresentados e discutidos os resultados obtidos a partir das simulações multifásicas do molde, analisando, primeiramente, os diferentes tamanhos de malha. Os perfis térmicos das placas, juntamente com o comportamento da água de refrigeração, foram examinados, assim como os efeitos observados nos campos de deformação das paredes do molde. A interpretação desses resultados proporcionará uma importante compreensão sobre o desempenho térmico e mecânico do molde em operação, destacando padrões distintos e fatores influentes.

4.1 Resultados do Estudo de Independência de Malha

Inicialmente, tentou-se realizar a simulação térmica no ambiente do ANSYS Fluent com três tamanhos de malha menos refinados, totalizando 8.388.152, 11.554.217 e 16.896.340 elementos. Contudo, as simulações encontraram problemas de convergência, não concluindo os cálculos. Dessa forma, as simulações foram conduzidas com as Malhas 1, 2 e 3, conforme detalhado anteriormente na Tabela III.1.

As simulações foram realizadas em um computador com processador Intel Xeon Platinum 8253 CPU @ 2.20GHz, 256 GB de memória RAM e placa de vídeo NVIDIA Quadro RTX 5000. Conforme abordado anteriormente, os modelos térmico e mecânico foram executados com dois planos de simetria, representando um quarto do molde.

Na Tabela IV.1, apresentam-se os tempos gastos nas simulações executadas através das Malhas 1 a 3 para os modelos térmico e mecânico. Para fins de comparação, os números de elementos em cada malha também são mostrados.

Tabela IV.1 – Tempo de simulação para modelos térmico e mecânico com diferentes tipos de malha.

	Modelo Térmico		Modelo Mecânico	
	Elementos	Tempo (s)	Elementos	Tempo (s)
Malha 1	20.371.709	10.440	2.572.312	10.231
Malha 2	26.115.883	13.080	6.274.026	25.602
Malha 3	27.618.613	14.100	8.575.735	35.774

Como pode ser observado, apesar do modelo mecânico possuir um número consideravelmente menor de elementos, demandou um tempo significativamente maior em comparação ao modelo térmico. Isso se deve ao caráter não linear da análise, que envolve um grande volume de alterações geométricas e de contato.

Os perfis de temperatura na face quente e deslocamento normal à face, ao longo do centro da placa estreita, foram então avaliados para os três tipos de malha e estão demonstrados nas Figuras 4.1 (a) e (b), respectivamente. Em ambas as análises, verificou-se que não ocorreram desvios de resultado acima de 1,0%, demonstrando a independência entre as malhas. Como o presente estudo não contemplou nenhuma simulação posterior, os resultados de ambas as simulações foram analisados a partir das malhas refinadas, com maior número de elementos (Malha 3).

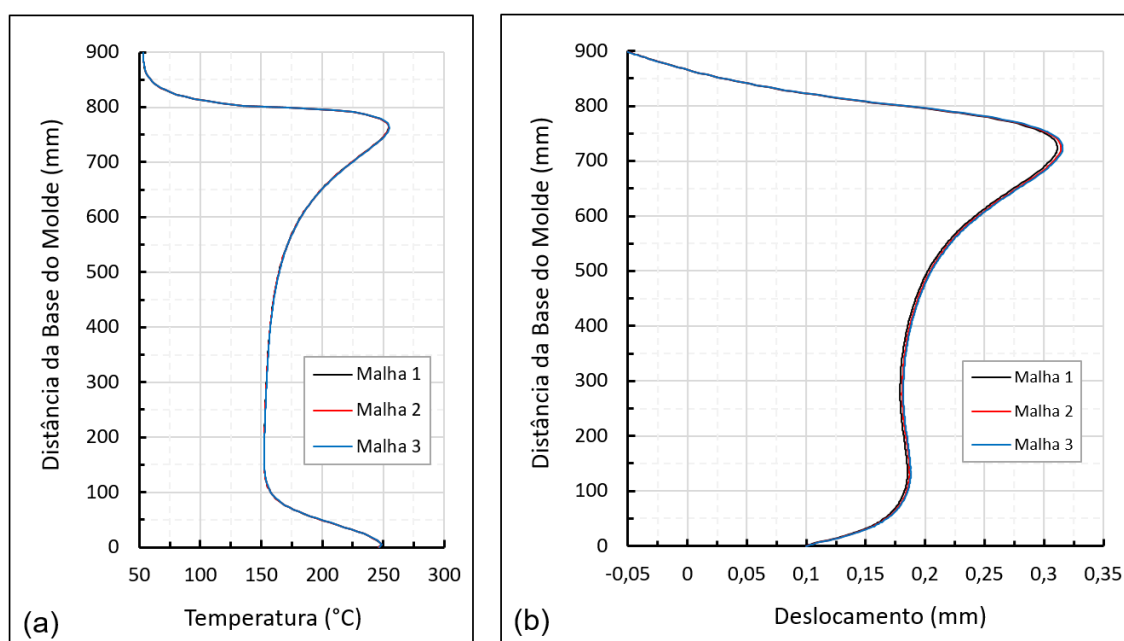


Figura 4.1 – Perfis de temperatura da face quente (a) e deslocamento normal à face (b) ao longo do centro da face estreita.

4.2 Resultados da Validação do Modelo Térmico

Com o propósito de monitorar a convergência da simulação CFD, além do monitor de resíduos escalados, no qual os resíduos das equações de energia permaneceram abaixo de 10^{-6} , outros dois monitores foram incorporados para avaliar os resultados das temperaturas simuladas nas faces larga e estreita. Um dos monitores, ilustrado na Figura 4.2, calculou a temperatura na região dos termopares superior e inferior nas faces larga e

estreita. Conforme evidenciado, as temperaturas na região dos quatro termopares alcançaram a estabilidade a partir da iteração número 60.

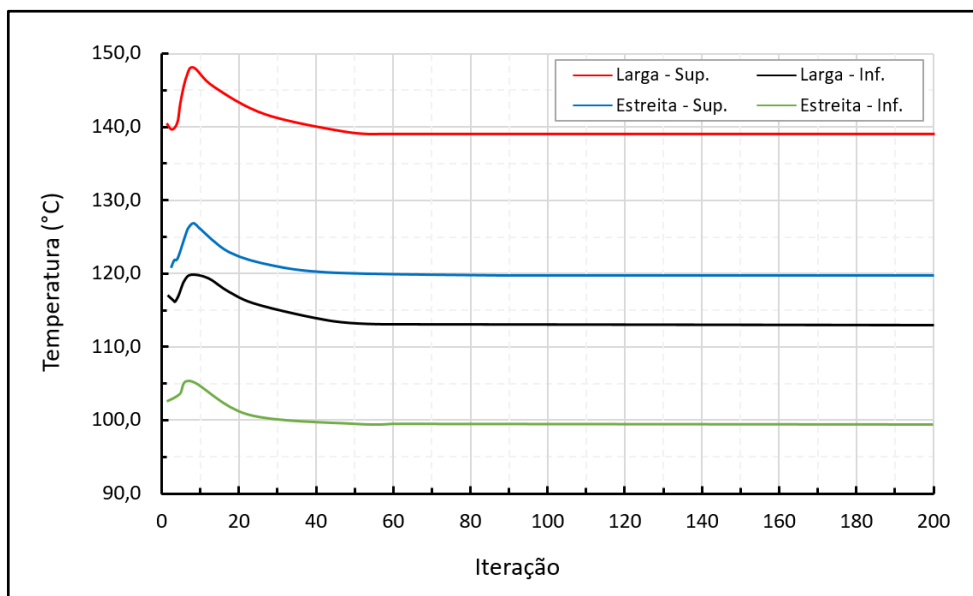


Figura 4.2 – Monitor de temperatura nos termopares superior e inferior das faces larga e estreita.

O segundo monitor, apresentado na Figura 4.3, calculou a temperatura em um ponto específico na face quente, também nas placas larga e estreita. Como referência, o ponto adotado foi a elevação dos termopares superiores, no centro de cada placa. É possível observar que ambas as temperaturas atingiram a estabilidade a partir da iteração número 60, de maneira semelhante ao monitor mostrado na Figura 4.2.

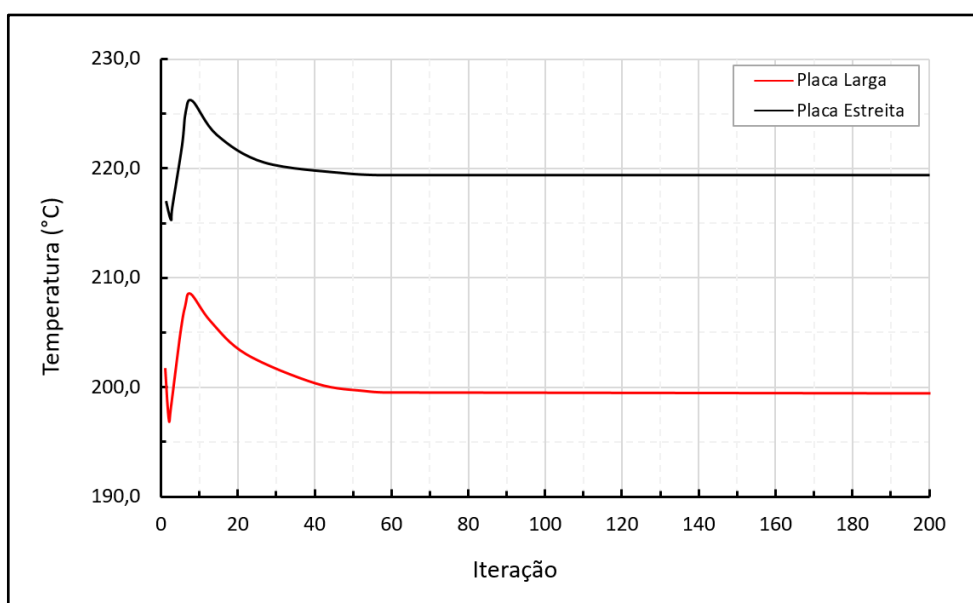


Figura 4.3 – Monitor de temperatura na face quente das placas larga e estreita na elevação dos termopares superior.

Os erros de vazão mássica (kg/s) e taxa total de transferência de calor (W) da simulação CFD permaneceram abaixo de 1,0% em relação aos valores de entrada calculados, demonstrando a adequada convergência do modelo.

As Figuras 4.4 e 4.5 oferecem uma comparação entre os perfis de temperatura simulados ao longo das faces larga e estreita, respectivamente, com as temperaturas medidas pelos termopares do sistema de detecção de *breakout*. As temperaturas utilizadas como referência, anteriormente detalhadas na Tabela III.4, foram medidas pelos termopares posicionados na linha central das placas nas distâncias de 210 e 325 mm do topo do molde. Os termopares da face larga foram instalados a 12 mm da face quente do molde, enquanto os termopares da face estreita foram instalados a 22 mm.

Conforme observado nas figuras, as temperaturas simuladas demonstraram uma boa concordância com as temperaturas experimentais, apresentando um desvio máximo de 1,32% (termopar superior da face estreita).

Variações no perfil decrescente de temperatura na Figura 4.4 podem ser observadas. Esse comportamento ocorre devido à instalação dos termopares da face larga na mesma direção em que estão posicionados os parafusos utilizados para unir a placa de cobre à jaqueta de refrigeração. Essa variação de temperatura é causada pela espessura reduzida do cobre na direção dos furos onde são rosqueadas as buchas e parafusos de fixação.

O súbito aumento de temperatura encontrado na região inferior das faces larga e estreita é atribuído à ausência de canais de refrigeração na parte inferior das placas de cobre. Conforme mencionado anteriormente, a partir de 76 mm da extremidade das placas, o canal começa a se distanciar da face quente até que, a 25 mm da extremidade da placa, não exista mais canal de refrigeração. Esses e outros resultados encontrados são abordados com mais detalhes no próximo tópico.

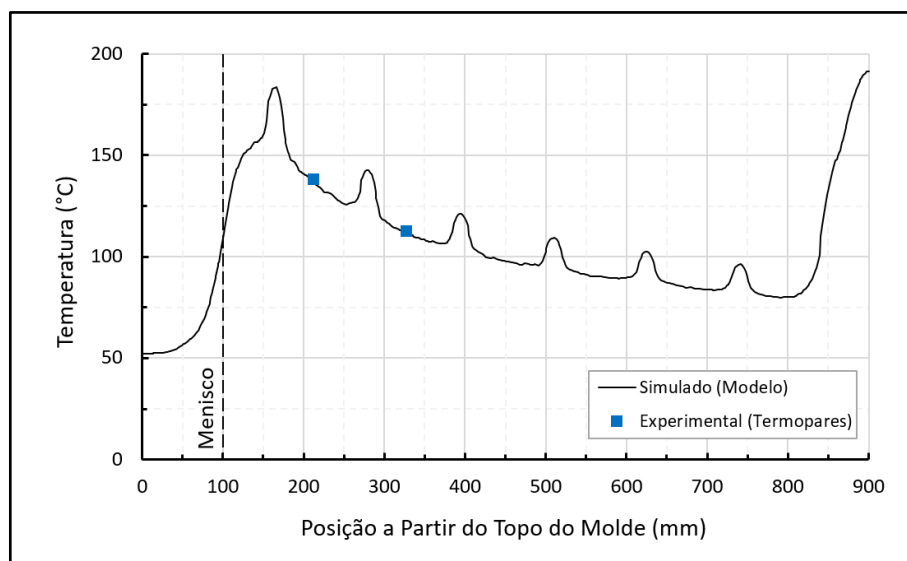


Figura 4.4 – Comparação do perfil de temperatura simulado e medido na região dos termopares ao longo da face larga (distância de 12 mm da face quente).

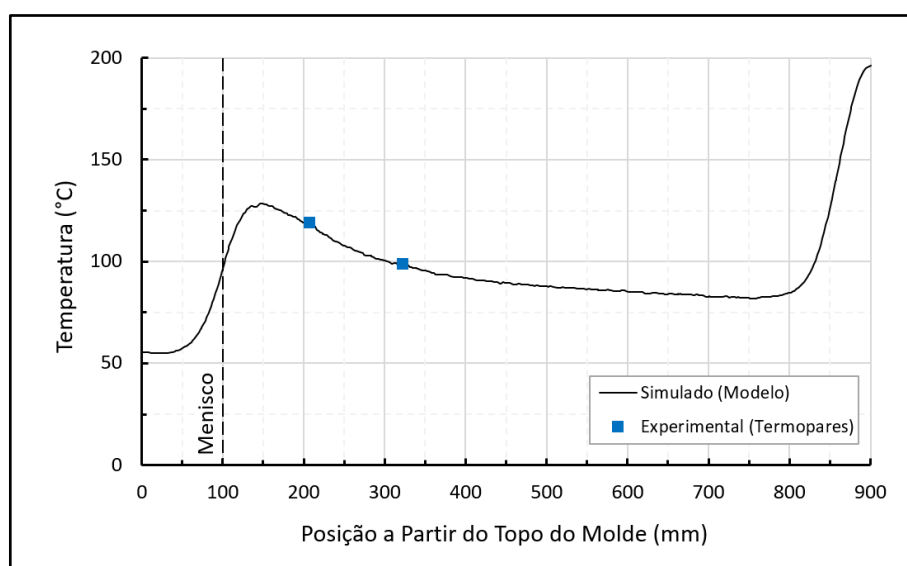


Figura 4.5 – Comparação do perfil de temperatura simulado e medido na região dos termopares ao longo da face estreita (distância de 22 mm da face quente).

A Figura 4.6 ilustra uma comparação entre o fluxo de calor médio extraído por face do molde, obtido pelos métodos de balanço térmico da água de refrigeração e pela área abaixo da curva do fluxo de calor axial ao longo do comprimento das placas. Apesar do perfil de calor axial utilizado promover uma boa concordância entre as temperaturas simuladas e aquelas medidas pelos termopares durante operação, o fluxo de calor médio obtido pela integral das equações ficou significativamente abaixo do fluxo de calor médio obtido pelo balanço térmico da água do molde, tanto para a face larga (-29,9%) quanto para a face estreita (-31,8%).

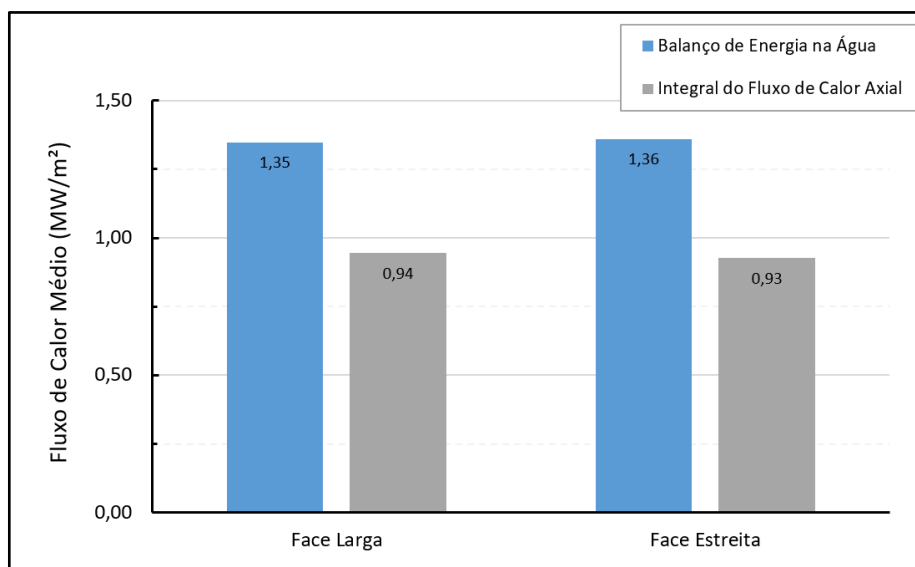


Figura 4.6 – Comparação entre os fluxos de calor médio calculado pelo balanço térmico da água de refrigeração e pela área abaixo da curva do fluxo de calor axial.

Este comportamento está em conformidade com o estudo de Schwerdtfeger (2003) e Wünnenberg e Schwerdtfeger (1995, apud SINGH, 1998), que relataram que o fluxo de calor pode não necessariamente diminuir abaixo do menisco, conforme ilustrado na Figura 4.7. Nesta figura, a temperatura da placa de cobre da face larga, a uma distância de 5 mm da face quente, aumenta novamente pouco depois de sofrer uma queda após o menisco. Esse aumento de temperatura foi atribuído a um possível aumento no fluxo de calor, que, por sua vez, foi associado ao contato existente entre o veio e a parede do molde também na região abaixo do menisco, provocado pela geometria do molde.

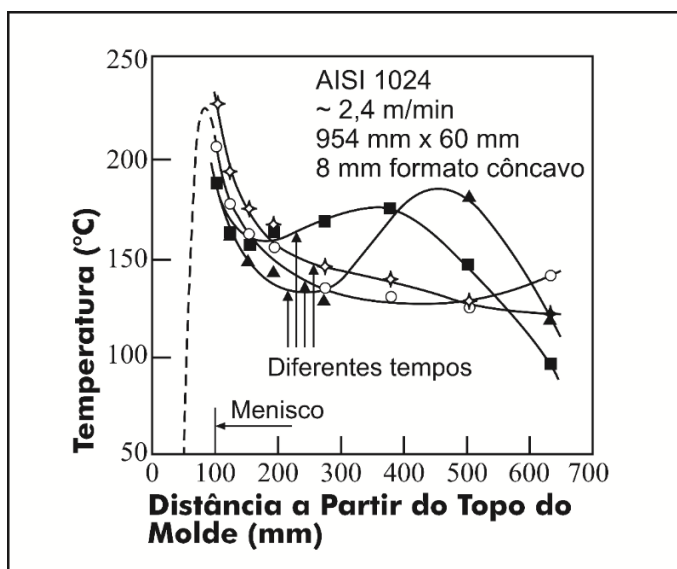


Figura 4.7 – Perfil de temperatura na face larga de um molde (funil) a 5 mm da face quente (WÜNNENBERG e SCHWERDTFEGGER, 1995, apud SINGH, 1998).

No caso do molde estudado, um fenômeno semelhante pode estar ocorrendo. Na face larga, que possui uma grande área superficial, o contato entre o aço e a parede do molde pode estar sendo aprimorado pela pressão ferrostática, pois a pele em formação não possui resistência suficiente para superá-la. Já na face estreita, esse contato pode estar sendo aprimorado pelo *taper* de 1,5%/m aplicado, o qual é, inclusive, 50% maior que o *taper* fixo existente na face larga. Como este molde não é instrumentado por termopares abaixo de 325 mm do topo (225 mm abaixo do menisco), não foi possível verificar experimentalmente esse comportamento.

Com o objetivo de atenuar esse efeito, foi adotado um perfil de fluxo de calor que permanece praticamente constante após o ponto de medição do termopar inferior, como demonstrado nas Figuras 3.8 e 3.9, em vez de um perfil que decresce em direção à base do molde. Este representa o máximo fluxo de calor médio que pode ser obtido pela área abaixo da curva das equações empíricas comumente empregadas.

Ao analisar o balanço térmico global, pode-se concluir que o menor fluxo de calor médio na simulação tende a resultar temperaturas de saída da água mais baixas se comparadas às temperaturas medidas experimentalmente. Essa tendência ocorre porque a energia aplicada ao modelo é inferior àquela imposta ao molde durante operação.

Por meio do modelo acoplado de transferência de calor entre o molde e a água, foi possível simular a temperatura de saída da água em cada face, confirmando a tendência de temperaturas simuladas mais baixas. A Figura 4.8 apresenta uma comparação entre as temperaturas de saída da água de refrigeração obtidas experimentalmente e as simuladas pelo modelo CFD. Na figura, é possível observar que as temperaturas médias simuladas nos volumes fluidos foram de 41,0 e 40,7 °C nas faces larga e estreita, respectivamente, representando valores 0,9 e 2,7 °C abaixo das temperaturas experimentais.

Embora a diferença no valor absoluto da temperatura de saída seja pequena, ao compará-las com a variação de temperatura da água entre a saída e a entrada no molde (ΔT_w), observa-se uma variação de 14,5% na face larga ($\Delta T_w = 6,2$ °C) e 35,1% na face estreita ($\Delta T_w = 7,7$ °C). Esses desvios mostraram concordância com os resultados encontrados para o fluxo de calor, evidenciando a coerência do modelo.

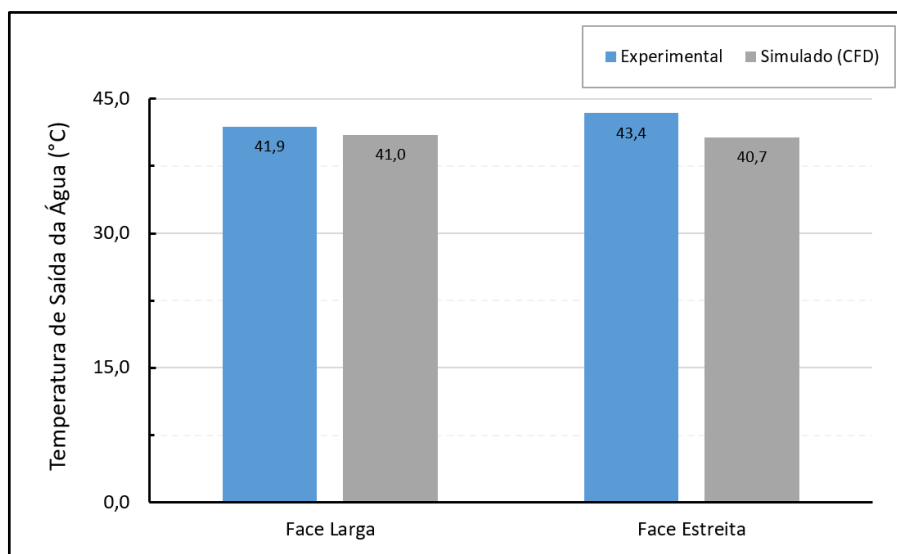


Figura 4.8 – Comparação entre as temperaturas de saída da água de refrigeração obtidas experimentalmente e simuladas pelo modelo CFD.

Portanto, com base nos resultados apresentados nesta seção e mediante a comparação com os resultados experimentais, o modelo térmico desenvolvido foi validado para a análise dos perfis de temperatura no molde de lingotamento contínuo de placas.

4.3 Modelo Térmico

Na sequência, serão apresentados os resultados obtidos pelo modelo térmico, envolvendo a fluidodinâmica computacional, na simulação de temperatura nas placas do molde e na água de refrigeração. A Figura 4.9 exibe as temperaturas na face quente das placas larga e estreita. Observa-se que, dentro do intervalo global de temperatura, a temperatura máxima nas paredes do molde foi de 277,6 °C.

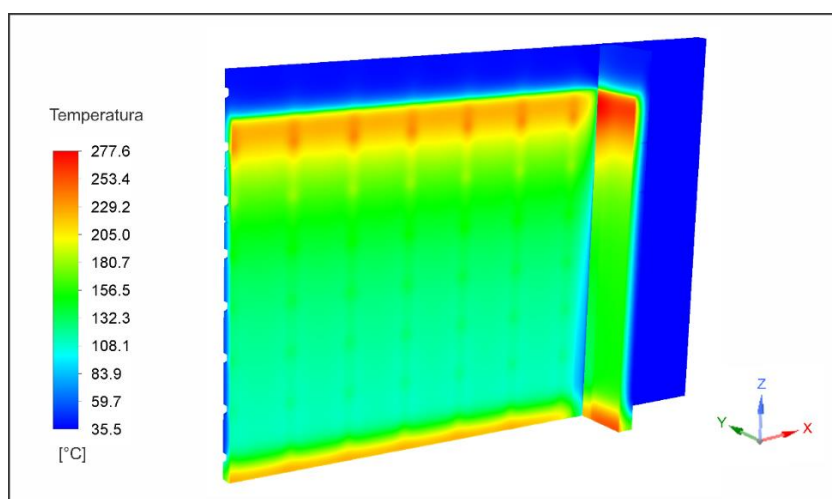


Figura 4.9 – Distribuição de temperatura simulada na face quente do molde.

4.3.1 Distribuição de Temperatura na Face Larga

Na Figura 4.10, é apresentada a distribuição de temperatura na face larga do molde, permitindo verificar que a temperatura máxima simulada foi de 237,3 °C. Torna-se evidente o aumento de temperatura na direção dos furos destinados à fixação da placa à jaqueta de refrigeração, resultando em pontos quentes nestes locais. Além disso, nota-se o aumento de temperatura na base da placa devido à ausência dos canais de refrigeração nessa localidade. Na região próxima à quina com a face estreita, em frente à linha que identifica a abertura do molde e representa a face quente da placa estreita, percebe-se uma queda na temperatura a partir da região abaixo do menisco. Trata-se da região onde o fluxo de calor foi reduzido para 67% em relação às demais regiões da placa. Na área da placa que não esteve em contato com o veio quente, posterior à linha, a temperatura da parede da placa igualou-se à temperatura de entrada da água de refrigeração (35,7 °C).

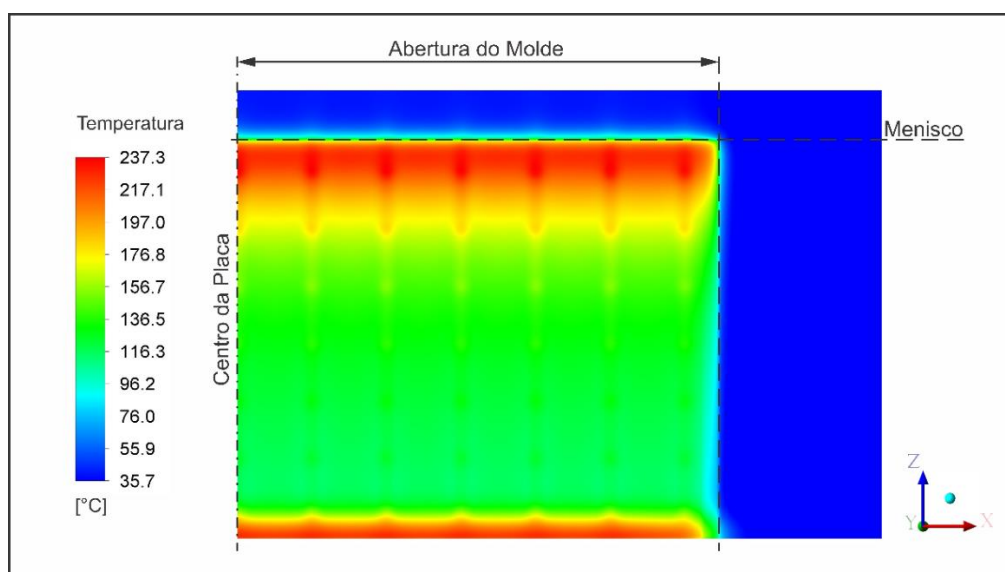


Figura 4.10 – Distribuição de temperatura na face larga.

Para permitir uma análise mais detalhada do perfil térmico ao longo da placa, foram criadas quatro seções longitudinais, identificadas na Figura 4.11. Estas incluem uma seção no centro da placa, onde estão posicionados os termopares e uma coluna com furos para a fixação da placa, uma seção na direção do *slot* com profundidade de 11 mm (distante 19 mm da face quente), outra na direção do *slot* com profundidade de 15 mm (distante 15 mm da face quente) e, por fim, uma seção na direção de uma segunda coluna com furos para fixação da placa. Cada seção está localizada a 66,5, 134 e 150 mm de distância do centro da placa larga, respectivamente.

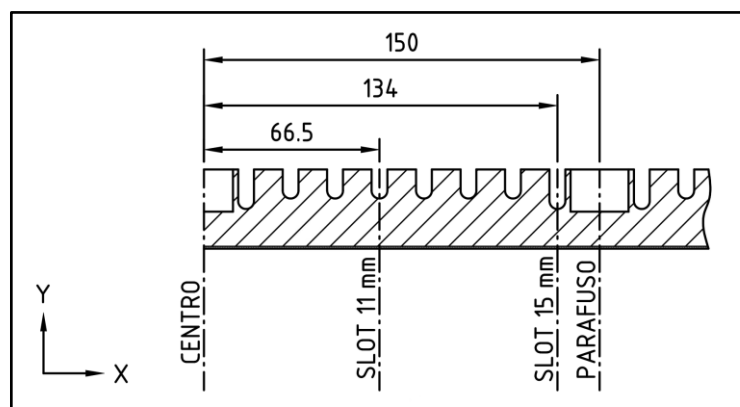


Figura 4.11 – Posição das seções longitudinais na placa larga.

Os perfis de temperatura são apresentados nas Figuras 4.12 (a) para a seção no centro da placa, (b) e (c) para as seções na direção dos *slots* com profundidades de 11 mm e 15 mm, respectivamente, e (d) para a seção na direção da coluna de furos para fixação da placa. Observa-se uma semelhança nos perfis de temperatura em todas as seções, com destaque para os acentuados gradientes térmicos na região abaixo do menisco e na base da placa, os quais são intensificados pelos furos de fixação, existentes nas seções das Figuras 4.12 (a) e (d).

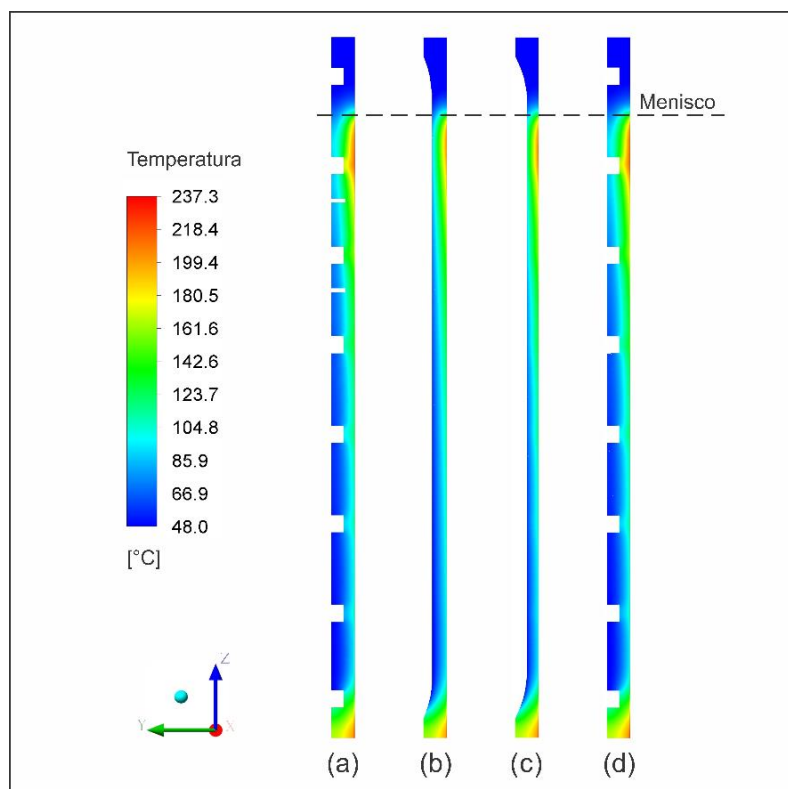


Figura 4.12 – Distribuição de temperatura nas seções longitudinais da face larga no centro da placa (a), na direção dos *slots* com 11 (b) e 15 mm (c) de profundidade, e na direção da coluna de furos para fixação da placa (d).

Os perfis de temperatura da face quente nas quatro seções, apresentadas nas Figuras 4.12 (a) a (d), e das raízes dos *slots*, apresentadas nas seções das Figuras 4.12 (b) e (c), foram representados em função da posição ao longo do comprimento do molde, como ilustrado na Figura 4.13. Na figura, os perfis das raízes dos *slots* são mostrados a partir de 76 mm do topo do molde e finalizam 76 mm acima da base. Isso garante que a temperatura analisada ocorra exclusivamente na seção onde o canal está completamente desenvolvido, sem a influência dos raios de início e fim do *slot*.

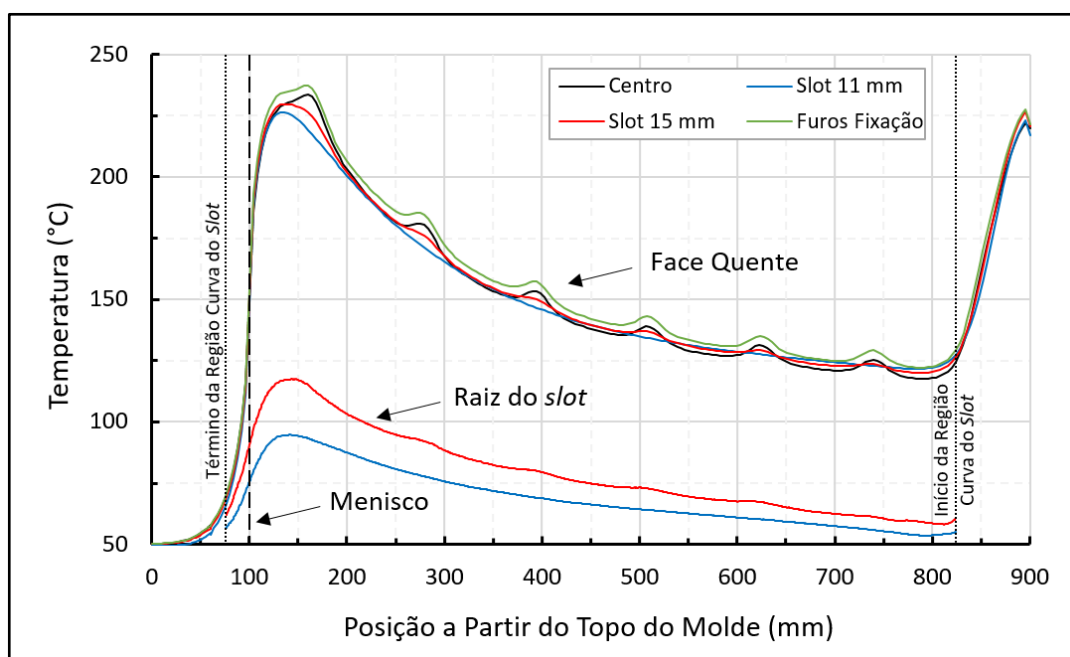


Figura 4.13 – Perfil de temperatura simulado ao longo da face larga em diferentes posições da face quente e nas raízes dos *slots*.

Conforme evidenciado na Figura 4.13, os perfis de temperatura em diferentes pontos da face quente apresentam semelhanças em todas as seções examinadas. O ponto mais quente é identificado na região abaixo do menisco, diminuindo em direção à saída do molde. Nota-se um aumento abrupto na base da placa, devido à ausência dos *slots*, resultando em temperaturas médias de 224,8 °C em todas as seções. Isso representa um acréscimo de 103,0 °C em relação à região que abrange os *slots*. Hibbeler *et al.* (2012) também registraram um significativo aumento de temperatura na base do molde, ultrapassando 120,0 °C.

Na direção do *slot* de profundidade igual a 11 mm, a maior temperatura simulada na face quente foi de 226,5 °C e na direção do *slot* de profundidade igual a 15 mm, a maior

temperatura foi de 229,8 °C, ambas localizadas a 36 mm abaixo do menisco. No geral, a temperatura da face quente na região do *slot* mais profundo apresentou uma tendência de estar mais elevada em relação ao *slot* menos profundo, devido à proximidade do primeiro com a coluna dos furos da placa.

Com relação à temperatura da face quente na região onde estão localizados os furos de fixação da placa, a simulação mostrou que os furos provocam um aumento local de temperatura de, aproximadamente, 5,0 °C, se comparado a um local onde não existam furos na mesma direção da coluna. Em comparação com uma região onde a coluna de furos não está presente, como na direção do *slot* de 11 mm de profundidade, observou-se um aumento de 18,0 °C na temperatura da face quente, valor semelhante ao relatado por Mahapatra (1989) e Niu, Cai e Zhu (2019). No centro da placa, que também possui uma coluna de furos para fixação, a maior temperatura encontrada foi de 233,7 °C e na coluna de furos 150 mm distante do centro, a maior temperatura foi de 237,3 °C, ambas 60 mm abaixo do menisco, sendo que essa última se mostrou como a maior temperatura simulada na face larga. Essa maior distância do pico de temperatura abaixo do menisco em relação às regiões dos *slots* se deu pela existência de um furo de fixação da placa localizado a 65 mm abaixo do menisco.

As raízes dos *slots* apresentaram perfis de temperatura muito semelhante aos obtidos na face quente, com picos de temperatura de 94,8 °C no *slot* de 11 mm de profundidade e 117,6 °C no *slot* de 15 mm de profundidade, ambos em torno de 42 mm abaixo do menisco. Esse resultado, e o perfil de temperatura ao longo do comprimento da placa, mostrou que o *slot* mais profundo possui temperaturas mais elevadas em relação ao *slot* menos profundo; devido à sua maior proximidade com a face quente do molde.

Nas Figuras 4.14 (a) a (d) são mostradas as distribuições de temperatura no plano transversal da face larga ao longo de 340 mm a partir do centro da placa, nas distâncias de 100, 160, 450 e 800 mm do topo do molde, respectivamente. A 100 mm do topo, no menisco, a maior temperatura na face quente foi de 155 °C. A 160 mm do topo, local de maior temperatura da placa, com 237,3 °C, é possível verificar claramente os gradientes térmicos existentes, acentuados pela região dos furos da placa onde a distância entre os *slots* (mais profundos) é maior (32 mm). A partir dessa elevação, a temperatura na parede da placa como um todo diminui, para 142 °C a 450 mm do topo do molde (centro da

placa), e para 122 °C a 800 mm do topo (a 100 mm da base), até que, a partir de então, a temperatura sobe novamente em direção à base do molde, como já abordado.

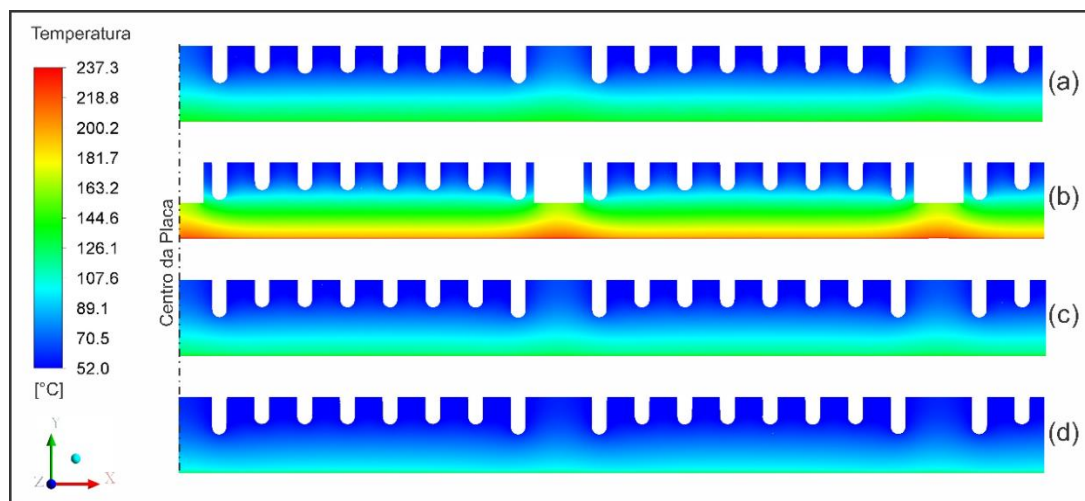


Figura 4.14 – Distribuição de temperatura nas seções transversais da face larga a 100 (a), 160 (b), 450 (c) e 800 mm (d) do topo do molde, ao longo de 340 mm a partir do centro da placa.

4.3.2 Distribuição de Temperatura na Face Estreita

A distribuição de temperatura na face estreita é mostrada na Figura 4.15, onde é possível verificar que a temperatura máxima simulada foi de 277,6 °C, representando também a maior temperatura do molde. Nessa face, não houve um aumento de temperatura evidente na direção dos furos destinados à fixação da placa; no entanto, é possível observar uma região de elevadas temperaturas na quina, devido à ausência de canais de refrigeração. Conforme esperado, nota-se também um aumento de temperatura na base da placa, que é menos acentuado na quina, devido à redução do fluxo de calor ao mínimo de 67% em relação às demais áreas da placa.

Semelhantemente à análise da face larga, foram criadas seções longitudinais na face estreita, identificadas na Figura 4.16. Essas seções incluem uma no centro da placa, onde estão posicionados os termopares; uma na direção do *slot* com profundidade de 11 mm (distante 29 mm da face quente); outra na direção do *slot* com profundidade de 15 mm (distante 25 mm da face quente); uma na direção da coluna com furos para fixação da placa; e, finalmente, uma a 5 mm da quina da placa. As seções estão localizadas a 45,6 mm, 82 mm, 97,5 mm e 127,75 mm de distância do centro da placa larga, respectivamente.

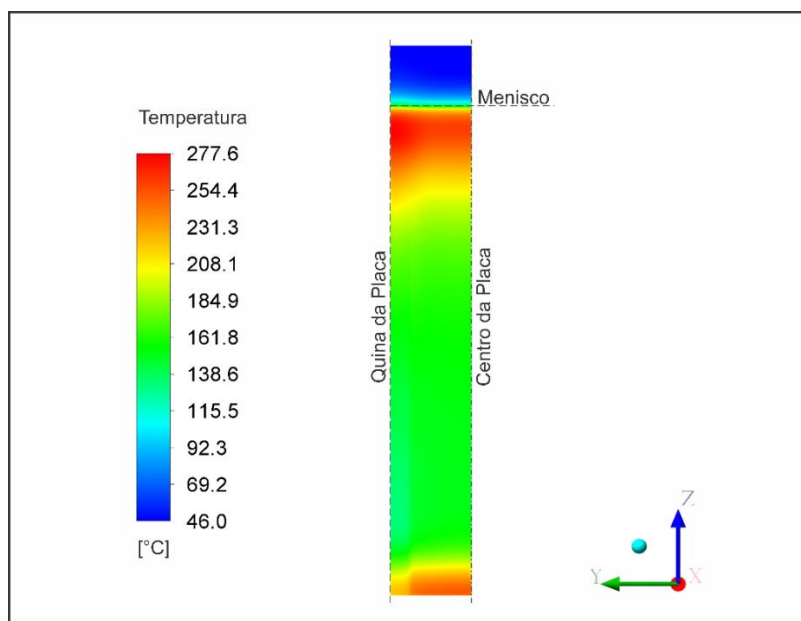


Figura 4.15 – Distribuição de temperatura na face estreita.

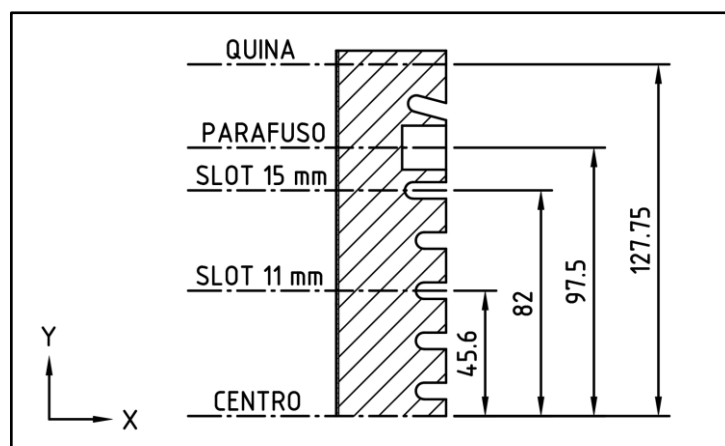


Figura 4.16 – Posição das seções longitudinais na placa estreita.

Os perfis de temperatura são apresentados nas Figuras 4.17 (a) para a seção no centro da placa, (b) e (c) para as seções na direção dos *slots* com profundidades de 11 mm e 15 mm, respectivamente, (d) para a seção na direção da coluna dos furos de fixação e (e) para a seção na quina da placa. Uma semelhança entre os perfis de temperatura pode ser observada entre as seções, com a presença dos gradientes térmicos na região abaixo do menisco e na base da placa. Destaca-se a maior temperatura visível na quina da placa, mostrada na Figura 4.17 (e).

Os perfis de temperatura da face quente nas seções apresentadas nas Figuras 4.17 (a) a (e), e das raízes dos *slots*, apresentadas nas seções das Figuras 4.17 (b) e (c) e, adicionalmente, na raiz do *slot* em ângulo posicionado próximo à quina da placa, foram

representados em função da posição ao longo do comprimento do molde, como ilustrado na Figura 4.18. Semelhante à abordagem aplicada na face larga, os perfis das raízes dos *slots* começam a partir de 76 mm do topo do molde e terminam 76 mm acima da base, assegurando que a análise ocorra sem a influência dos raios de início e fim do *slot*.

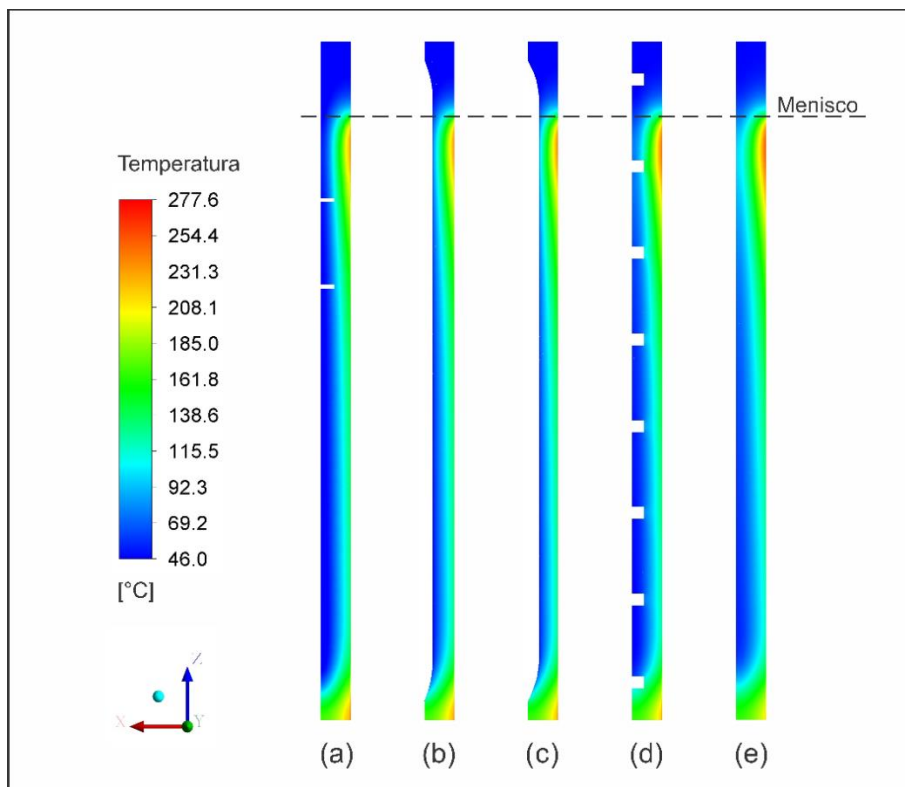


Figura 4.17 – Distribuição de temperatura nas seções longitudinais da face estreita no centro da placa (a), na direção dos *slots* com 11 (b) e 15 mm (c) de profundidade, na direção de uma coluna de furos para fixação da placa (d) e próximo à quina da placa (e).

Na Figura 4.18, pode-se observar que os perfis de temperatura nos diferentes pontos da face quente se assemelham em todas as seções verificadas, com a tendência de maiores temperaturas em direção à quina da placa, em uma faixa que compreende da região abaixo do menisco à, aproximadamente, 350 mm do topo (250 mm abaixo do menisco).

Na figura, fica evidente a menor temperatura na quina da placa abaixo de 500 mm do topo, devido ao fluxo de calor que reduz linearmente em direção à saída do molde. Em todas as posições analisadas, as temperaturas atingiram um valor médio na base da placa de 248,9 °C, representando um aumento de 94,7 °C em relação à região compreendida pelos *slots*.

No centro da placa, a temperatura máxima registrada na face quente foi de 254,4 °C. Ao longo do *slot* com uma profundidade de 11 mm, a temperatura mais alta atingiu 260,4 °C, enquanto no *slot* de 15 mm de profundidade, a temperatura máxima foi de 263,6 °C. Em todas as situações, o ponto de temperatura máxima foi observado a 37 mm abaixo do menisco, em uma região muito semelhante à destacada pela face larga (36 mm nas regiões dos *slots*). Essa observação também se assemelha ao relatado no estudo de Hamilton, Hibbeler e Thomas (2015).

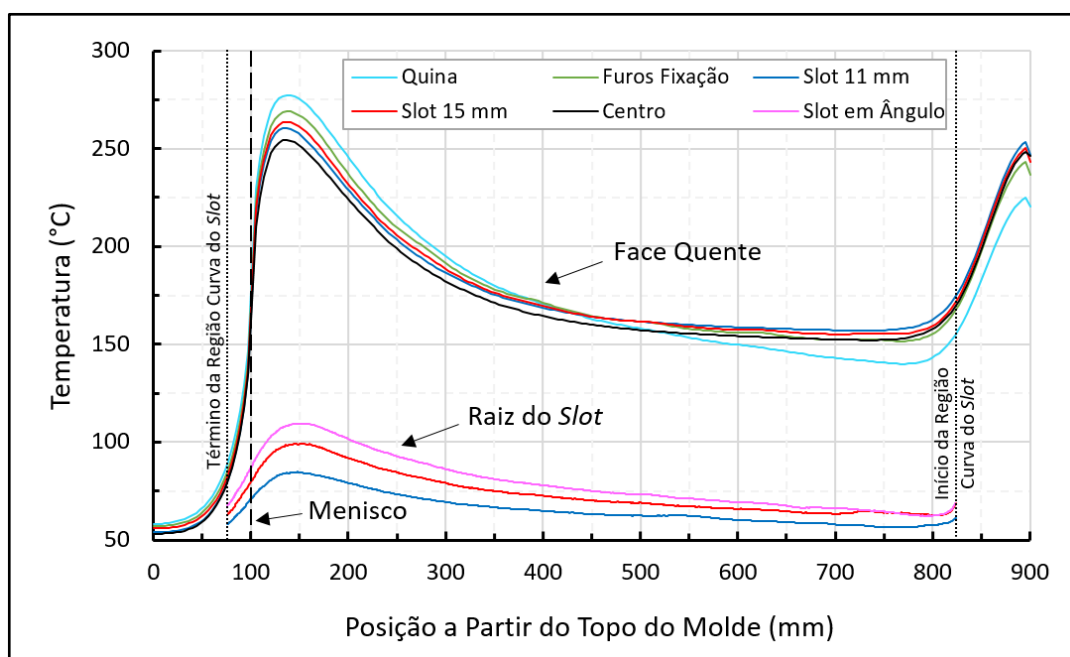


Figura 4.18 – Perfil de temperatura simulado ao longo da face estreita em diferentes posições da face quente e nas raízes dos *slots*.

A temperatura máxima da face quente na região onde estão localizados os furos de fixação da placa foi de 268,9 °C, também a 37 mm abaixo do menisco. A partir de 500 mm do topo, percebe-se uma ligeira queda no perfil de temperatura, influenciada pela redução do fluxo de calor na quina. A simulação não mostrou nenhum aumento local de temperatura na direção de cada furo, como aconteceu com a placa da face larga. Isso se deve a alguns fatores, como a maior espessura da placa estreita em relação à larga, o que aumenta as temperaturas na face quente como um todo, devido aos elevados perfis de temperatura que ocorrem a partir do penúltimo *slot* até a extremidade da placa, evidenciados nas Figuras 4.19 (b) e (c) e, na metade inferior da placa, devido à redução do fluxo de calor na quina, que se torna mais evidente a partir desse ponto até a base do

molde. Na quina, região de maior temperatura da placa e do molde, a temperatura máxima foi de 277,6 °C, mantendo a localização a 37 mm abaixo do menisco.

Com relação aos perfis de temperatura nas raízes dos *slots*, como esperado, observa-se que o *slot* menos próximo à face quente demonstra um perfil com temperaturas menores, seguido pelos dois *slots* mais próximos à face quente do molde, com destaque para a maior temperatura no *slot* em ângulo, responsável por realizar a troca térmica em toda a região da quina da placa e da coluna onde se encontram os furos para a fixação da placa. Os picos de temperatura obtidos nos *slots* foram de 84,8, 99,2 e 109,5 °C a 49, 43 e 45 mm abaixo do menisco, nos *slots* com 11 e 15 mm de profundidade, e no *slot* em ângulo, respectivamente.

Nas Figuras 4.19 (a) a (e), são apresentadas as distribuições de temperatura no plano transversal da face estreita, nas distâncias de 100, 137, 165, 450 e 800 mm do topo do molde, respectivamente.

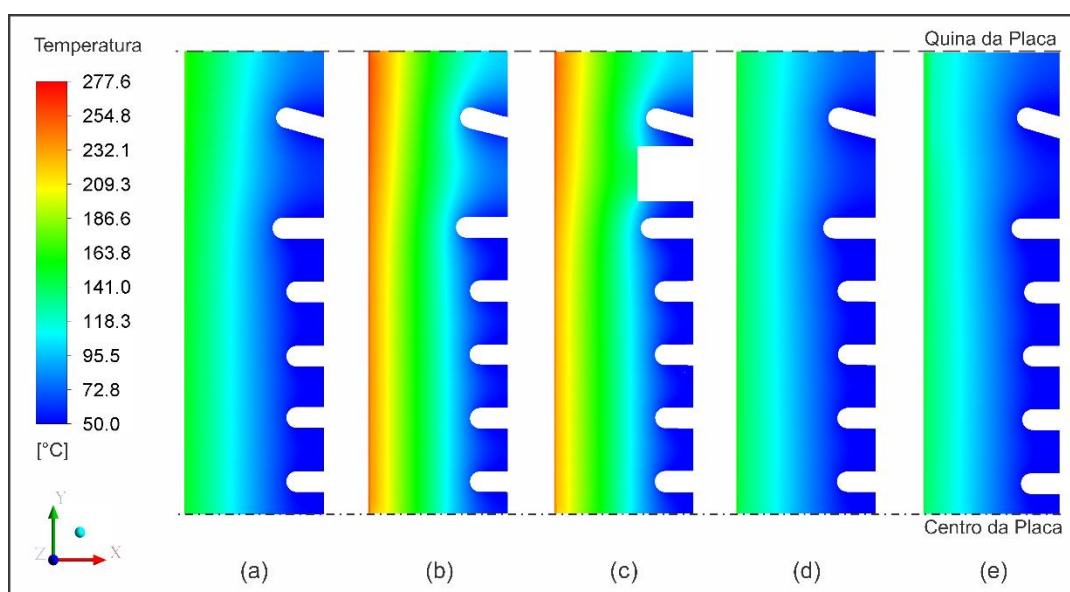


Figura 4.19 – Distribuição de temperatura nas seções transversais da face estreita a 100 (a), 137,5 (b), 165 (c), 450 (d) e 800 mm (e) do topo do molde.

Como pode ser visto nas figuras, a 100 mm do topo, no menisco, a temperatura máxima na face quente atingiu 179,4 °C. A 137 mm do topo, região de maior temperatura na placa (e no molde), com 277,6 °C, e a 165 mm, com temperatura de 268,6 °C, é possível notar uma semelhança nos perfis de temperatura. Esses perfis mostram que as temperaturas elevadas se iniciam na direção do penúltimo *slot*, estendendo-se até a quina da placa. As

figuras também evidenciam os acentuados gradientes térmicos aos quais a quina da face estreita está exposta nessas regiões. Nas distâncias de 450 mm (centro da placa) e 800 mm do topo, os valores indicam uma diminuição na temperatura, alcançando 164,9 °C e 163,6 °C, respectivamente.

4.4 Água de Refrigeração

Conforme listado anteriormente na Tabela III.7, as condições de contorno aplicadas à água de refrigeração no modelo CFD incluíram temperatura de entrada e pressão de saída, obtidas experimentalmente durante a operação do molde. Utilizando o modelo acoplado de transferência de calor entre o molde e a água, as temperaturas de saída da água foram simuladas e comparadas com os valores experimentais. Os resultados da simulação revelaram temperaturas simuladas inferiores em relação às experimentais, atribuídas ao menor fluxo de calor médio aplicado em cada face do molde, como discutido anteriormente. A seguir, são analisados os comportamentos da temperatura e velocidade da água de refrigeração nos *slots* das placas.

4.4.1 Distribuição de Temperatura

As distribuições de temperatura da água de refrigeração nas faces larga e estreita são mostradas nas Figuras 4.20 (a) e (b), respectivamente. Como pode ser observado, as regiões que apresentam temperaturas mais elevadas se assemelham às regiões com maiores temperaturas na face quente, abaixo do menisco, exceto na região inferior onde, no caso das placas de cobre, o aumento de temperatura acontece exatamente pela ausência dos *slots* de refrigeração.

As temperaturas máximas obtidas no fluido foram 90,6 °C e 77,7 °C, nas faces largas e estreita, respectivamente. Tratam-se de temperaturas consideravelmente abaixo da temperatura de 185,9 °C, na qual existe a possibilidade de ebulição nucleada no interior dos canais, comprovando que o molde não possui esse fenômeno nas condições de pressão de água estudadas. É importante destacar que os perfis de temperatura mostrados na Figura 4.20 representam as temperaturas nas camadas da água que se encontram em contato com os *slots* da placa, como será abordado posteriormente.

As regiões contínuas vistas na base e no topo dos *slots* nas Figuras 4.20 (a) e (b) representam as câmaras existentes nas jaquetas de refrigeração, responsáveis por distribuir a água nos *slots*, na região inferior, e coletá-la, aquecida, na parte superior. Essas regiões foram modeladas no intuito de facilitar a aplicação das condições de contorno na entrada e saída do domínio fluido.

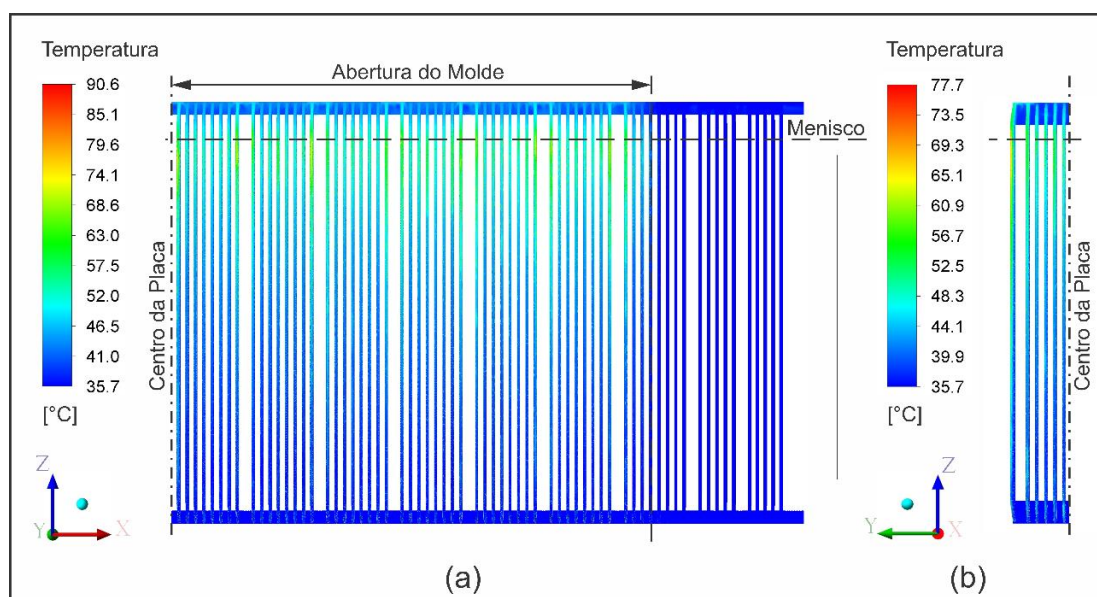


Figura 4.20 – Distribuição de temperatura da água nos *slots* das placas larga (a) e estreita (b).

Na Figura 4.20 (a), é possível verificar que a temperatura da água é maior nos *slots* adjacentes às colunas dos furos para fixação da placa (*slots* com maior espaçamento). Esses são também os *slots* mais profundos (15 mm), que, por estarem mais próximos à face quente, também impõem maior aquecimento à água de refrigeração. Na região na qual não houve troca térmica com o veio, a temperatura da água permanece inalterada. A água que escoar por esses *slots* se junta, posteriormente, ao volume de água aquecida na câmara superior da jaqueta de refrigeração.

Na Figura 4.20 (b), é visível que, no *slot* na extremidade esquerda, que se trata do *slot* em ângulo próximo à quina da placa estreita, foi onde a água de refrigeração apresentou as maiores temperaturas simuladas. Na figura, também é possível observar o perfil de temperaturas mais elevadas no *slot* adjacente à coluna dos furos de fixação da placa, que possui profundidade igual a 15 mm e se encontra mais próximo à face quente se comparado aos demais *slots* (*slots* com 11 mm de profundidade).

4.4.2 Temperatura e Velocidade do Escoamento

As Figuras 4.21 (a) e (b) e 4.22 (a) e (b) representam um comparativo da temperatura e velocidade da água de refrigeração no interior dos *slots* das placas larga e estreita, respectivamente. As seções, feitas no plano transversal de cada face, se encontram a 100, 450 e 800 mm de distância em relação do topo do molde. A seção da face larga se estende ao longo de 150 mm a partir do centro da placa. Por sua vez, a seção feita na face estreita compreende toda a largura da placa.

Conforme ilustrado nas Figuras 4.21 (a) e (b), a uma distância de 800 mm do topo, 100 mm da base da placa larga, tanto a temperatura quanto a velocidade da água são impactadas pelo volume de água que entra pelos canais. Nesse ponto, a temperatura permanece uniforme, mantendo-se próxima ao valor de entrada, enquanto a velocidade atinge seu pico de 17,3 m/s próximo à parede do *slot*. À medida que a água flui em direção ao menisco, a velocidade máxima do fluido passa a ocorrer na área central dos *slots*, e sua temperatura apresenta um aumento gradual até atingir seu valor máximo. Devido à força viscosa na camada limite, o fluido reduz sua velocidade próximo às paredes dos *slots*, onde são registrados os maiores valores de temperatura. A velocidade média de escoamento da água nos canais da placa larga, simulada no domínio fluido, foi de 8,1 m/s.

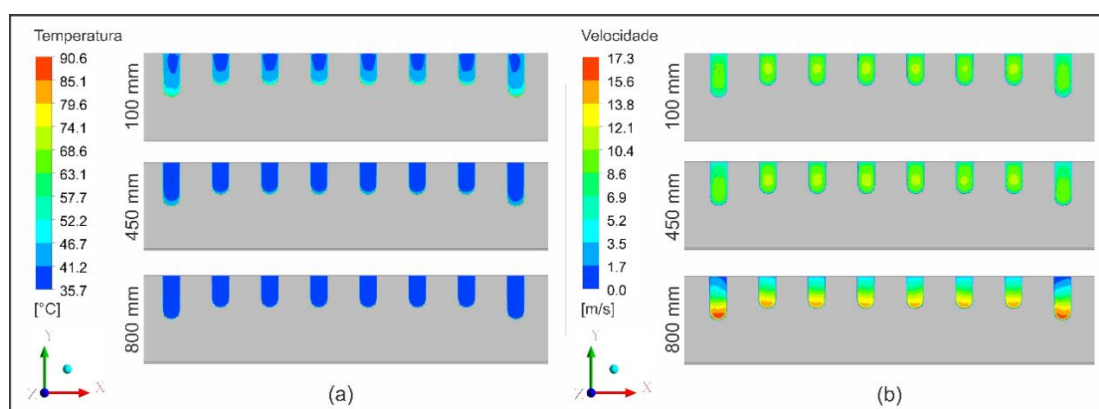


Figura 4.21 – Temperatura (a) e velocidade (b) da água na seção transversal dos *slots* da placa larga a 100 (menisco), 450 e 800 mm do topo do molde.

Na face estreita, como pode ser visto nas Figuras 4.22 (a) e (b), comportamento semelhante ao descrito na face larga ocorre, com a diferença de que a velocidade máxima registrada próximo às paredes dos *slots*, na região inferior da placa, foi de 15,4 m/s. A

velocidade média de escoamento da água nos canais, também simulada no domínio fluido, foi de 9,6 m/s.

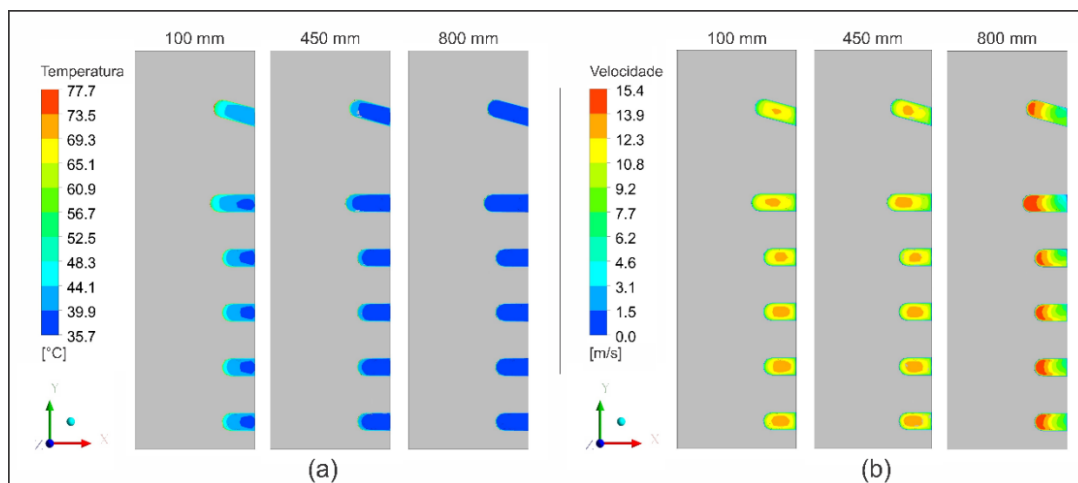


Figura 4.22 – Temperatura (a) e velocidade (b) da água na seção transversal dos *slots* da placa estreita a 100 (menisco), 450 e 800 mm do topo do molde.

As Figuras 4.23 (a) e (b) demonstram o perfil longitudinal do escoamento do fluido nos *slots* que apresentaram maior velocidade nas faces larga e estreita, respectivamente. Em ambos os casos, a água apresentou maior velocidade nos *slots* mais profundos, de 15 mm, em uma região abaixo de 800 mm do topo do molde. Nas figuras fica evidente a maior velocidade acontecendo próximo à entrada, onde o fluido é direcionado contra a parede do *slot*. Os maiores valores foram 19,3 m/s na placa larga e 15,9 m/s na placa estreita.

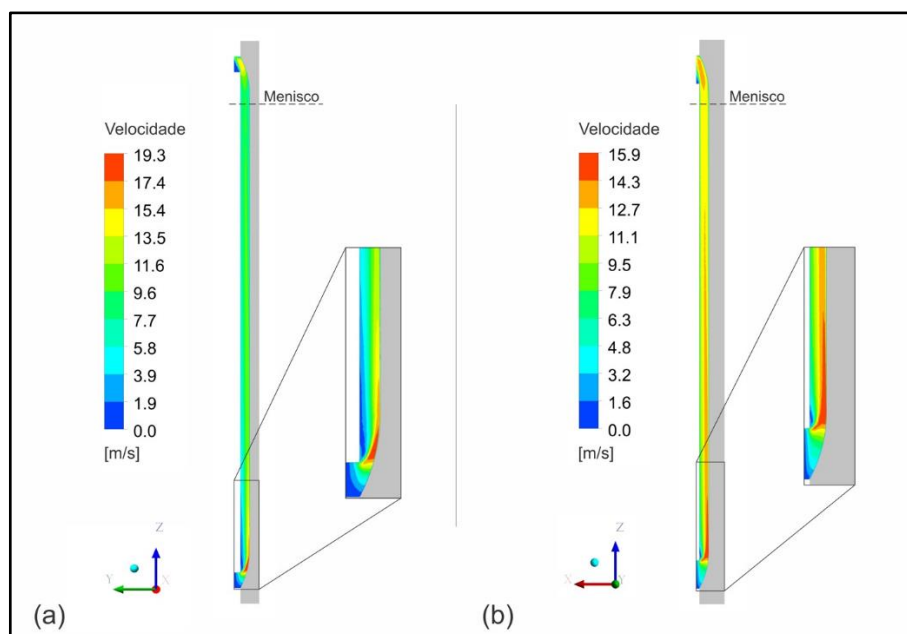


Figura 4.23 – Velocidade da água na seção longitudinal dos *slots* com 15 mm de profundidade nas placas larga (a) e estreita (b).

4.5 Modelo Mecânico

Comparada à pré-tensão dos parafusos e à força de *clamping*, assim como à força proveniente da pressão ferrostática, os elevados gradientes térmicos existentes nas placas de cobre durante operação foram os principais responsáveis pelas deformações elásticas nas paredes do molde. Esse efeito já havia sido postulado por Thomas *et al.* (1997). A Figura 4.24 apresenta a evolução do deslocamento total ao longo das cinco etapas de execução do modelo, onde é possível observar que, até o momento em que a pressão ferrostática agia nas paredes do molde, o deslocamento máximo era de 0,16 mm. A partir da etapa em que a temperatura das placas do molde passa a ser considerada, esse valor aumenta até atingir seu máximo, de 0,90 mm.

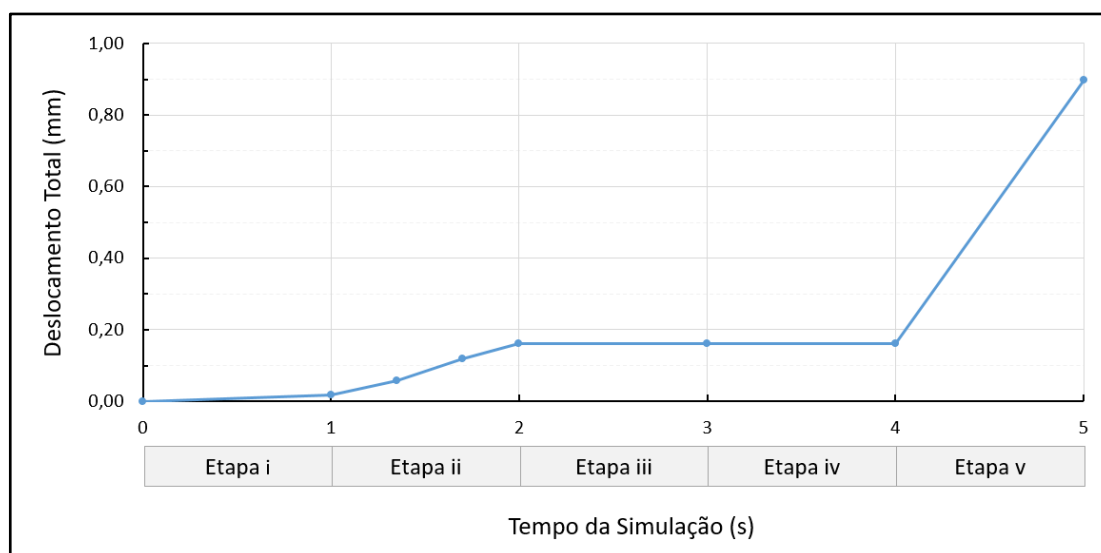


Figura 4.24 – Evolução do deslocamento total nas paredes do molde ao longo das cinco etapas de simulação.

A seguir, os resultados referentes às deformações simuladas nas paredes do molde são apresentados. As análises das deformações foram conduzidas com base nos deslocamentos nas direções ortogonais do modelo, e a validação desses resultados foi realizada por meio da comparação com informações disponíveis na literatura.

4.5.1 Deslocamento Normal à Face Quente

Os deslocamentos normais à face quente das placas de cobre representam deformações que podem afetar o contato das paredes do molde com o veio. Nas figuras a seguir, valores negativos indicam que o deslocamento da parede do molde aconteceu no sentido do veio,

e valores positivos indicam que o deslocamento aconteceu no sentido contrário ao veio, afastando-se dele

As Figuras 4.25 e 4.26 ilustram os deslocamentos normais à face quente das placas larga e estreita, respectivamente. Na Figura 4.25, pode ser observado que a região central da placa larga apresentou deslocamentos em direção ao veio (eixo y) com valor máximo de 0,14 mm. O deslocamento se tornou gradativamente positivo em direção à quina do molde, na interface com a face estreita, até atingir o valor máximo de 0,32 mm na extremidade da placa larga. A estrutura do molde e a jaqueta de refrigeração seguiram comportamento de deslocamento semelhante, exceto na região central da estrutura do molde, que permaneceu indeformável devido à condição de suporte fixo aplicado à lateral da estrutura. Esse comportamento de deformação na face larga do molde, com o centro da placa se deslocando em direção ao veio e a extremidade no sentido oposto, é semelhante ao encontrado por Hamilton, Hibbeler e Thomas (2015), que apresentaram valores de 0,24 mm para o primeiro, e 0,10 mm para o segundo.

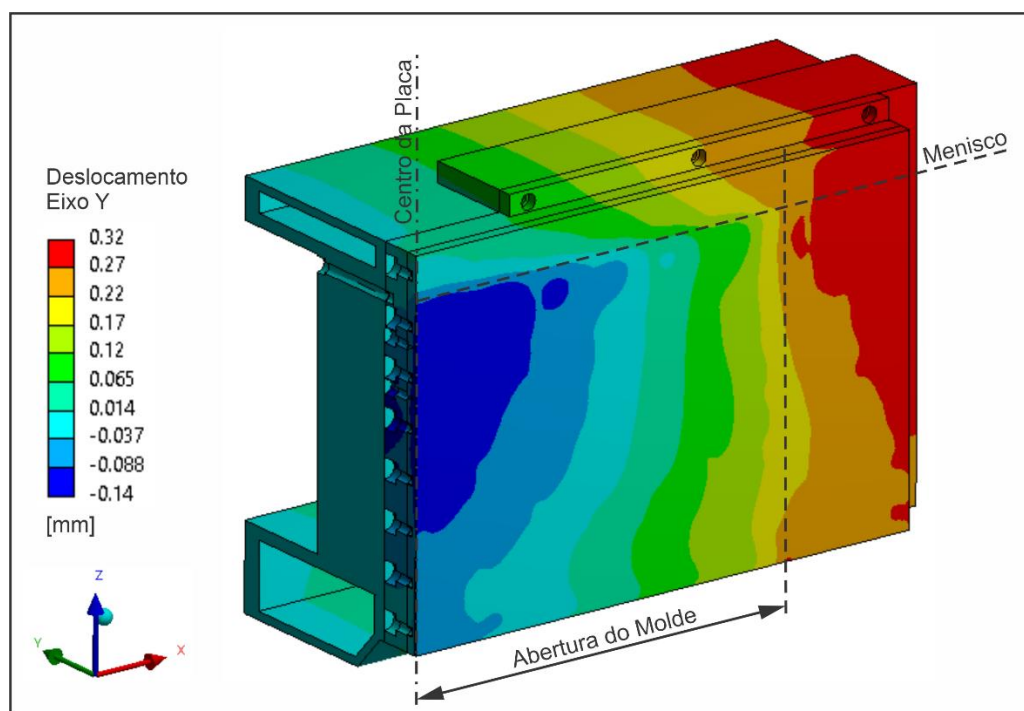


Figura 4.25 – Deslocamento normal à face quente da placa larga (eixo y).

A face estreita, como pode ser visto na Figura 4.26, apresentou comportamento semelhante no que diz respeito à região central da placa; se deslocando em direção ao veio (eixo x), entretanto, com valor máximo de 0,31 mm, valor também semelhante ao

deslocamento de 0,35 mm encontrado por Hamilton, Hibbeler e Thomas (2015). Demais regiões da placa, apresentaram deslocamento em direção ao veio, exceto por uma limitada região no topo da placa e da jaqueta de refrigeração, que deslocaram no sentido oposto, com valor máximo 0,11 mm.

Hamilton, Hibbeler e Thomas (2015), Hibbeler *et al.* (2012) e Thomas *et al.* (1997) atribuíram o deslocamento da parede do molde em direção ao veio à expansão da face quente da placa. Essa expansão, proporcional ao aumento de temperatura, é limitada pela região da placa em menor temperatura, localizada na parte posterior à face quente, bem como pela rigidez da jaqueta de refrigeração. Esse contraste termomecânico resulta na deformação da placa em direção ao veio.

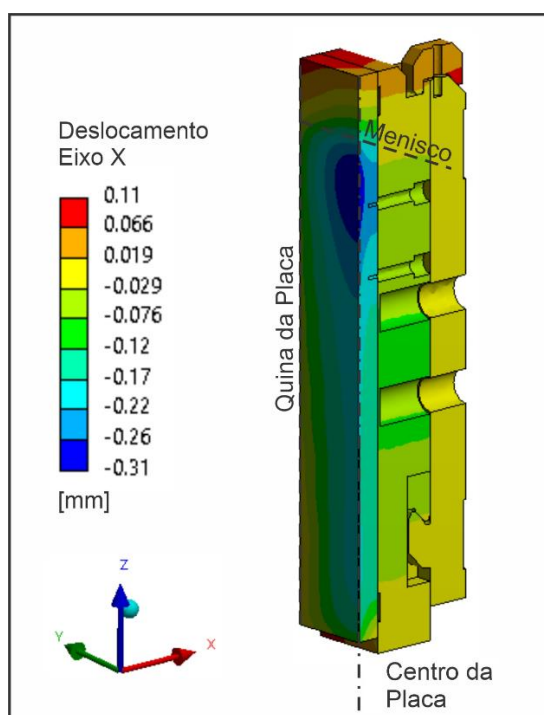


Figura 4.26 – Deslocamento normal à face quente da placa estreita (eixo x).

O maior deslocamento normal à face larga aconteceu próximo à região central da placa, a 75 mm da linha de centro, exatamente entre duas colunas de parafusos de fixação. Tomando como referência essa posição, foi realizada uma análise do deslocamento ao longo do comprimento da face, conforme mostrado na Figura 4.27 (a) e comparado com o perfil de temperatura da face quente nessa mesma seção, como mostrado na Figura 4.27 (b).

Pelas figuras percebe-se uma semelhança muito grande entre os perfis de ambas as curvas, mostrando que os maiores deslocamentos realmente aconteceram próximo às regiões de maiores temperaturas, abaixo do menisco e próximo à base da placa, evidenciando a relação direta entre as duas grandezas. O pico de deslocamento, de 0,14 mm em direção ao veio, aconteceu a 55 mm do menisco, pouco abaixo da região que apresentou o valor máximo de temperatura, que foi de 226,5 °C, a 36 mm abaixo do menisco. Hamilton, Hibbeler e Thomas (2015) e Hibbeler *et al.* (2012) também encontraram valores máximos de deslocamento abaixo da região de maior temperatura na face quente, a uma distância de 35 mm no primeiro estudo e de 50 mm no segundo.

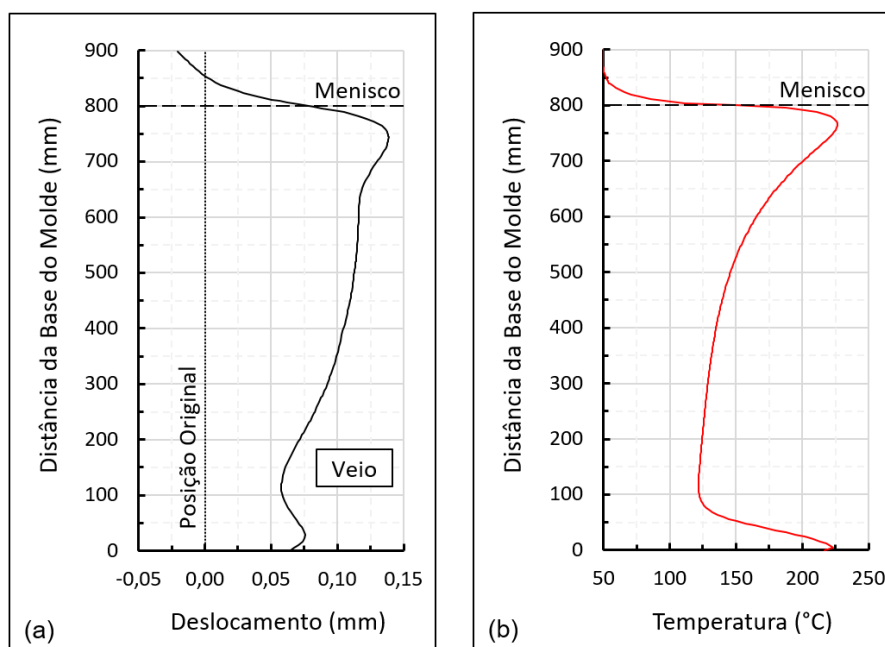


Figura 4.27 – Deslocamento (a) e temperatura (b) ao longo do comprimento da face larga a 75 mm da linha de centro da placa.

A face estreita apresentou maior deslocamento no centro da placa, que também coincide com o centro entre as colunas de parafusos de fixação. Os perfis das curvas de deformação e temperatura também apresentam semelhança entre si, conforme mostrado nas Figuras 4.28 (a) e (b), respectivamente. O maior deslocamento na face estreita foi de 0,31 mm em direção ao veio, conforme mencionado, e aconteceu a 73 mm abaixo do menisco, enquanto o pico de temperatura no centro da face quente, de 254,4 °C, aconteceu a 37 mm abaixo do menisco.

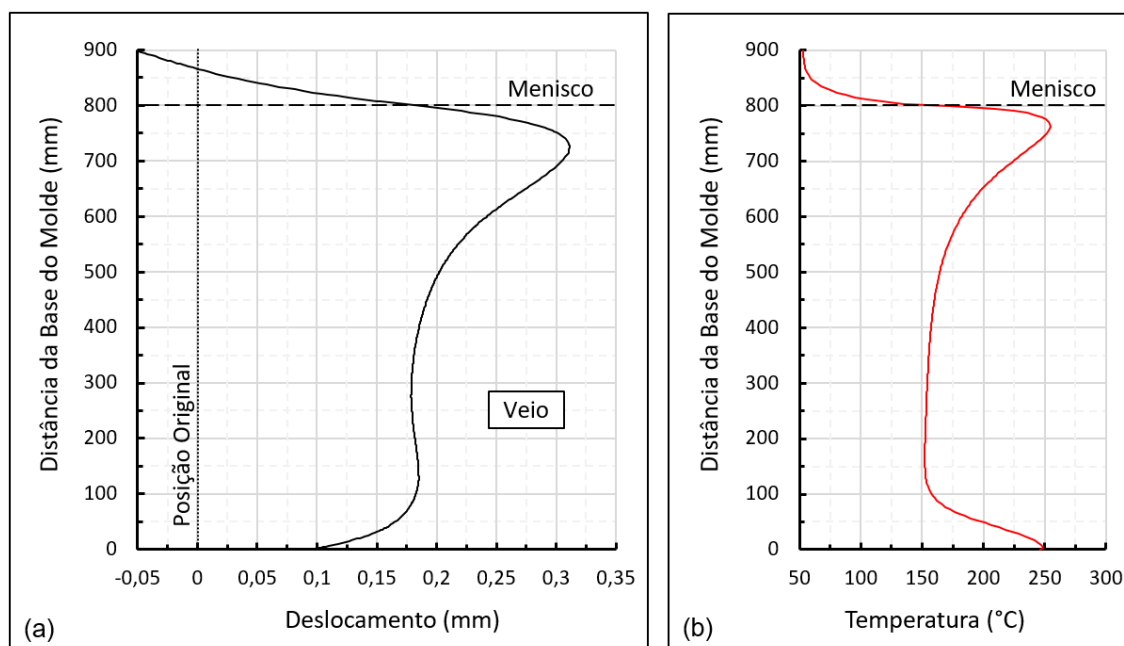


Figura 4.28 – Deslocamento (a) e temperatura (b) ao longo do comprimento da face estreita no centro da placa.

O maior deslocamento da face estreita em relação à face larga pode ser explicado por sua maior temperatura ao longo do comprimento da face quente, aliada à maior distância entre duas colunas de parafusos, em que na placa estreita é de 195 mm e, na face larga, é de 150 mm.

Em ambas as faces, os deslocamentos, principalmente na região central da placa, se deram em direção ao veio, o que mostra uma tendência de aprimorar o contato entre o aço em solidificação e a parede do molde. Esse comportamento, inclusive, está em concordância com a afirmação de que, possivelmente, houve um contato aprimorado entre molde e veio também na região abaixo do menisco, provável motivo para a diferença entre os balanços de energia simulado e obtido durante operação.

A flexão da placa em direção ao veio alongou os parafusos de fixação, criando folgas entre a placa de cobre e a jaqueta de refrigeração, bem como entre a jaqueta e a estrutura do molde. Esse fenômeno já havia sido reportado por Park *et al.* (2002) e Thomas *et al.* (1997). As Figuras 4.29 e 4.30 mostram as folgas formadas pelo deslocamento da placa de cobre e jaqueta de refrigeração da face larga e estreita, respectivamente, ampliadas 57 vezes.

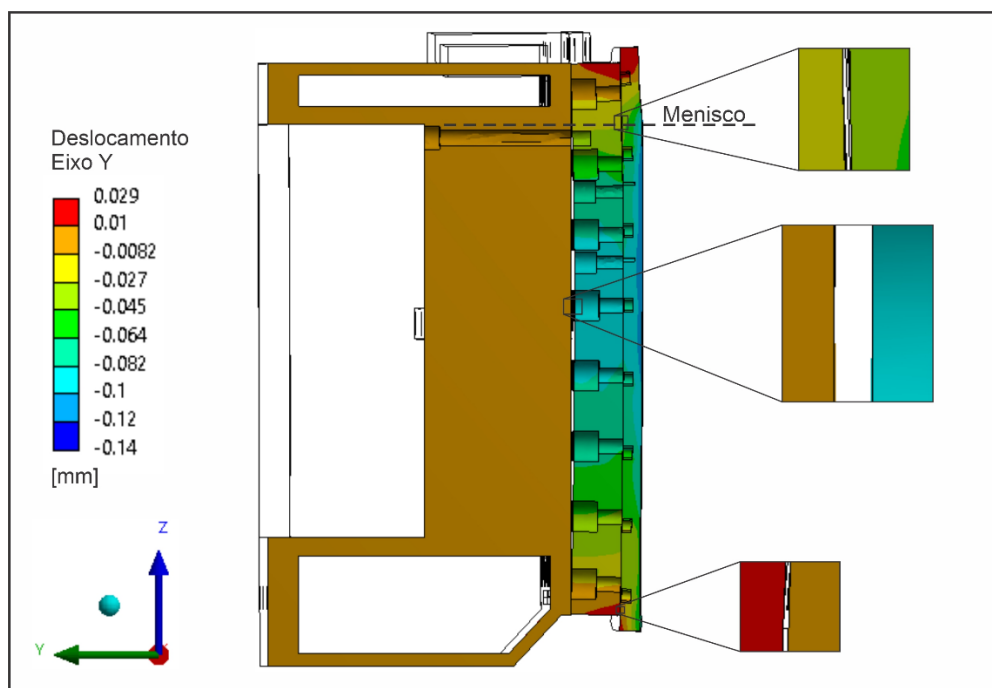


Figura 4.29 – Folgas formadas pelo deslocamento da placa de cobre e jaqueta de refrigeração da face larga (ampliação de 57 vezes).

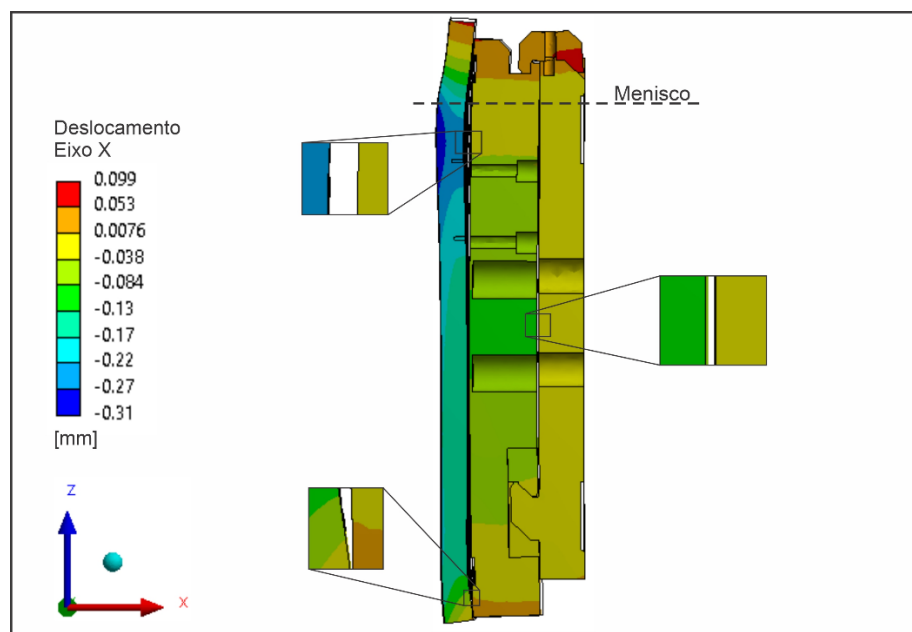


Figura 4.30 – Folgas formadas pelo deslocamento da placa de cobre e jaqueta de refrigeração da face estreita (ampliação de 57 vezes).

Na face larga, a folga formada entre a placa de cobre e a jaqueta de refrigeração variou entre 0,01 e 0,02 mm e se estendeu do topo do molde a 77 mm abaixo do menisco e, também, a 225 mm da base até a base. Trata-se de uma folga insignificante, o que, por outro lado, mostra a eficiência do sistema de fixação da placa na jaqueta. Já a folga

formada entre a jaqueta de refrigeração e a estrutura do molde, se mostrou existente em praticamente todo o comprimento da jaqueta, onde o contato com a estrutura existiu apenas em uma faixa de 40 mm das extremidades, no topo e na base do molde. A folga se mostrou, como um todo, com valor aproximado de 0,09 mm.

Na face estreita, por outro lado, as folgas se apresentaram maiores se comparadas às da face larga. A folga existente entre a placa de cobre e a jaqueta de refrigeração se mostrou praticamente ao longo de todo o comprimento do molde, sendo que o maior valor foi de 0,21 mm e ocorreu a 73 mm abaixo do menisco. Já o contato entre a jaqueta de refrigeração e a estrutura do molde, aconteceu de forma eficiente principalmente próximo à cunha de travamento, ao longo de 50 mm. A partir daí, formou-se uma folga em direção à base do molde com valor máximo de 0,07 mm na região central do molde, a 350 mm do menisco.

Esses valores estão condizentes com os estudos de Park *et al.* (2002) e Thomas *et al.* (1997) que encontraram folgas entre a placa de cobre e a jaqueta de refrigeração que variaram entre 0,10 e 0,20 mm.

4.5.2 Deslocamentos Laterais das Placas

Além dos deslocamentos normais à face quente, as placas também apresentaram deslocamentos laterais, tanto na direção vertical (paralelos ao sentido de lingotamento) quanto na direção horizontal do molde (ortogonais ao sentido de lingotamento).

Deslocamento Vertical

A Figura 4.31 representa os deslocamentos verticais (eixo z) no molde. O formato original foi mantido e os deslocamentos foram ampliados 57 vezes, ficando evidente o deslocamento das faces larga e estreita tanto no topo ($+z$) quanto na base ($-z$) das placas. Na face larga, os deslocamentos se concentraram na região da placa em operação, apresentando uma diminuição gradativa a partir de uma região próxima à interface com a placa estreita.

Devido às vinculações de suporte fixo aplicadas às estruturas do molde, essas não apresentaram deslocamentos verticais. A jaqueta de refrigeração da face larga apresentou

deslocamentos desprezíveis. A jaqueta da face estreita, por outro lado, se deslocou 0,10 mm no sentido de lingotamento (-z) devido ao aperto do parafuso de fixação da cunha de travamento.

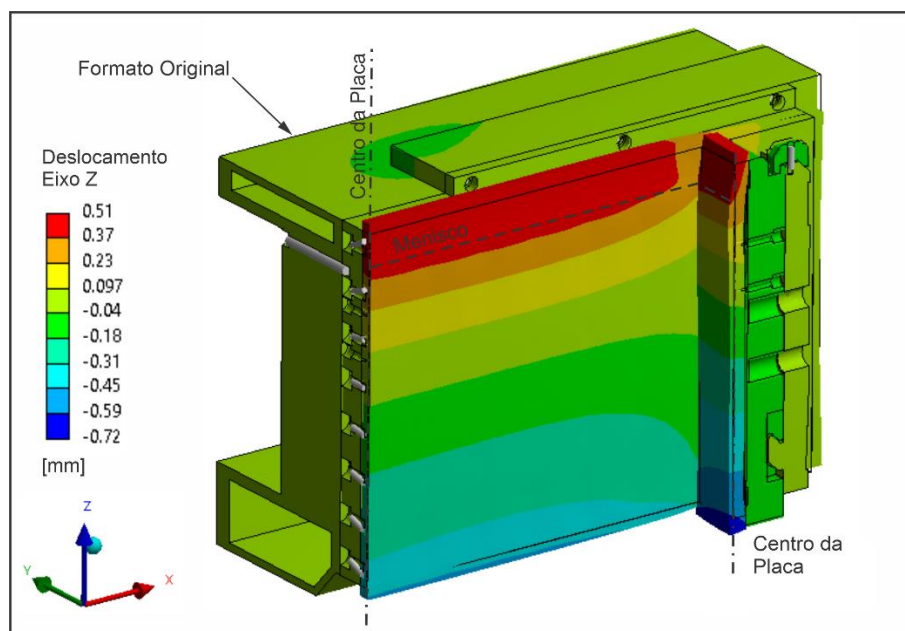


Figura 4.31 – Deslocamento vertical das placas de cobre (eixo z - ampliação de 57 vezes).

O perfil de deslocamento vertical ao longo do topo e da base das faces larga e estreita está representado na Figura 4.32.

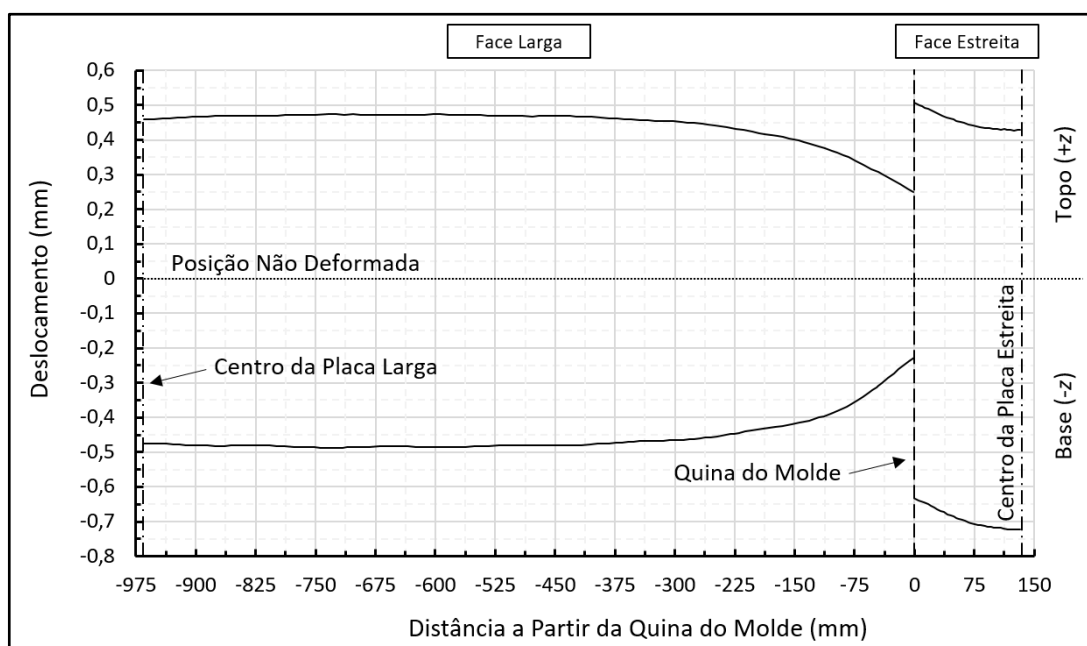


Figura 4.32 – Deslocamento vertical ao longo do topo e da base das faces larga e estreita na região de operação.

É possível visualizar, na Figura 4.32, que a face larga apresentou deslocamento máximo no centro da placa, aproximadamente 0,48 mm, que diminui a partir de 450 mm da interface com a placa estreita. Esse comportamento aconteceu tanto no topo quanto na base da placa. Com relação à face estreita, o maior deslocamento vertical no topo aconteceu na quina da placa, com valor de 0,51 mm, que diminuiu gradativamente até atingir o mínimo de 0,42 mm no centro da placa. A base da face, por sua vez, apresentou comportamento inverso ao do topo, com valor máximo de deslocamento de 0,72 mm no centro da placa que diminuiu gradativamente em direção à quina, onde atingiu o valor mínimo de 0,63 mm. Comportamento semelhante foi relatado por Hibbeler *et al.* (2012) que encontram deslocamentos no topo e na base das placas que variaram entre 0,80 e 1,40 mm.

Deslocamento Horizontal

A face larga do molde apresentou um perfil de deslocamento horizontal (eixo x) a partir da linha de centro da face, com máximo deslocamento na extremidade da placa, formando um perfil em formato “C” ao longo do comprimento da quina da placa, conforme mostrado na Figura 4.33.

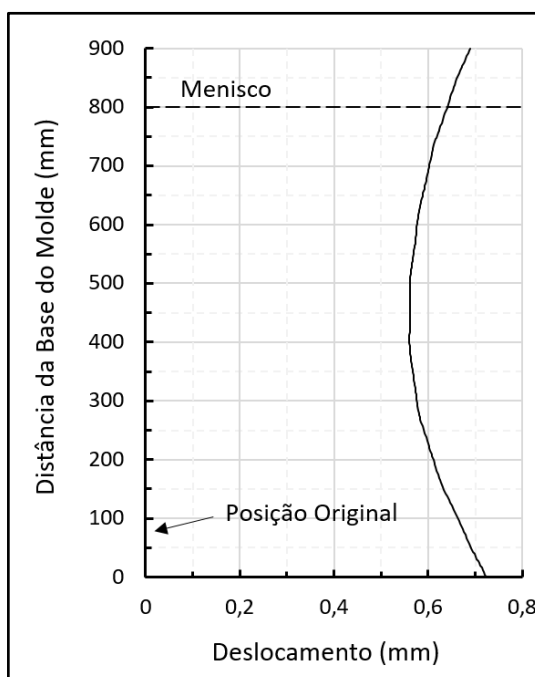


Figura 4.33 – Deslocamento horizontal ao longo da extremidade da face larga.

A base e o topo, como mostrado na Figura 4.33, apresentaram valores semelhantes, com deslocamento máximo de 0,72 e 0,68 mm, respectivamente. Esse formato em “C” também foi encontrado no estudo de Hibbeler *et al.* (2012) que encontraram valores máximos de 0,77 e 1,34 mm nas extremidades da face larga do molde.

A placa estreita, por sua vez, apresentou deslocamento horizontal (eixo y) com maiores valores próximo às regiões de maiores temperaturas da face quente. O deslocamento máximo foi de 0,27 mm, tanto a 66 mm abaixo do menisco quanto na base da placa.

Devido ao posicionamento da placa estreita em relação à placa larga, seu deslocamento lateral aconteceu em direção à face larga, o que, por sua vez, alterou o contato na quina do molde, como pode ser visto na Figura 4.34. A face quente da placa larga acompanhou parcialmente o perfil de deformação lateral da placa estreita, exceto na região acima do menisco e ao longo de 440 mm na metade inferior da placa. A folga gerada na altura do menisco foi de 0,03 mm e apresentou um aumento até atingir o máximo de 0,22 mm no topo do molde. A 500 mm da base do molde, uma nova folga surge e se estende a até 60 mm da base. Nessa região, a maior folga gerada foi de 0,02 mm a 150 mm acima da base do molde.

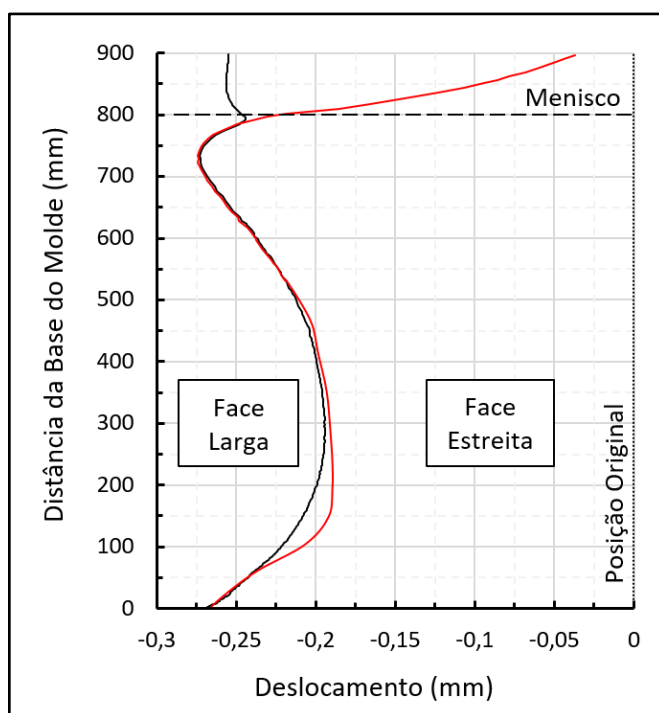


Figura 4.34 – Contato entre face larga e estreita ao longo da quina do molde alterado pelo deslocamento horizontal da face estreita.

A folga na região do menisco é reconhecidamente um ponto de atenção, pois pode permitir infiltrações que levam à problemas de qualidade ou acidentes operacionais durante o lingotamento. Comportamento semelhante na quina do molde foi relatado nos estudos de Hamilton, Hibbeler e Thomas (2015), Hibbeler *et al.* (2012); Park *et al.* (2002) e Thomas *et al.* (1997).

A Figura 4.35 representa a geometria deformada na seção longitudinal da quina do molde, na interface entre as faces larga e estreita, a 166 mm do topo (66 mm abaixo do menisco), um dos locais de deslocamento máximo da face estreita em direção à face larga, com ampliação de 57 vezes. Como pode ser observado, a expansão térmica da face estreita provocou a deformação em formato trapezoidal, fazendo com que apenas uma fina linha no canto frontal da face quente permaneça em contato com face larga, formando um contato em formato “V” na quina do molde; fenômeno já relato por Fengming *et al.* (2015), Hamilton, Hibbeler e Thomas (2015) e Thomas *et al.* (1997).

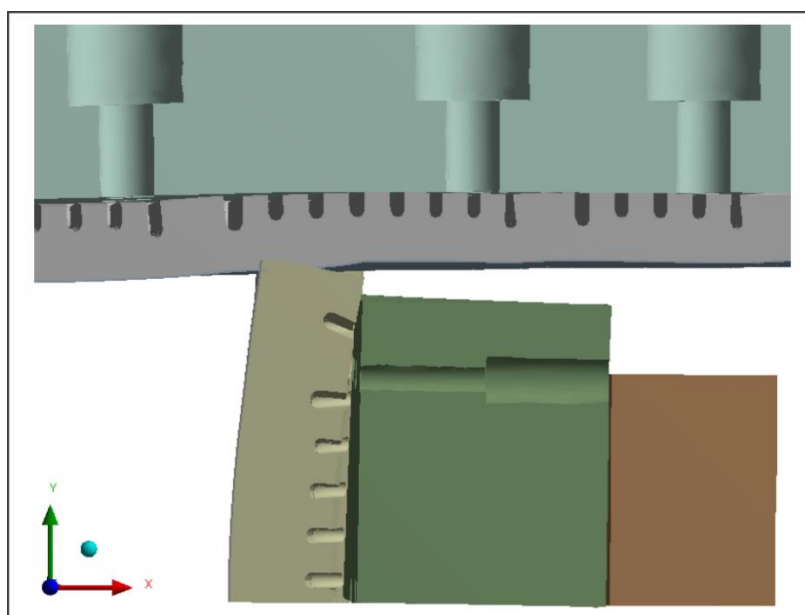


Figura 4.35 – Deformação na quina do molde, na interface entre as placas larga e estreita, a 166 mm do topo (ampliação de 57 vezes).

Esse deslocamento lateral da face estreita foi, também, o principal responsável pelo deslocamento de 0,32 mm na extremidade da face larga, juntamente com a jaqueta e a estrutura do molde, no sentido oposto ao veio, mostrado anteriormente na Figura 4.25. Thomas *et al.* (1997) correlacionaram esse comportamento ao fato da face estreita estar conectada à face larga apenas através da força de *clamping*, o que deixa a face larga livre

para girar em função da face estreita expandida. Esse movimento da face larga faz com que o contato com a face estreita aconteça apenas no canto frontal dessa última, formando uma folga na parte posterior da placa estreita. Esse movimento da face larga é responsável pela diferença na deformação térmica entre moldes constituídos por placas e por uma peça única de cobre, conforme discutido por Thomas *et al.* (1997).

Sendo assim, a consistência dos resultados apresentados nesta seção com as informações encontradas na literatura evidencia a validação do modelo mecânico para a análise das deformações elásticas do molde de lingotamento contínuo de placas em operação.

5 CONCLUSÕES

A análise de temperatura e deformação em um molde de lingotamento contínuo de placas durante a operação foi conduzida através do desenvolvimento de um modelo matemático. A criação de um modelo térmico, com simulações fundamentadas em um modelo acoplado de transferência de calor entre o molde e a água de refrigeração, juntamente com um modelo mecânico que incorporou as temperaturas simuladas do modelo térmico, proporcionou uma compreensão abrangente do comportamento do sistema.

No que diz respeito ao modelo térmico, observou-se uma boa concordância entre as temperaturas simuladas nas placas de cobre e as medidas por termopares do sistema de detecção de *breakout* do molde, apresentando um desvio máximo de 1,32%. No entanto, o balanço de energia, avaliado pelo fluxo de calor médio na simulação, revelou uma discrepância de 29,9% e 31,8% abaixo dos valores experimentais para as faces larga e estreita, respectivamente. Essa diferença pode ser atribuída a um possível aprimoramento do contato entre o molde e o veio na região abaixo dos termopares.

Os maiores valores de temperatura foram registrados a uma distância de 36 e 37 mm do menisco, nas faces larga e estreita, respectivamente. Destaca-se um ponto específico na placa larga, onde uma coluna de furos de fixação resultou em um pico de temperatura a 60 mm do menisco, atingindo 237,3 °C. Na placa estreita, o pico de temperatura ocorreu próximo à quina, alcançando 277,6 °C. Ambas as faces exibiram um perfil de temperatura decrescente, exceto na região da base das placas, onde ocorreu um aumento de aproximadamente 100 °C devido à ausência dos canais de refrigeração.

Os resultados da simulação da água de refrigeração, embora ligeiramente abaixo dos valores experimentais devido ao menor fluxo de calor médio aplicado, destacaram a ausência de ebulição nucleada nos canais, considerando a pressão da água utilizada no molde. As velocidades mais elevadas da água foram observadas nas proximidades da entrada, onde é direcionada contra a parede do *slot*. A média de velocidade nos canais de refrigeração foi de 8,1 m/s na face larga e 9,6 m/s na face estreita.

As deformações elásticas no molde foram predominantemente causadas pelos elevados gradientes térmicos nas placas de cobre. As análises das deformações, baseadas nos deslocamentos nas direções ortogonais do modelo, revelaram uma tendência das placas

de fletir em direção ao veio, principalmente no centro, com deslocamentos máximos de 0,14 mm na face larga e 0,31 mm na face estreita. Esses deslocamentos ocorreram ligeiramente abaixo das regiões que registraram as temperaturas mais altas nas faces quentes.

A flexão em direção ao veio causou um alongamento nos parafusos de fixação, resultando em folgas entre a placa de cobre e a jaqueta de refrigeração, bem como entre a jaqueta e a estrutura do molde. Nesse contexto, a maior folga ocorreu entre a placa de cobre e a jaqueta da face estreita, atingindo 0,21 mm, enquanto a face larga apresentou um maior deslocamento da jaqueta de refrigeração em relação à estrutura do molde, com um valor de 0,09 mm.

Além disso, foram observados deslocamentos laterais significativos nas placas, tanto na direção vertical (paralela ao sentido de lingotamento) quanto na direção horizontal do molde (ortogonal ao sentido de lingotamento). No sentido vertical, houve um alongamento no topo e na base das placas, com o deslocamento máximo de 0,73 mm na face estreita. No sentido horizontal, a placa larga apresentou um perfil em formato "C" com um deslocamento máximo de 0,72 mm, ao passo que a placa estreita exibiu um deslocamento máximo de 0,27 mm em direção à face da placa larga. Isso resultou em uma deformação local nesta última, provocando alterações no contato na interface entre ambas, com uma folga máxima de 0,22 mm no topo do molde.

A deformação em formato trapezoidal, originada pela expansão térmica da face estreita, resultou em um contato em forma de "V" na quina do molde, um fenômeno amplamente documentado e reconhecido na literatura.

Em síntese, as conclusões deste estudo ampliaram a compreensão dos fenômenos térmicos e mecânicos envolvidos no molde do processo de lingotamento contínuo de placas, contribuindo para o avanço do conhecimento nessa área específica.

6 SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS

Com base no desenvolvimento deste trabalho, identificou-se potencial para análises futuras, incluindo:

- Utilização do modelo atual para análise das tensões nas placas de cobre.
- Exploração mais aprofundada do modelo atual para entender a contribuição de cada carga à qual o molde está exposto nos perfis de deformação das placas de cobre.
- Realização de novas simulações com modificações na geometria dos canais de refrigeração, visando otimizar a troca térmica na quina da face estreita e na base das placas.
- Alteração do modelo e realização de novas simulações considerando as propriedades da água de refrigeração (condutividade térmica, densidade, viscosidade e calor específico) como dependentes da temperatura.
- Adaptação do modelo atual utilizando as correlações de convecção forçada de Sleicher-Rouse, Dittus-Boelter e Gnielinski, assumindo um aumento linear da temperatura da água de refrigeração ao longo dos canais. Isso possibilitará a comparação dos resultados obtidos por um modelo térmico simplificado com os apresentados neste estudo.

REFERÊNCIAS

ALVARENGA, D. M. *Efeito da composição química e do volume de água do resfriamento secundário na formação de trincas superficiais transversais de quina em placas produzidas no lingotamento contínuo*. Ouro Preto: Rede Temática em Engenharia de Materiais, 2012. 100p. (Dissertação, Mestrado em Engenharia de Materiais).

BERGMAN, T. L.; LAVINE, A. S. *Incropera*; Fundamentos de Transferência de Calor e de Massa. Tradução de Fernando Luiz Pellegrini Pessoa, Eduardo Mach Queiroz, André Luiz Hemerly Costa. 8.ed. Rio de Janeiro: LTC, 2019. 624p.

BRIMACOMBE, J.K. Design of Continuous Casting Machines Based on a Heat-flow Analysis: state-of-the-art Review. *Canadian Metallurgical Quarterly*, v.15, n.2, p.163-175, 1976.

CAI, L.; WANG, X.; WANG, N.; YAO, M. Meshless Method for Nonuniform Heat-Transfer/Solidification Behavior of Continuous Casting Round Billet. *Metallurgical and Materials Transactions B*, v.51, p.236-246, out. 2019.

CAI, L.; WANG, X.; WEI, J.; YAO, M.; LIU, Y. Element-Free Galerkin Method Modeling of Thermo-Elastic-Plastic Behavior for Continuous Casting Round Billet. *Metallurgical and Materials Transactions B*, v.52, p.804-814, abr. 2021.

CHAKRABORTY, S.; GANGULY, S.; TALUKDAR, P. Determination of Optimal Taper in Continuous Casting Billet Mould Using Thermo-Mechanical Models of Mould and Billet. *Journal of Materials Processing Technology*, v.270, p.132-141, ago. 2019.

DOMGIN, J. F.; GAUTHIER, S. Investigations on Primary Cooling in CC Mould Through the Use of Modeling Approach. *International Journal of the Italian Association for Metallurgy*, n.4, p.48-58, abr. 2022.

DUAN, H.; WANG, X.; BAI, Y.; YAO, M.; GUO, Q. Integrated Approach to Density-Based Spatial Clustering of Applications with Noise and Dynamic Time Warping for Breakout Prediction in Slab Continuous Casting. *Metallurgical and Materials Transactions B*, v.50, p.2343-2353, jul. 2019.

FENGMING, D.; XUDONG, W.; YU, L.; SHANJIAO, W.; ZE, Z.; MAN Y. Investigation on Thermo-mechanical Behavior of Mold Corner for Continuous Casting Slab. *ISIJ International*, v.55, n.10, p.2150-2157, out. 2015.

FURUMAI, K.; ARAMAKI, N.; OIKAWA K. Influence of Heat Flux Different Between Wide and Narrow Face in Continuous Casting Mould on Unevenness of Hypo-Peritectic Steel Solidification at Off-Corner. *Ironmaking & Steelmaking - Processes, Products and Applications*, v.49, n.9, p.845-859, mai. 2022.

GUPTA, A.; SINGH, R. K.; PAUL, A.; KUMAR, S. Effect of Mould Geometry, Coating, and Plate Thickness on the Thermal Profile of Continuous Casting Moulds. *The Journal of the Southern African Institute of Mining and Metallurgy*, v.118, p.505-513, mai. 2018.

HAMILTON, G. J.; HIBBELER, L. C.; THOMAS, B. G. Thermomechanical Behavior of a Wide Slab-Casting Mold. In: AISTech, 7, 2015, Cleveland. *AISTech 2015 Proceedings*, 2015. p.2593-2605.

HASHEMI-TILEHNOEE, M.; SAHEBI, N.; DOGONCHI, A. S.; SEYYEDI, S. M.; TASHAKOR, S. Simulation of the Dynamic Behavior of a Rectangular Single-Phase Natural Circulation Vertical Loop With Asymmetric Heater. *International Journal of Heat and Mass Transfer*, v.139, p.974-981, mai. 2019.

HE, F.; ZHANG, L. Mold Breakout Prediction in Slab Continuous Casting Based on Combined Method of GA-BP Neural Network and Logic Rules. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, v.95, p.4081-4089, jan. 2018.

HE, F.; ZHOU, L.; DENG, Z. Novel Mold Breakout Prediction and Control Technology in Slab Continuous Casting. *Journal of Process Control*, Anhui, v.29, p.1-10, mar. 2015.

HIBBELER, L. C.; SEE, M. M. C.; IWASAKI, J.; SWARTZ, K. E.; O'MALLEY, R. J.; THOMAS, B. G. A Reduced-order Model of Mould Heat Transfer in the Continuous Casting of Steel. *Applied Mathematical Modelling*, v.40, n.19-20, p.8530-8551, mai. 2016.

HIBBELER, L. C.; THOMAS, B. G.; SCHIMMEL, R. C.; ABBEL, G. The Thermal Distortion of a Funnel Mold. *Metallurgical and Materials Transactions B*, v.43, p.1156-1172, jul. 2012.

JAYAKRISHNA, P.; CHAKRABORTY, S.; GANGULY, S.; TALUKDAR, P. A Novel Method for Determining the Three Dimensional Variation of Non-Linear Thermal Resistance at the Mold-Strand Interface in Billet Continuous Casting Process. *International Communications in Heat and Mass Transfer*, v.119, n.p, out. 2020.

JAYAKRISHNA, P.; CHAKRABORTY, S.; GANGULY, S.; TALUKDAR, P. Computational Investigation of the Transient Cyclic Thermal Distortion of Funnel Shaped Mould in Thin Slab Continuous Casting Process. *Thermal Science and Engineering Progress*, v.36, n.p, out. 2022.

JI, J.; MAO, Y.; ZHANG, X.; CHEN, W.; ZHANG, L.; WANG, Q. Initial Solidification and Heat Transfer at Different Locations of Slab Continuous Casting Mold Through 3D Coupled Model. *Steel Research International*, v.92, n.7, p.1-12, mar. 2021.

KENWAY, G. K. W.; MADER, C. A.; HE, P.; MARTINS, J. R. R. A. Effective Adjoint Approaches for Computational Fluid Dynamics. *Progress in Aerospace Sciences*, v.110, p.1-26, mai. 2019.

KITAKA, S.; KANKI, T.; WATANABE, K.; MIURA, Y. Nippon Steel High Speed Variable Width Mold "NS-VWM" for Slab Caster. *Nippon Steel Technical Reports*, n.86, p.74-79, jul. 2002.

KONG, Y.; CHEN, D.; LIU, Q.; CHEN, H.; LONG, M. Research on the On-Line Simulation of a Three-Dimensional Temperature Field Model of Slab Continuous Casting. *Steel Research International*, v.89, n.8, p.1-11, mai. 2018.

KONISHI, J. *Modelling of the Formation of Longitudinal Facial Cracks in the Continuous Casting of Steel Slabs*. Vancouver: The University of British Columbia, 1996. 105p. (Tese, Mestrado em Ciências Aplicadas).

KROMHOUT, J. A. Mould Powder Development for Continuous Casting of Steel. *Trans Indian Institute of Metals*, Publicado Online, p.1-10, jul. 2013.

LI, G.; TU, L.; WANG, Q.; ZHANG, X.; HE, S. Fluid Flow in Continuous Casting Mold for Ultra-Wide Slab. *Materials*, v.16, n.3, p.1-12, jan. 2023.

LIU, J.-Q.; YANG, J.; MA, C.; GUO, Y.; HE, W.-Y.; ZHAO, C.-L.; JIANG, R.-B.; GUO, Y.-T. Effect of Mold Width on the Flow Field in a Slab Continuous-Casting Mold With High-Temperature Velocity Measurement and Numerical Simulation. *Metals*, v.11, n.12, p.1-18, dez. 2021.

LONG, M.; CHEN, H.; CHEN, D.; YU, S.; LIANG, B.; DUAN, H. A Combined Hybrid 3-D/2-D Model for Flow and Solidification Prediction during Slab Continuous Casting. *Metals*, v.8, n.3, p.1-10, mar. 2018.

LUKÁCS, E.; VAD, J. Flow Topology and Loss Analysis of a Square-to-Square Sudden Expansion Relevant to HVAC Systems: A Case Study. *Journal of Building Engineering*, v.41, p.1-13, jun. 2021.

MAHAPATRA, R. B. *Mould Behaviour and Product Quality in Continuous Casting of Slabs*. Vancouver: The University of British Columbia, 1989. 230p. (Tese, Doutorado em Filosofia).

MAHAPATRA, R. B.; BRIMACOMBE, J.K.; SAMARASEKERA, I. V. Mold Behavior and its Influence on Quality in the Continuous Casting of Steel Slabs: Part II. Mold Heat Transfer, Mold Flux Behavior, Formation of Oscillation Marks, Longitudinal Off-Corner Depressions, and Subsurface Cracks. *Metallurgical Transactions B*, v.22B, p.875-888, dez. 1991.

MAHAPATRA, R. B.; BRIMACOMBE, J. K.; SAMARASEKERA, I. V.; WALKER, N.; PATERSON, E. A.; YOUNG, J.D. 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.861-874, dez. 1991.

MARCIAL, G. *Modelo Inverso de Estimación del Coeficiente de Transferencia de Calor Acero-Molde, em el Proceso de Colada Continua de Planchones*. Buenos Aires: Facultad de Ingeniería Universidad de Buenos Aires, 2002. 140p. (Tese, Engenharia Mecânica).

MENG, Y.; THOMAS, B.G. Heat-Transfer and Solidification Model of Continuous Casting Slab Casting: CON1D. *Metallurgical and Materials Transactions B*, v.34, p.685-705, out. 2003.

MI, Z.; DU, F.; WANG, J.; ZHANG, P.; LIU, Y. A 3D Model Coupled Inverse Algorithm for the Non-Uniform Thermal Behavior of a Continuous Casting Mold. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, v.109, p.2431-2439, jul. 2020.

MORELLI, U. E.; BARRAL, P.; QUINTELA, P.; ROZZA, G.; STABILE, G. A Numerical Approach for Heat Flux Estimation in Thin Slabs Continuous Casting Molds Using Data Assimilation. *International Journal for Numerical Methods in Engineering*, v.122, n.17, p.4541-4574, abr. 2021.

MORELLI, U. E.; BARRAL, P.; QUINTELA, P.; ROZZA, G.; STABILE, G. Novel Methodologies for Solving the Inverse Unsteady Heat Transfer Problem of Estimating the Boundary Heat Flux in Continuous Casting Molds. *International Journal for Numerical Methods in Engineering*, v.124, n.6, p.1344-1380, nov. 2022.

MORO, L.; NOVAK, J. S.; BENASCIUTTI, D.; BONA, F. How Material Properties Affect the Thermal Distortion of a Mold for Continuous Casting of Steel. *Key Engineering Materials*, v.774, p.429-434, ago. 2018.

KHALID, M. W.; AHSAN, M. Computational Fluid Dynamics Analysis of Compressible Flow Through a Converging-Diverging Nozzle using the k- ϵ Turbulence Model. *Engineering, Technology & Applied Science Research*, v.10, n.1, p.5180-5185, fev. 2020.

NASCIMENTO, A. A. *Desenvolvimento de um Modelo de Transferência de Calor e Solidificação de Placas no Processo de Lingotamento Contínuo*. Belo Horizonte: Universidade Federal de Minas Gerais, 2019. 136p. (Dissertação, Mestrado em Engenharia Metalúrgica).

NIU, Z.; CAI, Z.; ZHU, M. Dynamic Distributions of Mold Flux and Air Gap in Slab Continuous Casting Mold. *ISIJ International*, v.59, n.2, p.283-292, nov. 2018.

NIU, Z.; CAI, Z.; ZHU, M. Heat transfer Behaviour of Funnel Mould Copper Plates During Thin Slab Continuous Casting and Channel Structure Optimization. *Ironmaking & Steelmaking - Processes, Products and Applications*, v.47, n.10, p.1135-1147, out. 2019.

NIU, Z.; CAI, Z.; ZHU, M. Formation Mechanism of a Wide-Face Longitudinal Off-Corner Depression During Thick Slab Continuous Casting. *Metallurgical and Materials Transactions B*, v.52, p.2737-2752, jun. 2021.

OLIVEIRA, L. J. S. *Comportamento dos Aços Peritéticos Durante a Solidificação no Molde de Lingotamento Contínuo*. Belo Horizonte: Universidade Federal de Minas Gerais, 2009. 119p. (Dissertação, Mestrado em Engenharia Metalúrgica).

OM, S. C.; KIM, D. G.; PAK, C. I.; KIM, H. Y.; KIM, I. U. A Simulation Method for the Optimization of Cooling Water Slot Structure in Slab Continuous Casting Mold Combined With Submerged Entry Nozzle. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, v.127, p.3221-3237, jun. 2023.

PARK, J. K.; THOMAS, B. G.; SAMARASEKERA, I. V.; YOON, U. S. Thermal and Mechanical Behavior of Copper Molds during Thin-Slab Casting (I): Plant Trial and Mathematical Modeling. *Metallurgical and Materials Transactions B*, v.33, p.425-436, jun. 2002.

PINHEIRO, C. A. M.; SAMARASEKERA, I. V.; BRIMACOMBE, J. K.; WALKER, B. N. Mould Heat Transfer and Continuously Cast Billet Quality With Mould Flux Lubrication Part 1 Mould Heat Transfer. *Ironmaking and Steelmaking*, v.27, n.1, p.37-54, 2000.

RAY, K.; BASAK, I. Local Heat Flux Profiles and Interfacial Thermal Resistance in Steel Continuous Casting. *Journal of Materials Processing Technology*, v.255, p.605-610, jan. 2018.

RAY, K.; BASAK, I. Design Aspects of Copper Mold Tubes for Steel Continuous Casting. In: IMME Conference, 2019, NIT Tiruchirappalli, Tamilnadu. 2019. n.p.

RAY, K.; BASAK, I. Analysis of Mold Tube Distortion in Steel Continuous Casting. In: SMCSTP Conference, 2020, TATA Steel e CSIR-NML, Jamshedpur. 2020. n.p.

RIHL, D. J. *Estudo da Influência do Tempo de Estripamento Negativo na Formação das Marcas de Oscilação e Seus Impactos em Defeitos Superficiais*. Porto Alegre: Universidade Federal do Rio Grande do Sul, 2012. 61p. (Dissertação, Mestrado em Engenharia Metalúrgica).

SAMARASEKERA, I. V.; BRIMACOMBE, J.K. The Continuous-Casting Mould. *International Metals Reviews*, n.6, p.286-300, 1978.

SAMARASEKERA, I. V.; BRIMACOMBE, J.K. The Thermal Field in Continuous-Casting Moulds. *Canadian Metallurgical Quarterly*, v.18, p.251-266, maio 1979.

SAVAGE, J.; PRITCHARD, W. H. The Problem of Rupture of the Billet in the Continuous Casting of Steel. *Journal of Iron Steel Institute*, p.269-277, nov. 1954.

SCHWERDTFEGGER, K. J. *The Making, Shaping and Treating of Steel; Casting Volume*. 1.ed. Pittsburgh: The AISE Steel Foundation, 2003. 41p.

SENGUPTA, J.; THOMAS, B. G.; WELLS, M. A. The Use of Water-Cooling During the Continuous Casting of Steel and Aluminum Alloys. *Metallurgical & Materials Transactions A*, v.36A, p.187-204, jan. 2005.

SINGH, H. *Mould Heat Transfer in the High Speed Continuous Casting of Steel Slabs*. Vancouver: The University of British Columbia, 1998. 139p. (Tese, Mestrado em Ciências Aplicadas).

SINGH, V.; DAS, S. K. Mathematical Model and Plant Investigation to Characterize Effect of Casting Speed on Thermal and Solidification Behavior of an Industrial Slab Caster. *ISIJ International*, v.58, n.12, p.2308-2317, set. 2018.

SOHN, H. Y. Principles and Applications of Mathematical and Physical Modelling of Metallurgical Processes. *Mineral Processing and Extractive Metallurgy*, v.129, n.2, p.1-28, jan. 2020.

THOMAS, B. G. Review on Modeling and Simulation of Continuous Casting. *Steel Research International*, p.1-21, 2017.

THOMAS, B. G.; LI, G.; MOITRA, A.; HABING, D. Analysis of Thermal and Mechanical Behavior of Copper Molds During Continuous Casting of Steel Slabs. In: STEELMAKING CONFERENCE, 80, 1997, Chicago: *ISS Herty Award*, 1997. p.1-19.

THOMAS, B. G.; OJEDA, C. Ideal Taper Prediction for Slab Casting. In: *ISSTech Steelmaking Conference*, 2003, Indianapolis. 2003. p.1-14.

UDAYRAJ, CHAKRABORTY, S.; GANGULY, S.; CHACKO, E. Z.; AJMANI, S. K.; TALUKDAR, P. Estimation of Surface Heat Flux in Continuous Casting Mould With Limited Measurement of Temperature. *International Journal of Thermal Sciences*, v.118, p.435-447, mai. 2017.

VAKA, A. S.; GANGULY, S.; TALUKDAR, P. Novel Inverse Heat Transfer Methodology for Estimation of Unknown Interfacial Heat Flux of a Continuous Casting Mould: A Complete Three-Dimensional Thermal Analysis of an Industrial Slab Mould. *International Journal of Thermal Sciences*, v.160, p.1-13, out. 2020.

VALADARES, C. A. G. *Lingotamento Contínuo de Placas*. 1.ed. São Paulo: Associação Brasileira de Metalurgia, Materiais e Mineração. 2011. 245p.

WEINBERG, F. Continuous Casting. In: INTERNATIONAL CONFERENCE ON 'SOLIDIFICATION AND CASTING OF METALS', 1977, Sheffield. Metals Technology. Vancouver: *The Metals Society*, 1979. p.48-55.

WIENS, O.; MOSSNER, W. Innovative Mold Coating Technology Positively Influences Strand Surfaces (UniGuard™). In: METEC E ESTAD, 2, 2015, Düsseldorf. Düsseldorf: METEC E ESTAD, 2015. p.1-8.

WOLF, M. M. A Review of Published Work on the Solidification Control of Steel in Continuous Casting Moulds by Heat Flux Measurement. *Transactions ISIJ*, Tokyo, v.20, n.97, p.548-724, 1980.

ZAPPULLA, M. L. S.; CHO, S.-H.; THOMAS, B. G. Visualization of Steel Continuous Casting Including a New Integral Method for Post-Processing Temperature Data. *Steel Research International*, v.90, n.4, p.1-11, jan. 2019.

ZHANG, H.; ZOU, J.; XIAO, P. Sequential Regularization Method for the Identification of Mold Heat Flux during Continuous Casting Using Inverse Problem Solutions Techniques. *Metals*, v.13, n.10, p.1-24, out. 2023.

ZHANG, X.; CHEN, W.; REN, Y.; ZHANG, L Mathematical Modeling on the Influence of Casting Parameters on Initial Solidification at the Meniscus of Slab Continuous Casting. *Metallurgical and Materials Transactions B*, v.50, p.1444-1460, abr. 2019.

ZHOU, C.; CHAO, Y.; XINGZHONG, Z.; FANG, W.; YANLEI, Y. Conformation and Experiment on Non-sinusoidal Oscillation Waveform Function for Continuous Casting Mold. *Mechanics of Solids*, v.56, p.1114-1123, dez. 2021.