

# DESENVOLVIMENTO DE UM MODELO DE TRANSFERÊNCIA DE CALOR E SOLIDIFICAÇÃO NO PROCESSO DE LINGOTAMENTO CONTÍNUO DE PLACAS\*

André Afonso Nascimento<sup>1</sup>

Roberto Parreiras Tavares<sup>2</sup>

Afrânio Márcio Costa<sup>3</sup>

Carlos Vinícius Domingos de Carvalho<sup>4</sup>

Eduardo de Paula Silveira<sup>1</sup>

Honicássio de Souza Ferreira<sup>5</sup>

Wenderson Tcharles Resende<sup>6</sup>

## Resumo

Modelos de transferência de calor possibilitam o conhecimento de espessura da camada solidificada e temperatura da placa, essenciais para alterações no processo visando melhoria de qualidade. Neste estudo foi desenvolvido um modelo pelo método 2½ D, que consiste em acompanhar em toda extensão da máquina uma secção transversal da placa, ajustando as condições de contorno para cada região. Medições de temperaturas superficiais e de espessura da camada de aço solidificada da placa foram utilizadas para validação do modelo. O modelo foi adequado para as condições de contorno e parâmetros da máquina de lingotamento contínuo de placas da Gerdau Ouro Branco visando fornecer subsídios para a melhoria da qualidade superficial e interna das placas.

**Palavras-chave:** Solidificação; Lingotamento contínuo de placas; Modelo matemático; Transferência de calor.

## DEVELOPMENT OF HEAT TRANSFER AND SOLIDIFICATION MODEL FOR PROCESS OF SLABS CONTINUOUS CASTING

### Abstract

Heat transfer models allows knowledge slab's shell thickness and superficial temperatures, important to propose improvements for slab's quality. In this study was developed a 2½ D model, that follow a transverse section of the slab during the whole extension of the machine, adjusting the boundary conditions for each region. Results of surface temperature measurements and shell thickness of slabs was used to validate the model. The model was suitable for the boundary conditions and parameter of slab continuous casting machine of Gerdau Ouro Branco aiming to provide subsidies for the slab's superficial and internal quality improvement.

**Keywords:** Solidification; Slabs continuous casting, Mathematical modeling, Heat transfer.

<sup>1</sup> Engenheiro Metalurgista, Especialista de Lingotamento Contínuo, Aciaria, Gerdau, Ouro Branco, Minas Gerais, Brasil.

<sup>2</sup> Engenheiro Metalurgista, PhD, Professor Titular do Departamento de Engenharia Metalúrgica da UFMG, Belo Horizonte, Minas Gerais, Brasil.

<sup>3</sup> Engenheiro Metalurgista, Gerente Técnico, P&D, Gerdau, Ouro Branco, Minas Gerais, Brasil.

<sup>4</sup> Engenheiro Metalurgista, Gerente Técnico, Lingotamentos Contínuos, Aciaria, Gerdau, Ouro Branco, Minas Gerais, Brasil.

<sup>5</sup> Engenheiro Metalurgista, Assistente Técnico, Acabamento de Placas, Aciaria, Gerdau, Ouro Branco, Minas Gerais, Brasil

<sup>6</sup> Engenheiro Metalurgista, Coordenador, Oficina de Moldes e Segmentos, Aciaria, Gerdau, Ouro Branco, Minas Gerais, Brasil.

## 1 INTRODUÇÃO

O processo de produção do aço é composto por três etapas principais: refino primário, refino secundário e solidificação. Atualmente o processo de lingotamento contínuo vem dominando quase na totalidade esta última etapa. A qualidade das placas de aço, provenientes do processo de lingotamento contínuo, é afetada fortemente pelas condições de extração de calor existente durante a sua solidificação e resfriamento dentro da máquina. Thomas, Brimacombe e Samarasekera [1], Meng e Thomas [2] e Sengupta, Thomas e Wells [3] mostram em seus estudos que a formação e a propagação de trincas em placas estão relacionadas com o resfriamento não uniforme, com o resfriamento excessivo, com o reaquecimento da placa e com tensões mecânicas. O entendimento das condições de processamento do aço no lingotamento contínuo é de suma importância para se avaliar a qualidade da placa e identificar possíveis adequações para o processo, buscando sempre a melhoria contínua.

O estudo de problemas de transferência de calor se dá normalmente de três formas: por métodos analíticos, métodos numéricos e experimentais conforme apresentados por Patankar [4] e Maliska [5]. O desenvolvimento de um modelo por método numérico consiste em resolver uma ou mais equações diferenciais, substituindo as derivadas existentes na equação por expressões algébricas que envolvem a função incógnita. A forma com que são obtidas as equações algébricas define o método. Para este estudo o método utilizado será o de volumes finitos que consiste em se obter as equações algébricas, para aproximação das diferenciais, pelo desenvolvimento de um balanço de energia nos contornos do volume de controle, conforme descrito por Patankar [4].

Parâmetros do processo de lingotamento tais como: ponto final de solidificação, espessuras da camada de aço solidificada e perfis de temperatura da placa são fornecidos e adequados por meio de modelos *on-line* e *off-line* de transferência de calor na máquina de lingotamento contínuo. Tal ferramenta é imprescindível quando se objetiva um resultado otimizado de qualidade de placas.

Modelos de resfriamento *on-line* permitem uma análise e correção em tempo real do processo, mas necessita de medições de temperatura em vários pontos e em tempo real, o que tem um custo muito elevado. Assunção [6] e Cunha et al. [7] desenvolveram modelos *off-line* que permitem definir estratégias de resfriamento objetivando temperaturas e espessuras da camada de aço solidificada adequadas a cada região da máquina. Além disso, possibilitam a simulação de condições já processadas, dando subsídios para definição de planos de ação para correção de desvio no índice de recusa, por exemplo, por trincas superficiais.

Sendo assim, este estudo tem como objetivo desenvolver e validar um modelo *off-line*, de resfriamento e solidificação da placa durante o processo de lingotamento contínuo, parametrizado para simular o processo de solidificação do aço para geometrias retangulares. Os parâmetros da máquina de lingotamento contínuo de placas da Gerdau Ouro Branco foram considerados e os resultados de simulações comparados com resultados experimentais de espessura da camada de aço solidificada e temperaturas superficiais, com o objetivo de validar o modelo possibilitando desta forma a adequação das estratégias de resfriamento com o objetivo da melhoria na qualidade de placa.

## 2 DESENVOLVIMENTO

O modelo foi desenvolvido utilizando a estratégia de 2½ D, que consiste em acompanhar uma fatia da seção transversal da placa ao longo da máquina de lingotamento. A marcha no tempo foi associada a um deslocamento desta fatia ao longo da máquina. As condições de contorno foram ajustadas por meio de um rastreamento da posição desta fatia na máquina. Quando as informações das temperaturas das fatias são unidas, é possível obter informações em 3 dimensões, mesmo resolvendo um problema bidimensional. Por isto, esta abordagem recebe o nome de 2½ D.

A transferência de calor para placas será realizada utilizando o Método de Volumes Finitos em 2D. A equação que governa a transferência de calor em regime transiente para geometrias consideradas no sistema de coordenadas retangulares é dada pela equação 2.1. O desenvolvimento de modelos matemáticos tem o objetivo de descrever a transferência de calor e solidificação para determinado conjunto de parâmetros. Zhang et al. [8] assumiu que uma fatia finita do veio está se movimentando na velocidade de lingotamento. A equação 2.1 representa a transferência de calor por condução, em regime transiente, já adequada com o calor específico efetivo,  $C_{p,ef}$ , para contabilizar o calor latente e da condutividade térmica efetiva,  $k_{ef}$ , para contabilizar a convecção. Foi considerado o sistema de coordenadas cartesianas, onde a direção (x) é a espessura e (y) a largura da placa. O comprimento da placa é modelado pelo deslocamento deste plano no sentido e com a velocidade de lingotamento. A espessura deste plano varia em função do passo de tempo.

$$C_{p,ef} \rho \frac{\partial T}{\partial t} = \frac{\partial}{\partial x} \left( k_{ef} \frac{\partial T}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left( k_{ef} \frac{\partial T}{\partial y} \right) \quad (\text{Eq. 2.1})$$

Na equação 2.1  $\rho$  é a densidade do aço [ $\text{kg/m}^3$ ],  $C_p$  é o calor específico [ $\text{J/kg K}$ ],  $k$  é a condutividade térmica do aço [ $\text{W/m K}$ ],  $T$  é a temperatura [ $\text{K}$ ],  $x$  e  $y$  as direções do sistema [ $\text{m}$ ] e  $S$  o termo fonte [ $\text{W/m}^3$ ].

Lait, Brimacombe e Weinberg [9] desenvolveram um modelo matemático, unidimensional, utilizando o método de diferenças finitas para cálculo da transferência de calor no molde durante o lingotamento contínuo de aço. O foco deste trabalho foi calcular o perfil de temperatura e de espessura da camada solidificada. Os resultados obtidos pelo modelo foram comparados com medições de espessura da camada de aço solidificado realizadas por meio da utilização de fonte radioativa e apresentaram resultados próximos para dados obtidos em lingotamento de tarugos de aço baixo carbono. As principais considerações utilizadas para desenvolvimento deste modelo foram: (i) a da convecção por meio da utilização da condutividade térmica efetiva,  $k_{ef}$ , aproximação proposta por Mizikar [10], (ii) e a utilização da expressão para fluxo de calor no molde obtida experimentalmente por Savage e Pritchard [11]. Na equação 2.2 é apresentada a expressão utilizada para a consideração artificial da convecção do núcleo líquido/pastoso no veio de lingotamento contínuo.

$$k_{ef} = k [f_s + (1 - f_s)C] \quad (\text{Eq. 2.2})$$

Na equação 2.2,  $k$  é a condutividade térmica [ $\text{W/m K}$ ],  $C$  é a constante que varia entre 5 e 10 [adimensional] e  $f_s$  é a fração de sólidos [adimensional].

Para discretizar a equação 2.1 é realizado o balanço de energia entre os pontos norte (N), sul (S), leste (L) e oeste (O) com o ponto (P) localizado no centro do elemento de volume, como apresentado na figura 2.1.

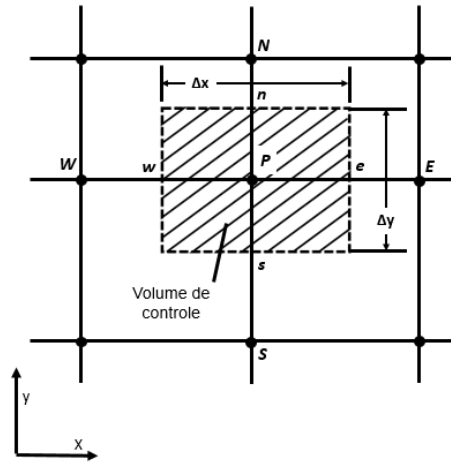


Figura 2.1 – Volume de controle para uma situação bidimensional [4].

Na região do molde será especificado o fluxo de calor em função do tempo após o menisco, conforme apresentado na equação 2.3 [1].

$$q = Area \times (A - B\sqrt{t}) \quad (\text{Eq. 2.3})$$

Na equação 2.3  $q$  é o fluxo de calor dado em kW/m<sup>2</sup> e  $t$  é o tempo após o menisco.

Na equação 2.4 é apresentada a taxa de extração de calor no molde.

$$Q = \dot{m} C_p \Delta T \quad (\text{Eq. 2.4})$$

Na equação 2.4  $Q$  é a taxa de extração de calor [W],  $\dot{m}$  é a vazão de água na face [kg/s],  $C_p$  é o calor específico da água [J/kg °C] e  $\Delta T$  é a variação de temperatura da água entre a entrada e saída das placas do molde.

$A$  e  $B$  são variáveis com unidade de [kW/m<sup>2</sup>] e [kW/m<sup>2</sup> t<sup>1/2</sup>], respectivamente. Estas variáveis serão definidas igualando as equações 2.3 e 2.4 e considerando a relação entre  $A/B = 12,2$ , mantendo a relação entre as constantes utilizadas no trabalho de Savage e Pritchard [11].

Para definição das condições de contorno no resfriamento secundário foi desenvolvido um algoritmo para determinar, em função do comprimento das zonas de resfriamento, posição e diâmetro dos rolos, as condições de extração de calor (i) através do contato da superfície da placa com os rolos, (ii) região seca com extração de calor radiação principalmente, (iii) região de incidência do spray e (iv) região de escoamento e acúmulo de água. Estas regiões são ilustradas na figura 2.2, adaptado de Schwerdtfeger [12].

A extração de calor devido ao contato dos rolos com a placa é obtida pela implementação da equação 2.5.

$$q_{roll} = 11513,7 \times T_s^{0,7556} \times V_C^{-0,2010} \times (2\theta)^{-0,1039} \quad (\text{Eq. 2.5})$$

Onde  $q_{roll}$  é o fluxo de calor, W/m<sup>2</sup>,  $T_s$  é a temperatura superficial da placa, °C,  $V_C$  é a velocidade de lingotamento, m/min, e  $\theta$  o ângulo de contato entre a placa e o rolo, que pode variar de 4° a 16° sendo este considerado como um parâmetro de entrada do modelo por Javurek et al. [13].

Com o ângulo de contato é definido o comprimento de contato entre a superfície da placa e o rolo, conforme equação 2.6.

$$C_{contato} = \pi D \frac{\theta}{360} \quad (\text{Eq. 2.6})$$

Na equação 2.6  $D$  é o diâmetro do rolo [mm], que varia em função da posição na máquina e  $C_{contato}$  é o comprimento de contato entre a placa e o rolo em [mm].

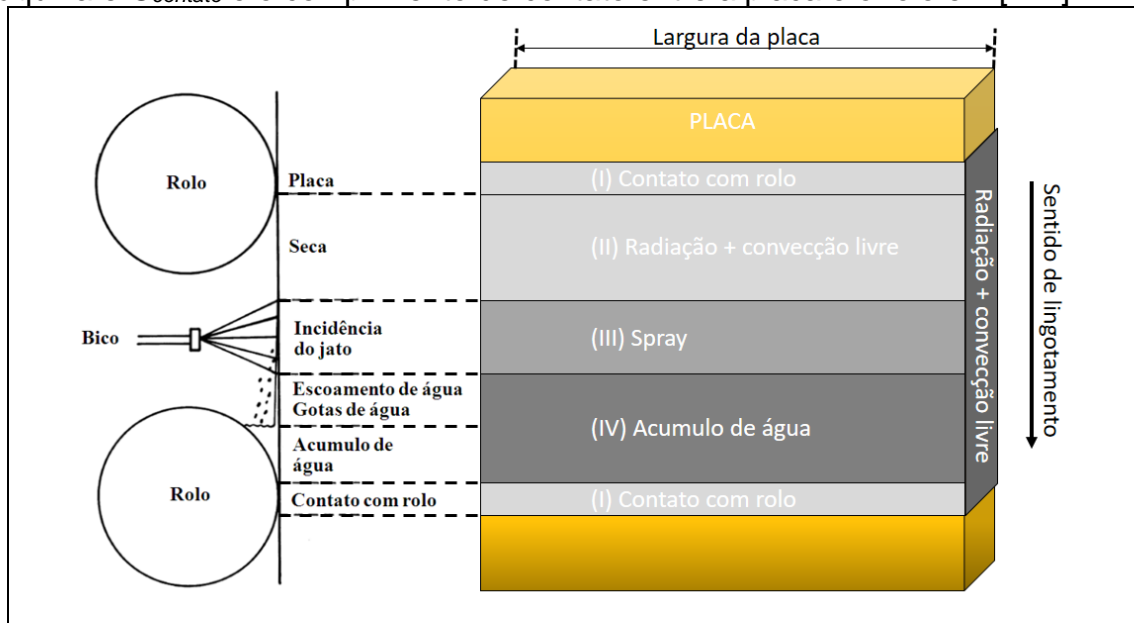


Figura 2.2 - Regiões de transferência de calor no resfriamento secundário [12].

A região de transferência de calor por radiação pode ser representada pela equação 2.7 para a obtenção do coeficiente de transferência de calor.

$$h_{rad} = \sigma \times \varepsilon_{aço} \times (T_S^2 + T_{amb}^2) (T_S + T_{amb}) \quad (\text{Eq. 2.7})$$

Onde  $h_{rad}$  é o coeficiente de transferência de calor por radiação,  $W/m^2 K$ ,  $\sigma$  é a constante de Stefan-Boltzmann,  $5,67 \times 10^{-8} W/m^2 K^4$ ,  $T_S$  e  $T_{amb}$  são as temperaturas superficial da placa e do ambiente em K,  $\varepsilon_{aço}$  é a emissividade do aço que, conforme apresentado por Zhang et al. [8], pode ser ajustada em função da temperatura superficial da placa,  $T_S$ , conforme apresentado na equação 2.8.

$$\varepsilon_{aço} = \frac{0,85}{(1 + \exp(42,68 - 0,02682xT_S))^{0,0115}} \quad (\text{Eq. 2.8})$$

Nozaki et al. [14] desenvolveu um modelo de solidificação unidimensional para realizar variações no padrão de resfriamento secundário com o objetivo de reduzir a ocorrências de defeitos superficiais de placas obtidas via lingotamento contínuo. Para obtenção dos coeficientes de transferência de calor no resfriamento secundário, os autores adaptaram uma expressão obtida experimentalmente por Shimada e Mitsutsuka [15], dividindo-a por um coeficiente de ajuste adimensional, permitindo desta forma a consideração da eficiência de refrigeração devido à configuração de cada máquina ou até mesmo do tipo de bico de spray utilizado. Para considerar a extração de calor devido à incidência do spray na superfície da placa foi implementada a equação 2.9 [14].

$$h_{spray} = \frac{1,57 (FMARG \times \dot{w})^{0,55} (1 - 0,0075 T_W)}{\alpha} \quad (\text{Eq. 2.9})$$

Na equação 2.9,  $h_{spray}$  é o coeficiente de transferência de calor para o spray [ $W/m^2 K$ ],  $\dot{w}$  é o fluxo de água [ $l/m^2 s$ ],  $T_W$  é a temperatura da água [ $^{\circ}C$ ],  $\alpha$  é o

coeficiente de ajuste adimensional e  $FMARG$  é o percentual de fluxo de água dos bicos de spray centrais que foi considerado nos bicos das margens da placa, normalmente este percentual aumenta com a largura da placa.

Máquinas de lingotamento de placas são projetadas com possibilidade de regulagem diferente entre as vazões de água dos bicos de spray centrais e dos da margem. Tanto a fração de fluxo de água de spray, em referência ao fluxo de água nos bicos centrais, quanto o comprimento da margem são valores de entrada por zona e geral da máquina, respectivamente.

Na região abaixo da incidência do spray é considerada a extração de calor devido à evaporação de água que escoar e acumula acima dos rolos. Para considerar o resfriamento por evaporação na superfície superior, usou-se a equação 2.10, e para a face inferior, a equação 2.11 Zhang et al. [8].

$$h_{eva} = (1 + J)h_{rad} \quad (\text{Eq. 2.10})$$

$$h_{eva} = \left(1 + J \left[1 - \text{sen} \left(\frac{2Z}{\pi r}\right)\right]\right) h_{rad} \quad (\text{Eq. 2.11})$$

Onde  $J$  é uma constante adimensional da máquina que para *air-mist* é 1,5 e 3 para sprays só com água,  $Z$  é a distância do início do arco da máquina até o comprimento simulado [m],  $h_{rad}$  é o coeficiente de transferência de calor por radiação,  $r$  é o raio principal da máquina.

## 2.1 Modelos Periféricos

Neste tópico serão descritos os modelos de propriedades termo físicas do aço como: condutividade térmica, calor específico, temperatura de *solidus* e *liquidus* e fração de sólido e líquido.

### 2.1.1 Propriedades Termofísicas do Aço

A condutividade térmica foi considerada como sendo função da temperatura do aço,  $T_s$ , conforme apresentada na equação 2.12 [16].

$$k = \begin{cases} 59,4 - 0,0418T, & T < 800 \\ 18,4 + 0,0094T, & T_L \leq T \leq 800 \\ 43,0, & T > T_L \end{cases} \quad (\text{Eq. 2.12})$$

Como forma de considerar a homogeneização térmica na fase líquida devido à convecção foi utilizada a equação 2.13. O coeficiente  $C$  que pode variar entre 5 e 10 obtendo a condutividade térmica efetiva,  $k_{ef}$ , para o aço líquido. Esta aproximação foi proposta por Mizikar [10].

$$k_{ef} = k_s [f_s + (1 - f_s)C] \quad (\text{Eq. 2.13})$$

Na equação 2.13,  $k_s$  é a condutividade térmica obtida para a temperatura *solidus* [W/m K] e  $f_s$  é a fração de sólidos [adimensional].

O calor específico foi considerado conforme apresentado na equação 2.14 [17].

$$C_p = \begin{cases} 2,368 - 1,492 \times 10^{-2}T + 4,107 \times 10^{-5}T^2 - 4,696 \times 10^{-8}T^3 + 1,953 \times 10^{-11}T^4 & T \leq 1033K \\ 7,802 - 5,278 \times 10^{-3}T - 3,676 \times 10^{-6}T^2 + 1,388 \times 10^{-9}T^3 + 1,031 \times 10^{-12}T^4 & 1033K < T \leq 1200K \\ 0,703 & 1200K < T \leq T_L K \\ 0,715^* & T_S K < T \leq T_L K \\ 0,720 & T > T_L K \end{cases} \quad (\text{Eq. 2.14})$$

\*valor adaptado.

O calor específico equivalente,  $C_p^{eq}$  foi utilizado para modelar a dissipação de calor latente de fusão na frente de solidificação, conforme apresentado na equação 2.15 [18].

$$C_p^{eq} = C_p + L_f \frac{df_l}{dT} \quad (\text{Eq. 2.15})$$

Na equação 2.15,  $C_p$  é o calor específico [J/kg K],  $T$  é a temperatura em [K],  $T_S$  e  $T_L$  são as temperaturas de *solidus* e *liquidus*, respectivamente.

A temperatura de fusão do metal puro foi considerada como 1536 °C e as temperaturas de *liquidus* e *solidus* foram obtidas pelas equações 2.16, 2.17, 2.18 e 2.19 [19].

$$T_L = 1536 - \Delta T_L \quad (\text{Eq. 2.16})$$

$$\Delta T_L = 78 \%C + 7,6 \%Si + 4,9 \%Mn + 34,4 \%P + 38 \%S + 3,6 \%Al \quad (\text{Eq. 2.17})$$

$$T_S = 1536 - \Delta T_S \quad (\text{Eq. 2.18})$$

$$\Delta T_S = 415,5 \%C + 12,3 \%Si + 6,8 \%Mn + 124,5 \%P + 183,9 \%S + 4,1 \%Al \quad (\text{Eq. 2.19})$$

### 2.1.2 Fração de Fases Sólida e Líquida do Aço

Para os cálculos apresentados nas equações 2.13 e 2.15 é necessário conhecer a fração de líquidos e a variação destes parâmetros em referência à variação da temperatura. A obtenção destes parâmetros pode ser feita por meio de três métodos: (i) variação linear (ii) regra da alavanca e (iii) Scheil. Os três métodos estão implementados no programa desenvolvido, mas para o presente estudo as simulações foram realizadas considerando o modelo de regra da alavanca.

Nas equações 2.20 e 2.21 são apresentadas as formas de calcular as frações de líquido e a variação deste parâmetro em relação à variação da temperatura, pela regra da alavanca [17].

$$f_L = \frac{(T_0 - T_L) - k(T_0 - T)}{(1 - k)(T_0 - T)} \quad (\text{Eq. 2.20})$$

$$\frac{df_L}{dT} = \frac{(T_0 - T_L)}{(1 - k)(T_0 - T)^2} \quad (\text{Eq. 2.21})$$

Nas equações 2.20 e 2.21,  $T_0$  é a temperatura de fusão do metal puro, que para o caso do aço foi considerada de 1536 °C, e  $k$  é o coeficiente de partição dado pela equação 2.22.

$$k = \frac{(T_0 - T_L)}{(T_0 - T_S)} \quad (\text{Eq. 2.22})$$

## 2.2 Validação do Modelo

Para validar o modelo foram realizadas medições das espessuras da camada de aço solidificada em duas placas oriundas de rompimento de pele. Os parâmetros de lingotamento foram utilizados nas simulações e os resultados de espessura comparados.

Para medições de temperatura superficial da placa, foram utilizados termopares tipo K com bitola de 3 mm e 70 m de comprimento, com isolamento mineral. A ponta do termopar foi modificada de forma a possibilitar o ancoramento junto à superfície da placa, evitando o escorregamento. O termopar foi inserido após o segmento de

encurvamento. Também foram realizadas medições com câmera termográfica para obtenção do perfil de temperatura da placa em função da largura na região de descurvamento da placa e na saída da máquina.

### 3 RESULTADOS E DISCUSSÃO

Foi desenvolvido um modelo parametrizado para máquinas de lingotamento contínuo de seções transversais retangulares. No presente estudo os parâmetros de máquina foram configurados conforme a máquina de lingotamento contínuo de placas da Gerdau Ouro Branco. As condições de contorno foram adequadas no modelo para realização de simulação para comparação entre os resultados obtidos no modelo com as espessuras de camada solidificada medidas de placas oriundas de rompimento de pele e medições de temperatura por termopares e câmera termográfica.

Na tabela 3.1 são apresentadas as condições de contorno para os casos utilizados para validação do modelo.

Tabela 3.1 – Condições de contorno para os casos a serem simulados para validação do modelo.

Casos	C.01	C.02	C.03
Teor carbono [%]	0,15	0,16	0,16
Superaquecimento [°C]	15	29	32
Temperatura inicial do aço [°C]	1536	1546	1548
Velocidade de lingotamento [m/min]	0,76	0,86	0,90
Largura [mm]	995	1264	2100
Espessura [mm]	250	220	250
Vazão de água – Faces estreitas do molde [l/min]	530	530	530
Vazão de água – Faces largas do molde [l/min]	5000	5000	5000
$\Delta T$ da água – Faces estreitas do molde [°C]	5,6	6,3	6,5
$\Delta T$ da água – Faces largas do molde [°C]	2,4	3,7	5,4

#### 3.1 Análise de Independência de Malha e Passo de Tempo

Para análise de independência de malha e passo de tempo foram utilizadas as condições de contorno e parâmetros no modelo, idênticos aos considerados no caso C.02. Na tabela 3.2 são apresentadas as malhas utilizadas para realizar a análise de independência de malha.

Tabela 3.2 – Parâmetros de malha utilizados nas simulações para análise de independência de malha e passo de tempo.

Malha	Direção X - Largura		Direção Y - Espessura		Número total de elementos	Tempo para simulação [s]
	Número de nós	Delta X [m]	Número de nós	Delta Y [m]		
M.01	101	0,0126	17	0,0137	1.600	8
M.02	161	0,0079	25	0,0092	3.840	45
M.03	211	0,0060	35	0,0065	7.140	140
M.04	161	0,0079	70	0,0032	11.040	329

As simulações foram realizadas em um computador HP Core i5-6300U CPU @ 2.400GHz com 8,00 GB de memória RAM. Foram considerados dois eixos de simetria, sendo então realizada as simulações em 1/4 do domínio.



Na figura 3.1 são apresentados os resultados de temperatura superficial da placa em função da distância do menisco obtidos utilizando os diferentes parâmetros de malha apresentados na tabela 3.1. Os resultados de perfil de temperatura para as malhas M.01 e M.02 apresentam diferenças significativas dos resultados obtidos utilizando as malhas M.03 e M.04. Como o tempo para realização das simulações não é tão alto, optou-se em utilizar a M.04.

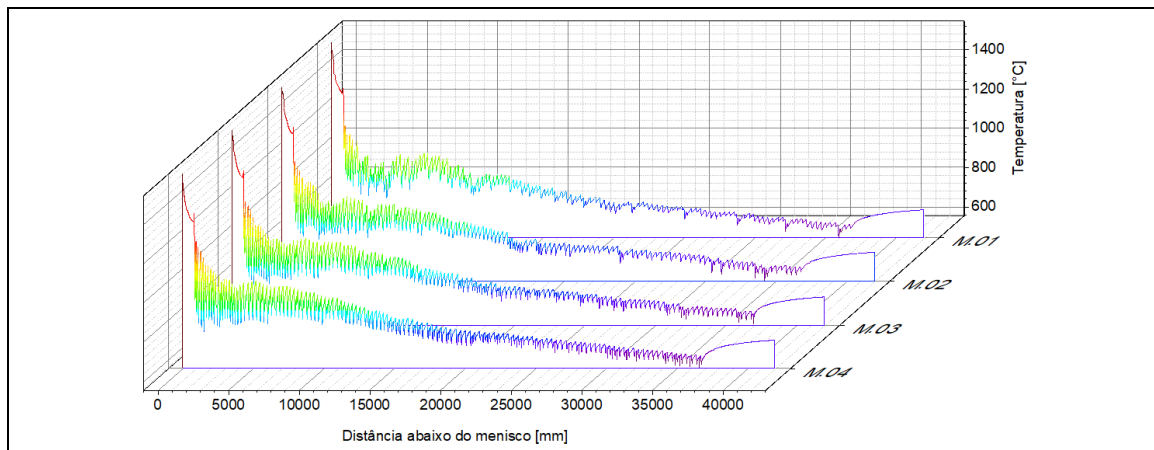


Figura 3.1 – Temperatura superficial da placa no centro da largura em função da distância do menisco, para diferentes malhas.

### 3.2 Validação do Modelo

Na figura 3.2 é apresentada a comparação entre as espessuras da camada de aço solidificada, em função da distância abaixo do menisco dos resultados obtidos experimentalmente com os obtidos nas simulações.

Meng e Thomas [20] ressaltou as dificuldades em realizar comparações entre resultados de espessura da camada de aço solidificado obtidos em modelos matemáticos com os obtidos em sucatas de placas oriundas de rompimento de pele. A comparação entre os resultados experimentais e os obtidos para fração de sólidos de 0,1 torna-se razoável pela existência do aço líquido interdendrítico, aprisionado pela tensão superficial durante a drenagem do aço após o rompimento de pele.

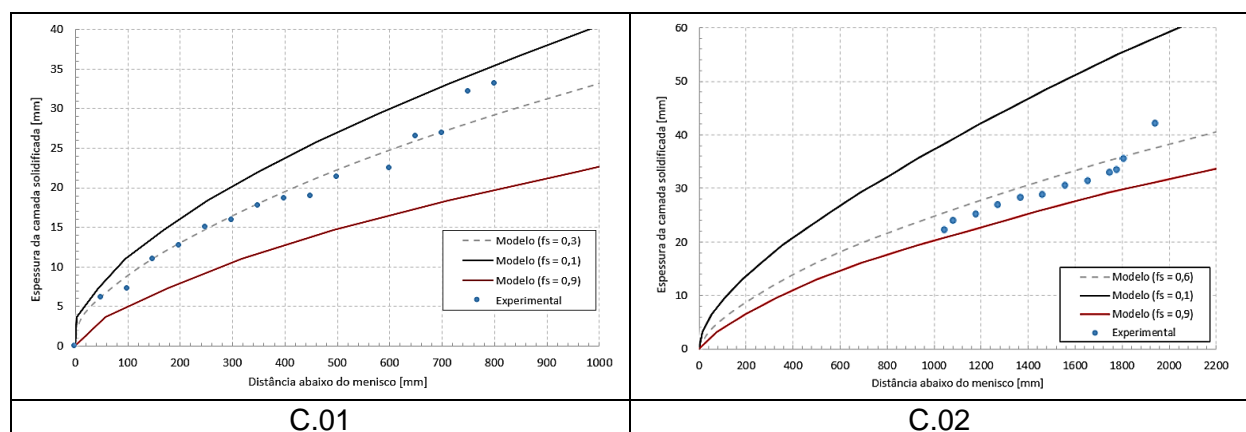


Figura 3.2 – Comparação entre os resultados de espessura de camada de aço solidificada em função da distância abaixo do menisco entre os resultados experimentais e calculados utilizando o modelo.

Sendo assim, conforme apresentado na figura 3.2 os resultados experimentais com os do modelo apresentaram uma ótima concordância para a fração de sólidos igual à 0,3 e 0,6. O tempo de drenagem nos dois casos não foi medido, mas para o caso

C.02 a causa raiz foi identificada como arraste do cordão de escória que fragilizou a pele vindo a romper na região do *bender*. Neste caso não foi identificado um furo, mas sim um rasgo em quase toda a largura da placa podendo-se inferir um tempo de drenagem baixo o que aproxima a espessura da camada de aço solidificada final da espessura antes do rompimento de pele.

Na figura 3.3 é apresentado o resultado da medição de temperatura por meio da inserção do termopar entre a superfície da placa e os rolos, bem como medições de temperatura entre os segmentos 7 e 8 e na saída da máquina.

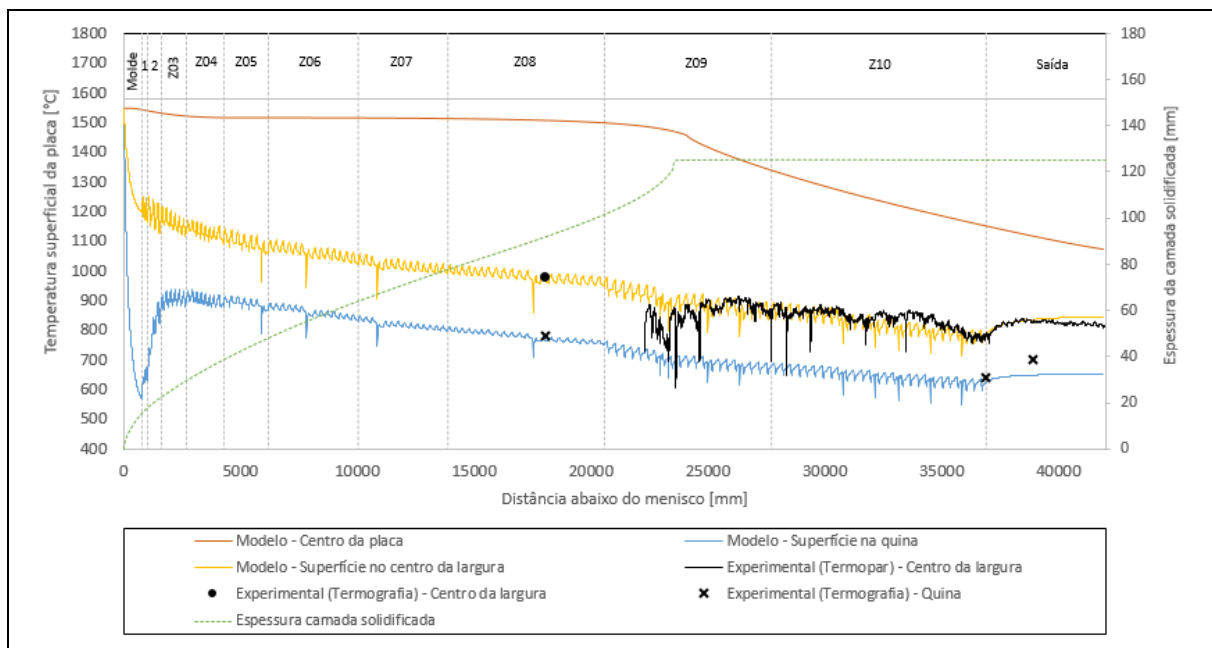


Figura 3.3 – Comparação entre os resultados de medições de temperatura e os resultados obtidos com o modelo para o caso (C.03), aço médio carbono.

Os resultados experimentais foram comparados com os obtidos por simulação, considerando as condições de contorno, e apresentaram concordância. Sendo assim, o modelo desenvolvido foi validado e pode ser utilizado para auxiliar nas alterações de processo que visam, por exemplo, a melhoria da qualidade interna e superficial de placas. Os resultados obtidos pelo modelo fornecem grandes níveis de detalhes de temperaturas e espessura da camada de aço solidificada. Na figura 3.4 é apresentado o perfil de temperatura superficial da placa em duas dimensões e perfis da temperatura em função da largura e ao longo do comprimento da máquina.

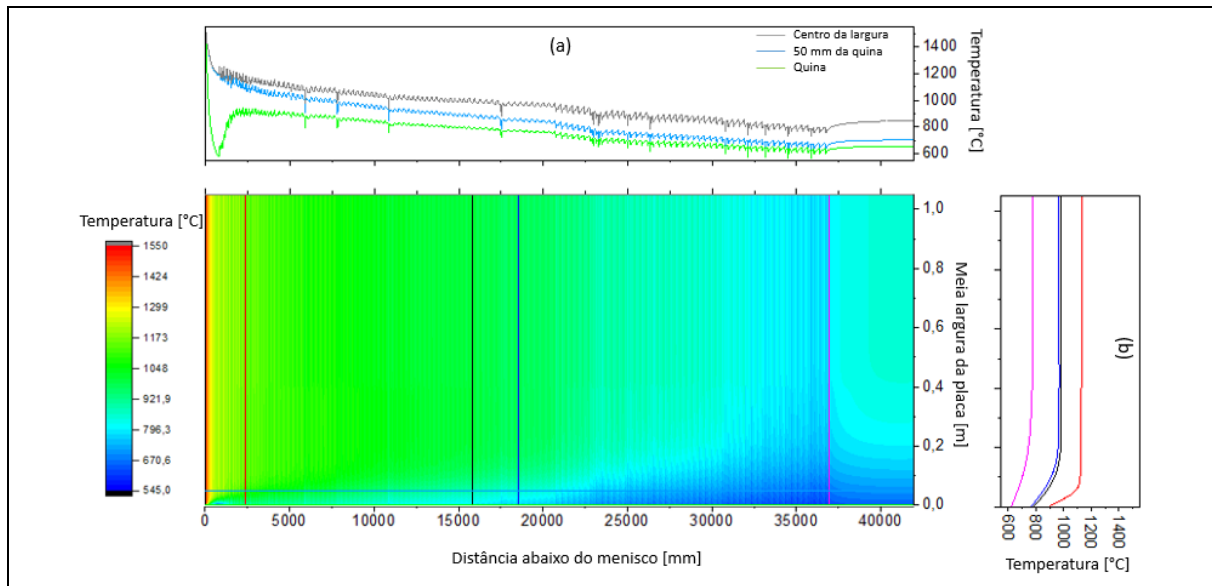


Figura 3.4 – Perfil da temperatura superficial da placa em função do comprimento da máquina (a) e em função da largura (b).

## 4 CONCLUSÃO

Um modelo de transferência de calor e solidificação foi desenvolvido de forma que possibilite a adequação para máquinas de lingotamento contínuo de seção transversal retangular. São consideradas adequações do fluxo e perfil de extração de calor no molde e no resfriamento secundário a cada intervalo entre rolos foram consideradas 4 regiões: (i) contato com os rolos, (ii) radiação, (iii) incidência do spray e (iv) acúmulo de água. Foi utilizada técnica de inserção de termopar, para obtenção do perfil de temperatura em função da distância do menisco, e medições de temperatura utilizando câmera termográfica. Medições de espessura de camada de aço solidificada foram obtidos para região do molde e *bender* em placas oriundas de rompimento de pele. Os resultados experimentais foram comparados com os obtidos por simulação e apresentaram ótima concordância. Sendo assim, o modelo desenvolvido foi validado e pode ser utilizado para auxiliar nas alterações de processo que visam, por exemplo, a melhoria da qualidade interna e superficial de placas para a máquina de lingotamento contínuo de placas da Gerdau Ouro Branco.

## Agradecimentos

Os autores agradecem o apoio das equipes de lingotamento de placas e acabamento da Gerdau Ouro Branco e ao programa de pós-graduação PPGEM/UFMG pelo apoio em todo desenvolvimento do estudo.

O presente trabalho foi realizado com apoio da Coordenação de Aperfeiçoamento de Pessoal de Nível Superior - Brasil (CAPES) - Código de Financiamento 001.

## REFERÊNCIAS

- 1 THOMAS, B. G., BRIMACOMBE, J. K., SAMARASEKERA, I. V. *The Formation of Panel Cracks in Steel Ingots: A State-of-the-Art Review*, ISS Transactions, v.7, pp. 7-20, 1986.

- 2 MENG Y.; THOMAS B. G. Heat-Transfer and Solidification Model of Continuous Slab Casting: CONID-Metallurgical and Materials Transactions B–Vol. 34B, October 2003.
- 3 SENGUPTA, J., THOMAS, B. G., WELLS, M. A. *Understanding the Role Water-cooling Plays during Continuous Casting of Steel and Aluminum Alloys*. In: MS&T 2004 Conference Proceedings. New Orleans. Warrendale: AIST, (2004). pp. 179-193.
- 4 PATANKAR, S. V. *Numerical Heat Transfer and Fluid Flow*. Hemisphere Publishing Corporation, 1980. 197p.
- 5 MALISKA, C. R. *Transferência de Calor e Mecânica dos Fluidos Computacionais*. Livros Técnicos e Científicos Editora S. A., 1995. 424p.
- 6 ASSUNÇÃO, C. S. *Determinação da Distribuição de Água no Resfriamento Secundário do Lingotamento Contínuo da Vallourec Tubos do Brasil e de seus Efeitos sobre o Comportamento Térmico do Aço*. Belo horizonte: Escola de Engenharia da UFMG, 2014. 211p. (Tese, Doutorado em Engenharia Metalúrgica).
- 7 CUNHA, P. H. C. P.; BARTEX, S. L. T., BARCELLOS, V. K., SANTOS, C. A., JUNIOR, J. A. S. *Aplicação de Software de Simulação para o Processo de Lingotamento Contínuo*. 61º Congresso Anual da ABM. São Paulo: 2006. pp. 4235-4243.
- 8 ZHANG, J., CHEN, D., WANG, S., LONG, M. *Compensation Model of Superheat and Cooling Water Temperature for Secondary Cooling of Continuous Casting*. Steel Research International. Vol. 82, (2011), pp. 213–221.
- 9 LAIT, J. E., BRIMACOMBE, J. K., WEINBERG, F. *Mathematical Modeling of Heat Flow in the Continuous Casting of Steel: Ironmaking and Steelmaking* (1974), vol. 2, pp. 90-97.
- 10 MIZIKAR, E. A. *Spray Cooling Investigation for Continuous Casting of Billets and Blooms*. Iron and Steel Engineer. Vol. 47, (1970). Pp. 125-132.
- 11 SAVAGE, J., PRITCHARD, W.H. *The Problem of Rupture of the Billet in the Continuous Casting of Steel*. Journal of Iron Steel Institute. (1954), Nov., pp. 269-277.
- 12 SCHWERDTFEGGER, K. *Heat Withdrawal in Continuous Casting of Steel*. The AISE Steel Foundation, Pittsburgh, PA. Vol. 4 (2003).
- 13 JAVUREK, M.; LADNER, P.; WATZINGER, J.; WIMMER, P.; SHAN, G. *Secondary Cooling: Roll Heat Transfer during Dry Casting*. Proc. METEC ESTAD conf. 2015.
- 14 NOZAKI, T., MATSUNO, J., MURATA, K., OOI, H., KODAMA, M. *A Secondary Cooling Pattern for Preventing Surface Cracks of Continuous Casting Slab*. Transactions ISIJ, Vol. 18 (1978), pp. 330-338.
- 15 SHIMADA, M., MITSUTSUKA, M. *On Heat Transfer Coefficient by Forced Water Cooling to Carbon Steel*. Tetsu-to-Hagane, Vol. 52 (1966), pp. 1643-1645.
- 16 THOMAS, B. G., SAMARASEKERA, I. V., BRIMACOMBE, J. K. *Mathematical Model of the Thermal Processing of Steel Ingots: Part I. Heat Flow Model*, Metallurgical Transactions B, v. 18B, pp. 119-130, 1987.
- 17 KIM, Y. FAROUK, B. KEVERIAN, J. A *Mathematical Model for Thermal Analysis of Thin Strip Casting of Low Carbon Steel*. Journal of Engineering for Industry – Transactions of ASME, 1991, Vol. 113, p. 52-58.
- 18 WON, Y. M., THOMAS, B. G. *Simple Model of Microsegregation during Solidification of Steels* YOUNG-MOK - Metallurgical And Materials Transactions A- Volume 32a, July 2001—1755
- 19 HOWE, A. A. *Estimation of Liquidus Temperatures for Steels*. Ironmaking and Steelmaking, Vol. 15, N° 3, p. 134-142; 1988.
- 20 MENG, Y., THOMAS, B. G. *Heat-Transfer and Solidification Model of Continuous Slab Casting: CONID*, Metallurgical and Materials Transactions B, v. 34B, n.5, pp. 685-705, Oct., 2003.