

UTILIZAÇÃO DE CRITÉRIOS METALÚRGICOS NO LINGOTAMENTO CONTÍNUO PARA CONSTRUÇÃO E VALIDAÇÃO DE UM MODELO MATEMÁTICO DA SOLIDIFICAÇÃO*

Francisco Diego Araruna da Silva¹
Alex Maia do Nascimento²
Victor Alves Wanderley³
Cleiton Batista Gomes⁴
Oscar Olímpio de Araújo Filho⁵

Resumo

A necessidade de elevados patamares de competitividade na indústria do aço tem levado à utilização cada vez mais frequente, por parte daqueles que utilizam lingotamento contínuo, de ferramentas de modelagem matemática da solidificação. A construção dessas ferramentas, por sua vez, possui uma etapa importante de validação, onde devem ser comparados os resultados simulados com dados reais do processo sendo estudado. Dessa forma, o presente trabalho tem como objetivo utilizar critérios metalúrgicos de qualidade e processo no lingotamento contínuo para auxiliar na construção e validação de um modelo matemático da solidificação de tarugos de aço. Uma vez que há na literatura diversas formulações para os coeficientes de transferência de calor na refrigeração primária (molde) e secundária (zona de *sprays*), foram realizadas análises – a luz dos critérios metalúrgicos – dos resultados simulados com nove combinações dessas formulações, sendo possível, ao final, determinar qual combinação melhor modela o processo (ou máquina) em estudo.

Palavras-chave: Lingotamento contínuo; Solidificação; Modelamento; Critérios metalúrgicos.

CONSTRUCTION AND VALIDATION OF A CONTINUOUS CASTING SOLIDIFICATION MODEL USING METALLURGICAL CRITERIA

Abstract

The need for high levels of competitiveness in the steel industry has led to increasingly use of solidification models by those who use continuous casting. During the construction of these models, it is necessary to validate the model results by comparing them with field results from the continuous casting machine being studied. Thus, this work aims to use quality and process metallurgical criteria to assist the construction and validation of a steel billet continuous casting solidification model. Once technical literature has many formulations for the heat transfer coefficients (mould and spray colling), one has analysed the model results using nine combinations of these formulations and it was decided which combination resulted in the more accurate model of the process studied.

Keywords: Continuous casting; Solidification; Modeling; Metallurgical criteria.

- ¹ Mestre em Engenharia de Materiais, Assessor Técnico de Aciaria, Gerdau Aços Brasil.
- ² Doutor em Engenharia de Materiais, Consultor Técnico de P&D, Gerdau Aços Brasil.
- ³ Graduando em Engenharia Mecânica, Universidade Federal de Pernambuco.
- ⁴ Graduando em Engenharia Mecânica, Faculdade Estácio, Assistente Técnico de Aciaria.
- ⁵ Doutor em Engenharia de Materiais, Professor Adjunto, Universidade Federal de Pernambuco.

1 INTRODUÇÃO

O processo de lingotamento contínuo tem sido empregado em larga escala na indústria do aço no mundo inteiro [1]. A necessidade de elevados patamares de competitividade na indústria do aço tem levado à utilização cada vez mais frequente, por parte daqueles que utilizam lingotamento contínuo, de ferramentas de modelagem matemática da solidificação. O emprego dessas ferramentas permite a otimização do processo de lingotamento sem a necessidade de extensivos e custosos experimentos de campo, uma vez que é possível integrar métodos de otimização ao modelo de solidificação, robustecendo-o [2-6].

No entanto, faz-se importante uma avaliação prévia do grau de ajuste do modelo à máquina de lingotamento contínuo estudada. Isso ocorre pelo fato de que estão disponíveis na literatura diversas estratégias de modelamento e modelos de cálculo das variáveis de transferência de calor. Com o modelo devidamente validado, tem-se disponível uma ferramenta poderosa para a garantia da estabilidade operacional e para a melhoria contínua do processo.

Os perfis da temperatura da superfície, temperatura do centro e espessura solidificada, obtidos via modelamento matemático, permitem a realização de diversas avaliações acerca do processo de lingotamento contínuo simulado. Isso é possível a partir da comparação de informações extraídas dessas curvas com os critérios metalúrgicos de processo e qualidade no lingotamento contínuo disponíveis na literatura, sendo os principais:

- Critério 1: Espessura da casca solidificada na saída do molde [3,4,7,8]: A espessura da casca solidificada na saída do molde deve ser maior que um valor mínimo, geralmente definido como 10% da espessura do produto final. Essa restrição implica em uma baixa probabilidade de ocorrência de *breakouts* causados pelas tensões de extração e a pressão ferrostática exercida pela poça líquida.
- Critério 2: Temperatura no ponto de desempenho (extração): A temperatura da superfície (T_s) do tarugo no ponto de desempenho/extração será definido de modo evitar a zona de baixa ductilidade do aço a altas temperaturas (ou seja, evitar $T > 1200^\circ\text{C}$) [9,10] e a zona de baixa ductilidade do aço a baixas temperaturas (evitar $T < 850^\circ\text{C}$) [9,11,12].
- Critério 3: Reaquecimento entre zonas [10,13]: O reaquecimento ocorre quando o tarugo passa de uma zona de refrigeração com uma maior eficiência para outra com menor taxa de resfriamento. O reaquecimento leva ao desenvolvimento de tensões trativas (causadas pela expansão da superfície) na parte interior da casca sólida a qual, como visto anteriormente, é frágil a temperaturas acima de 1200°C (zona de baixa ductilidade de altas temperaturas). Vistas no plano transversal, essas tensões trativas atuam paralelas à superfície, e assim essas trincas se formam perpendicularmente à superfície. Recomenda-se que o reaquecimento máximo ao longo do processo seja de 150°C .
- Critério 4: Comprimento metalúrgico [14,15]: A solidificação do tarugo deve estar completa antes do ponto de corte do tarugo, de modo a evitar problemas de rechupe e, em casos extremos, a projeção de aço líquido ou pastoso (do núcleo do tarugo) no momento do corte.

O presente trabalho tem como objetivo utilizar critérios metalúrgicos de qualidade e processo no lingotamento contínuo para auxiliar na construção e validação de um modelo matemático da solidificação de tarugos de aço. Uma vez que há na literatura

diversas formulações para os coeficientes de transferência de calor na refrigeração primária (molde) e secundária (zona de *sprays*), objetiva-se comparar os resultados simulados (usando nove combinações dessas formulações) com resultados reais do processo, visando obter a combinação de formulações que melhor modela o processo (ou máquina) em estudo.

2 MATERIAIS E MÉTODOS

2.1 Modelo de Solidificação e Formulações para h_g

O método utilizado para o modelamento da transferência de calor no lingotamento contínuo foi a mesma já adotada por diversos autores, cujas referências encontram-se disponíveis na literatura [2-4,16]. No presente trabalho utilizou-se o método dos volumes finitos (MVF) para a resolução das equações de transferência de calor. As condições de contorno utilizadas nesse método de modelamento são:

- *Tempo*: no tempo $t=0$, o perfil de temperatura da área de controle no menisco ($z=0$) é igual à temperatura de lingotamento;
- *Linha central do tarugo*: considerando um fluxo de calor simétrico nos planos centrais, o calor não flui através deles (adiabático);
- *Superfície externa do tarugo*: a condição de contorno da superfície representa as três zonas de resfriamento, as quais são caracterizadas pelo coeficiente de transferência de calor h_g [W/m²K] de cada zona (Equação 1):

$$\begin{aligned} x = 0, \quad 0 \leq y \leq \frac{Y}{2}, \quad -k \frac{\partial T}{\partial x} &= h_g (T_{superfície} - T_{ambiente}) \\ y = 0, \quad 0 \leq x \leq \frac{X}{2}, \quad -k \frac{\partial T}{\partial y} &= h_g (T_{superfície} - T_{ambiente}) \end{aligned} \quad (1)$$

Para determinar ou estimar os coeficientes de transferência de calor (h_g) metal/molde e *sprays* existem diversas formulações, como as apresentadas na Tabela 1 para o molde e na Tabela 2 para os *sprays*.

Tabela 1. Algumas formulações para o coeficiente de transferência de calor no molde (h_g).

Referência/Uso	Formulação	Comentário
Toledo (1993) [17] Tarugos e Placas	$h_g = (0,071 \cdot e^{-tempo} + 2,328 \cdot e^{-tempo/9,5} + 0,698) \cdot 1000$ [W/m ² K]	<ul style="list-style-type: none"> • Valor variável ao longo do molde • Obtido experimentalmente onde tempo=L_z/V_{ling}
Lait (1974) [18] Tarugos e Placas	$\bar{h}_g = (1,696 - 0,0162 \cdot t_{molde}) \cdot 1000$ [W/m ² K]	<ul style="list-style-type: none"> • Valor médio e constante • Obtido experimentalmente
Silva (1996) [19] Tarugos e Placas	$\bar{h}_g = 1004,6 \cdot \exp(-0,02 \cdot t_{molde})$ [W/m ² K]	<ul style="list-style-type: none"> • Valor médio e constante • Obtido experimentalmente

onde: $t_{molde} = L_M/V_{ling}$, tempo de residência do tarugo no molde; L_M =comprimento do molde; V_{ling} =velocidade de lingotamento ; L_z =distância percorrida em z.

Tabela 2. Algumas formulações para o coeficiente de transferência de calor nos *sprays*.

Referência/Usos	Formulação	Procedimento Experimental
Mizikar (1970) [20] Tarugos e Placas	$h_g = [0,0776 \cdot \dot{m}^0] \cdot 1000 [\text{W}/\text{m}^2\text{K}]$	<ul style="list-style-type: none"> • Placa inox 304 vertical • $T_{inicial} = 930^\circ\text{C}$ • Pressão=60-620 MPa • Distância bicos/tarugo=102mm
Nozaki (1978) [21] Tarugos e Placas	$h_g = [0,3925 \cdot \dot{m}^{0,55} \cdot (1 - 0,0075 \cdot T_{\text{água}})] \cdot 1000 [\text{W}/\text{m}^2\text{K}]$	<ul style="list-style-type: none"> • Placa aço carbono horizontal • $T_{inicial} = 930^\circ\text{C}$ • Ajuste empírico • Melhor para placa
Bolle (1979) [22] Tarugos e Placas	$h_g = [0,36 \cdot \dot{m}^{0,556}] \cdot 1000 [\text{W}/\text{m}^2\text{K}]$	<ul style="list-style-type: none"> • Placa inox 309 horizontal • $T_{inicial} = 600-1100^\circ\text{C}$

onde: \dot{m}^0 = vazão de água [l/s]; $T_{\text{água}}$ = temperatura da água dos *sprays* [K].

Quanto ao resfriamento terciário, ou região de radiação livre, pode-se utilizar o coeficiente de transmissão de calor devido à radiação, calculado a partir da Equação 2 [23]:

$$h_{rad} = \sigma \cdot \varepsilon \cdot (T_s + T_{amb})(T_s^2 + T_{amb}^2) \quad (2)$$

onde σ =constante de Stefan-Boltzman ($5,67 \cdot 10^{-8} \text{ W}/\text{m}^2\text{K}^4$); ε =emissividade da superfície (0,80 para o aço); T_s =temperatura da superfície do tarugo; T_{amb} =temperatura do ambiente.

2.2 Máquina de Lingotamento e Caracterização Macroestrutural

A máquina de lingotamento contínuo de tarugos estudada possui dois veios e seus principais parâmetros construtivos são mostrados na Tabela 3. O aço utilizado nas simulações e corridas industriais foi o AISI 1025, cujas propriedades termofísicas podem ser encontradas na literatura [24].

Tabela 3. Dados da máquina de lingotamento estudada.

Molde		
Dimensões (lados)	0,12 x 0,12 m	
Sprays		
Comprimento da Zona 1	0,21	m
Comprimento da Zona 2	1,72	m
Radiação Livre		
Distância do Menisco ao Oxícorde	14,4	m
Coeficiente de Transferência de Calor (h_{rad})	150	W/m ² K

Outra técnica utilizada para validação das simulações foi a macrografia de amostras das seções transversais dos tarugos. Foi realizado o lixamento com granulometrias 60 e 80, seguido por ataque químico com solução aquosa de HCl a 20%, de modo a revelar a presença ou não de trincas a meio caminho.

2.3 Seleção das Corridas Industriais

Foram escolhidas 10 corridas industriais para a realização das avaliações dos modelos de transferência de calor no molde e zona de *sprays*. O critério para a escolha das corridas avaliadas foi basicamente abranger uma variada combinação de parâmetros de processo relacionados à transferência de calor, como temperatura e velocidade de lingotamento e quantidade de água na refrigeração secundária – medida pela relação l/kg (razão entre a quantidade de água total da zona de *sprays* e a massa de tarugo produzida). A Tabela 4 apresenta esses parâmetros. Não houveram ocorrências de *breakout*, defeitos superficiais (associados a temperaturas da superfície nas zonas de baixa ductilidade do aço) e rechupe (ou projeção de aço no oxicorte) nas corridas selecionadas.

Tabela 4. Corridas industriais selecionadas para análise. T_L e v_L se referem a temperatura e a velocidade de lingotamento respectivamente.

Corrida	T_L (°C)	v_L (m/min)	Relação l/kg	Breakout?	Defeitos Superficiais?	Rechupe ou projeção de aço no corte?
C1	1557	2,3	1,5	Não	Não	Não
C2	1538	2,6	1,1	Não	Não	Não
C3	1544	2,7	1,5	Não	Não	Não
C4	1556	2,9	1,4	Não	Não	Não
C5	1547	2,9	1,6	Não	Não	Não
C6	1578	2,5	1,2	Não	Não	Não
C7	1551	2,4	1,2	Não	Não	Não
C8	1553	2,9	1,5	Não	Não	Não
C9	1540	2,6	1,3	Não	Não	Não
C10	1525	2,9	1,1	Não	Não	Não

Dessa forma, foram realizadas 90 simulações abrangendo todas as combinações de formulações de h_g (três para o molde, Tabela 1, e três para os *sprays*, Tabela 2) das 10 condições avaliadas. A conclusão acerca de quais formulações melhor se ajustam a máquina de lingotamento contínuo estudada foi realizada comparando os resultados das simulações com os resultados reais de processo mostrados na Tabela 4.

3 RESULTADOS E DISCUSSÃO

3.1 Critério Metalúrgico 1: espessura da casca sólida na saída do molde

Como não houve ocorrência de *breakout* nas corridas avaliadas, pelo critério metalúrgico 1, as espessuras solidificadas na saída do molde foram maiores que 10% da espessura total do tarugo, ou seja, maiores que 12 mm. A Tabela 5 mostra os resultados de espessura na saída do molde para todas as combinações avaliadas. Observa-se que Silva (1994) modelou uma menor transferência de calor no molde, acarretando em espessuras reduzidas da casca sólida ao final da refrigeração primária. A formulação de Lait (1974), por sua vez, foi capaz de identificar três condições críticas para a ocorrência de *breakout*, pelo emprego de altas velocidades

de lingotamento em maiores superaquecimentos (diferença entre a temperatura no distribuidor e a temperatura *liquidus* do aço). Já as com Toledo (1993) não detectou nenhuma condição de alerta em relação a *breakout*.

Tabela 5. Espessuras na saída do molde segundo as simulações. Células em vermelho indicam não atendimento ao Critério 1.

	Toledo (1993)	Lait (1974)	Silva (1996)
C1	15,5	13,5	9,6
C2	14,9	12,8	9,4
C3	14,2	12,5	9,0
C4	14,0	11,8	8,8
C5	13,7	11,8	8,4
C6	14,4	12,7	8,9
C7	15,4	13,3	9,6
C8	13,8	11,8	8,5
C9	14,8	12,8	9,3
C10	14,1	12,1	9,0

De modo a realizar uma melhor avaliação dos modelos quanto a capacidade de previsão de *breakout*, foi analisada uma corrida extra na qual houve a ocorrência de um *breakout* devido um elevado superaquecimento (71°C). A Figura 1 mostra o detalhe dos perfis de espessura solidificada próximo à saída do molde, destacando a região de risco de *breakout*. Observa-se que a simulação com Toledo (1993) não foi capaz de detectar o risco da ocorrência do *breakout* que realmente ocorreu nesse caso.

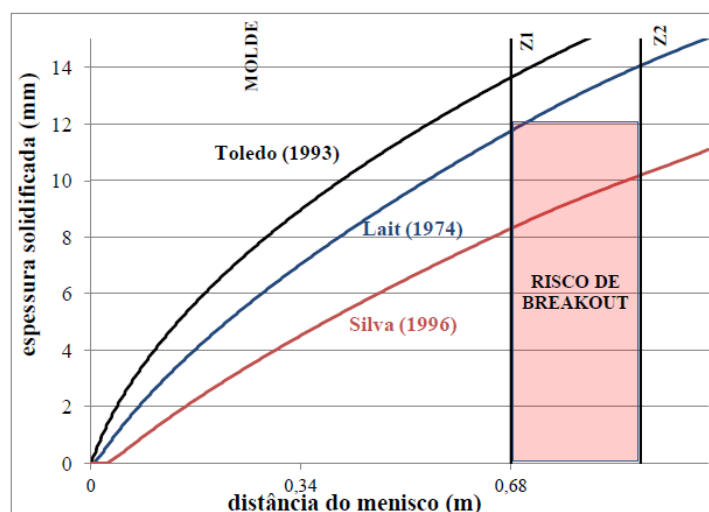


Figura 1. Curva de espessura da casca sólida da corrida em que houve *breakout*, detalhando somente a região do molde e início da zona de *sprays*.

3.2 Critério Metalúrgico 2: temperatura da superfície no desempenho

Todas as combinações de formulações do hg do molde e *sprays* possuíram boa assertividade em relação ao critério metalúrgico 2, uma vez que foram capazes de mostrar que nenhuma corrida apresentou temperaturas dentro das zonas de baixa ductilidade do aço – o que de fato ocorreu na realidade uma vez que não foram observados defeitos superficiais associados a temperaturas fora da faixa ótima no ponto de desempenho/extração. A Figura 2 mostra o exemplo das simulações da

temperatura da superfície das 10 corridas utilizando Lait (1974) + Nozaki (1978), indicando que nenhuma condição apresenta temperaturas fora da faixa ótima ($850^{\circ}\text{C} < T < 1200^{\circ}\text{C}$) no desempenho.

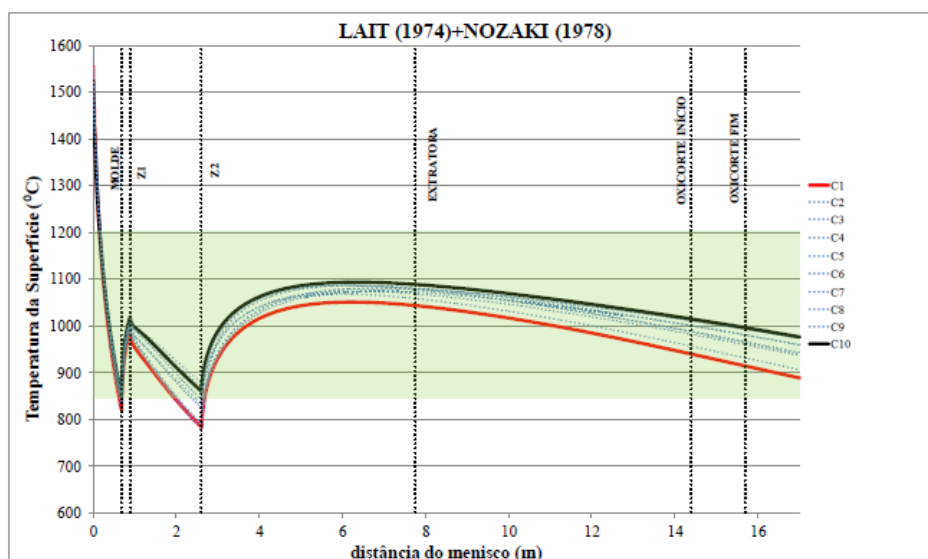


Figura 2. Simulações da temperatura da superfície do tarugo de todas as corridas industriais, sombreando a região de atendimento ao Critério 2.

3.3 Critério Metalúrgico 3: reaquecimento entre zonas

Somente as combinações Toledo (1993) + Nozaki (1978) e Lait (1974) + Nozaki (1978) foram capazes de prever corretamente todas as ocorrências de trincas a meio caminho observadas nas macrografias – isto é, resultaram em simulações que indicaram reaquecimentos acima de 150°C nos pontos em que foram encontradas trincas a meio caminho.

A Figura 3a mostra um exemplo da análise da corrida C10 a luz do Critério Metalúrgico 3. Nela são mostradas as curvas de temperatura da superfície (“Ts”), temperatura do centro (“Tc”) e espessura solidificada (“e”, no eixo secundário). Observa-se dois pontos em que houve reaquecimento acima de 150°C : o primeiro na saída do molde – em que há uma espessura solidificada em torno de 12 mm – e o segundo após a Z2 (entrada da zona de radiação livre) – em que há uma espessura sólida em torno de 30mm. De fato, foram observadas trincas a meio caminho nesses pontos sinalizados como críticos na simulação, conforme mostra a macrografia de um tarugo dessa corrida na Figura 3b. As trincas de número 1 e 2 podem ser associadas ao reaquecimento na saída do molde, e a trinca 3 ao reaquecimento na zona de radiação livre.

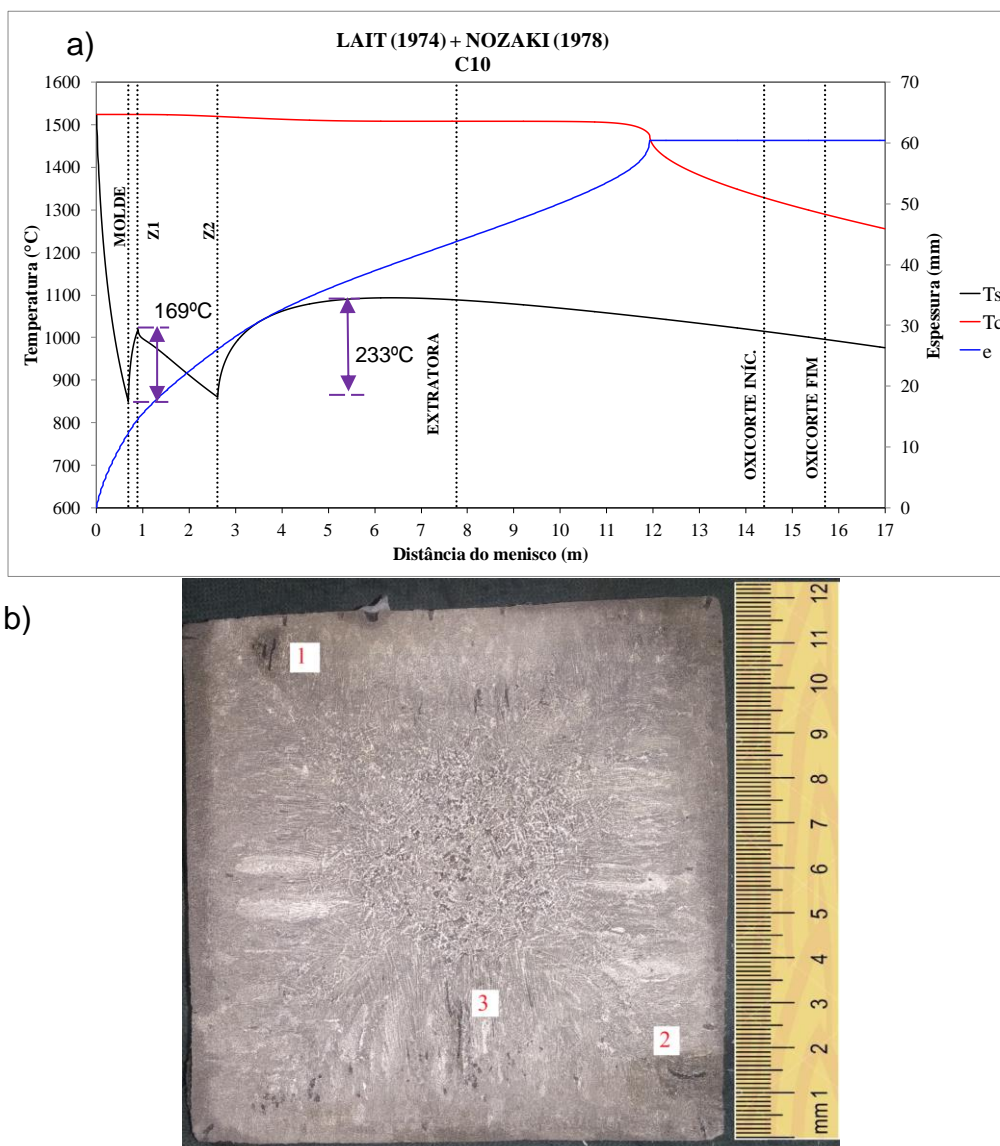


Figura 3. Curvas simuladas da condição C10 com a combinação Lait (1974) + Nozaki (1978) e b) macrografia de uma amostra de C10, destacando trincas.

3.4 Critério Metalúrgico 4: fechamento da espessura

Como em nenhuma das corridas estudadas foi observada a presença de rechupe severo ou projeção de aço no corte, o comprimento metalúrgico real em todas as corridas foi menor que 14,4m (posição do oxicorte na máquina em estudo). Somente a combinação Silva (1996) + Mizikar (1970) indicou comprimento metalúrgico acima de 14,4m.

3.5 Resumo das avaliações

Após todas as avaliações dos modelos, pode-se construir o resumo mostrado na Tabela 6. As células sombreadas mostram os critérios atendidos de forma satisfatória pela combinação de modelos em questão.

Conclui-se assim, que a máquina de lingotamento contínuo estudada é melhor modelada utilizando o modelo de Lait (1974) para o cálculo do h_g do molde e o de Nozaki (1978) para o cálculo do h_g da zona de sprays. É importante salientar que se

faz necessário um estudo de cada máquina a ser modelada, de modo a garantir um modelo confiável para análises e otimização do processo.

Tabela 6. Resumo das avaliações dos modelos.

	Critério Metal. 1: espessura molde	Critério Metal. 2: temperatura no desempenho	Critério Metal. 3: reaquecimento entre zonas	Critério Metal. 4: comprimento metalúrgico	Número de critérios atendidos
TOLEDO(1993)+BOLLE(1979)					2
TOLEDO(1993)+NOZAKI(1978)					3
TOLEDO(1993)+MIZIKAR(1970)					2
LAIT(1974)+BOLLE(1979)					3
LAIT(1974)+NOZAKI(1978)					4
LAIT(1974)+MIZIKAR(1970)					2
SILVA(1996)+BOLLE(1979)					2
SILVA(1996)+NOZAKI(1978)					2
SILVA(1996)+MIZIKAR(1970)					1

Ao modelo final validado foi integrado um algoritmo de otimização da refrigeração secundária, de modo a obter a curva otimizada de solidificação (visão qualidade e custos) no lingotamento contínuo. Tem-se assim, uma ferramenta robusta para a melhoria contínua do processo. Detalhes sobre a otimização serão publicados em trabalhos posteriores.

4 CONCLUSÃO

O modelo matemático de transferência de calor no lingotamento contínuo, construído a partir dos modelos de Lait (1974) e Nozaki (1978) para os coeficientes de transferência de calor no molde e zona de *sprays* respectivamente, apresentou um excelente grau de ajuste aos resultados reais obtidos da máquina de lingotamento estudada.

É importante salientar que se faz necessário um estudo de cada máquina a ser estudada, de modo a garantir um modelo confiável para análises e otimização do processo.

Agradecimentos

Os autores gostariam de agradecer a Gerdau por fornecer os recursos tecnológicos e humanos para a realização desse trabalho, bem como ao Programa de Pós-Graduação do Departamento de Engenharia Mecânica da Universidade Federal de Pernambuco.

REFERÊNCIAS

- 1 Won, Y.M., et al. Analysis of Solidification Cracking Using the Specific Crack Susceptibility. *ISIJ International*, 2000, Vol. 40, 2, pp. 129-136.
- 2 Silva, F.D.A. da, Otimização da Qualidade no Lingotamento Contínuo de Tarugos Através da Utilização de Modelos Matemáticos. 2015, Dissertação de Mestrado, UFPE.

- 3 Cheung, N., et al. Application of a heuristic search technique for the improvement of spray zones cooling conditions in continuously cast steel billets. Applied Mathematical Modelling. 2006, Vol. 30, pp. 104-115.
- 4 Santos, C.A, Spim, J.A. e Garcia, A. Mathematical modeling and optimization strategies (genetic algorithm and knowledge base) applied to the continuous casting of steel. Engineering Applications of Artificial Intelligence. 2003, 16, pp. 511-527.
- 5 Feng, H., et al. Generalized constructal optimization for solidification heat transfer process of slab continuous casting based on heat loss rate. Energy. 2014, Vol. 66, pp. 991-998.
- 6 Klimes, L. e Stetina, J. A rapid GPU-based heat transfer and solidification model for dynamic computer simulations of continuous steel casting. Journal of Materials Processing Technology. December 2015, 2015, Vol. 226, pp. 1-14.
- 7 Brimacombe, J.K. Design of continuous casting machines based on heatflow analysis: state-of-the art review. Continuous Casting - Heat Flow, Solidification and Crack Formation. 1984, Vol. 2, pp. 17-28.
- 8 Lait, J.E. e Brimacombe, J.K. Solidification During Continuous Casting of Steel. Transactions of the Iron and Steel Society of AIME. 1982, 1, pp. 1-13.
- 9 Thomas, B.G., Brimacombe, J.K e Samarasekera, I.V. The Formation of Panel Cracks in Steel Ingots: A State-of-the-Art Review. ISS Transactions. 1986, Vol. 7, pp. 7-20.
- 10 Brimacombe, J.K. e Sorimachi, K. Crack Formation in the Continuous Casting of Steel. Metallurgical Transactions B. 1977, Vol. 8, n. 3, pp. 489-505.
- 11 Ericson, L. Cracking in Low Alloy Aluminum Grain Refined Steels. Scand. J. Metallurgy. 1977, Vol. 6, n. 3, pp. 116-124.
- 12 Suzuki, H.G., et al. Hot Ductility in Steels in the Temperature Range Between 900 and 600°C. Tetsu-to-Hagane. 1981, Vol. 67, n. 8, pp. 1180-1189.
- 13 Brimacombe, J.K., Samarasekera, I.V. e Lait, J.E. Continuous Casting - Heat Flow, Solidification and Crack Formation. 1984, Iron & Steel Society of AIME.
- 14 Kulkarni, M.S. e Subash Babu, A. Managing quality in continuous casting process using product quality model and simulated annealing. Journal of Materials Processing Technology. 2005, 166, pp. 294-306.
- 15 Spuy, D., et al. An optimization procedure for the secondary cooling zone of a continuous billet caster. 1999, The Journal of The South African Institute of Mining and Metallurgy.
- 16 Garcia, A., et al. Lingotamento Contínuo de Aços. São Paulo : ABM, 2006. ISBN 85-7737-005-4.
- 17 Toledo, G.A., Lainez, J. e Cirión, J.C. Model Optimization of Continuous Casting Steel Secondary Cooling. Materials Science and Engineering A. 1993, Vol. 173, pp. 287-291.
- 18 Lait, J.E., Brimacombe, J.K. e Weinberg, F. Mathematical Modelling of Heat Flow in the Continuous Casting of Steel. s.l. : Ironmaking and Steelmaking (Quarterly), 1974. pp. 90-97. Vol. 2.
- 19 Silva, S.P.S. Simulação matemática da influência da composição de carbono do aço na previsão de defeitos no lingotamento contínuo. 1996, Dissertação apresentada à EEIMVR-UUF. Volta Redonda : UUF.
- 20 Mizikar, E.A. Spray Cooling Investigation for Continuous Casting of Billets and Blooms. Iron and Steel Engineering. 1970, pp. 53-60.
- 21 Nozaki, T. et al. A Secondary Cooling Patern for Preventing Surface Cracks of Continuous Casting Slabs. 1978, Transactions ISIJ, Vol. 18, pp. 330-338.
- 22 Bolle, E. e Moreau, J.C. Spray Cooling of Hot Surfaces: a Description of the Dispersed Phase and a Parametric Study of Heat Transfer Results. 1979, Proceedings of Two Phase Flows and Heat Transfer. NATO Advanced Study Institute, Vol. III, pp. 1327-1346.
- 23 Garcia, A. Transferência de Calor e Solidificação no Processo de Lingotamento Contínuo. 1981, Tese de Livre Docência apresentada à Universidade Estadual de Campinas. Campinas : UNICAMP.
- 24 Toloukian, Y.S. Thermophysical Properties of Matter. New York : IFI/Plenum, 1970.