



MONITORAMENTO DE TEMPERATURA EM PLANTA E SEU USO NA DETERMINAÇÃO DAS CONDIÇÕES DE RESFRIAMENTO DE UMA MÁQUINA DE LINGOTAMENTO CONTÍNUO DE TARUGOS¹

Leonardo Leonel Taconi²
Noé Cheung³
Amauri Garcia⁴

Resumo

Atualmente, a necessidade de permanecer em condições de concorrência, através do aumento de produtividade com a simultânea melhoria da qualidade, tem impulsionado as indústrias siderúrgicas a reprogramar suas máquinas de lingotamento contínuo (LC) para maiores velocidades de lingotamento, mas se deparam com o desafio de produzir lingotes livres de defeitos. Neste ponto atuam os modelos matemáticos que representados na forma de pacotes de programas, constituem uma ferramenta útil para os engenheiros nas usinas siderúrgicas compreenderem melhor a relação entre as variáveis de processo e os fenômenos de transferência de calor e solidificação. Para a correta simulação da transferência de calor na máquina de LC, é extremamente importante a determinação das condições de contorno que descrevem a extração de calor da superfície do lingote. Estas condições de contorno são normalmente expressas em termos de fluxo de calor ou coeficientes de transferência de calor. Medições de temperaturas ao longo da máquina de LC foram realizadas através de pirômetros infravermelhos durante o processo de LC. Estas medições foram utilizadas como dados de entrada de um método de cálculo inverso de transferência de calor para a determinação do coeficiente de transferência de calor em cada zona de resfriamento.

Palavras-chave: Lingotamento contínuo; Modelagem matemática; Tarugo de aço.

STEEL PLANT TEMPERATURE MEASUREMENTS AND THEIR USE FOR DETERMINATION OF COOLING CONDITIONS IN A CONTINUOUS CASTING INSTALLATION FOR STEEL BILLETS

Abstract

Nowadays, for the sake of competitiveness, there is a need in steelmaking companies to improve the design of casting machines in order to increase casting speed, but high quality, and defects free steel production are challenges to be faced. In this point, mathematical modeling encoded in simulation software is a useful tool to engineers helping to understand the relations among process variables and heat transfer and solidification phenomena. For the correct simulation of heat transfer in continuous casting, the determination of the boundary conditions describing the heat-transfer phenomena through the strand surface is extremely important. The boundary conditions are traditionally expressed as heat fluxes or heat transfer coefficients. The experimental thermal data were collected in a steelmaking plant by infrared pyrometers positioned along the secondary cooling zone during real operation of a continuous casting machine. These data were used as input information into an Inverse Heat Transfer Code implemented in this work in order to determine the heat transfer coefficients of each cooling zone.

Key words: Continuous casting; Mathematical modeling; Steel billet.

¹ Contribuição técnica ao 42º Seminário de Aciaria – Internacional, 15 a 18 de maio de 2011, Salvador, BA, Brasil.

² Mestre em Engenharia de Materiais – Gerdau Açominas Ouro Branco

³ Professor – Instituto Federal de Educação, Ciência e Tecnologia de São Paulo – Campus São João da Boa Vista

⁴ Membro da ABM – Professor Titular / Departamento de Engenharia de Materiais / UNICAMP



1 INTRODUÇÃO

O processo de lingotamento contínuo (LC) pode ser considerado essencialmente um processo de transferência de calor através do qual o aço líquido é transformado em um produto semi-acabado. O resfriamento ocorre em três etapas sequenciais: em um molde de cobre refrigerado a água; em conjuntos de chuveiros de água com capacidades variáveis de extração de calor, e ao ar através da transferência de calor por radiação. A transferência de calor no LC influencia diretamente a qualidade do produto, principalmente com relação à formação de trincas internas.⁽¹⁾ O fluxo de calor no molde é controlado pela dinâmica de formação do *gap*, sendo o espaço existente entre as faces do lingote e do molde durante o crescimento da casca sólida e sua conseqüente contração. Uma casca sólida suficientemente espessa na saída do molde é necessária para que não se rompa frente à pressão metalostática e às solicitações mecânicas de extração do lingote na saída do molde. O rompimento é extremamente indesejável uma vez que causa a interrupção do processo para a limpeza da máquina de LC.⁽²⁻⁴⁾ Após o molde, o lingote é submetido, na região de chuveiros, ao jateamento por água ou por uma mistura de ar e água. Nesta etapa, o resfriamento deve ser projetado levando-se em consideração a velocidade de produção, o tipo de aço lingotado, dimensões do lingote e da máquina. As tensões de origem térmica causadas pela dilatação e contração da camada sólida que surgem da configuração inadequada de chuveiros são as responsáveis pelo surgimento de trincas.⁽⁵⁻⁷⁾ Adicionalmente, a existência de aço líquido, nas regiões de endireitamento do lingote, leva ao aparecimento de trincas e segregação em linha na região central do lingote.⁽⁸⁾ Desta forma, a determinação adequada da temperatura superficial do lingote, crescimento da casca sólida e da posição final do poço líquido é essencial para a otimização da velocidade de produção sendo o controle da transferência de calor, o ponto chave do processo de LC.

Muitos estudos experimentais e teóricos já foram realizados visando o aumento de produtividade com a simultânea garantia da qualidade do produto. Dentre estes estudos a modelagem matemática se destaca como uma ferramenta útil de análise dos diversos fatores interdependentes dentro da complexidade do processo de LC, análise esta que dificilmente seria exeqüível de forma experimental por envolver altos custos e tempo, sem falar ainda da questão de segurança na planta. Os modelos matemáticos, uma vez validados com dados experimentais da máquina em operação, são capazes de fornecer uma representação realística do estado térmico do lingote ao longo de todo o processo.⁽⁹⁻¹³⁾

No presente trabalho, uma máquina de lingotamento de tarugos de aço foi monitorada termicamente através de pirômetros infravermelhos ao longo da região de chuveiros. A simulação numérica da solidificação do lingote foi realizada utilizando-se um modelo matemático baseado num Método de Diferenças Finitas. As condições de resfriamento de cada zona foram determinadas utilizando-se as medições da temperatura superficial do lingote e um método de cálculo inverso de transferência de calor juntamente com o modelo matemático.

2 MODELO MATEMÁTICO

Devido à velocidade de lingotamento e às altas taxas de retirada de calor nas faces laterais do lingote (direções x e y) inerentes ao processo, o fluxo de calor na direção de extração (z) é pequeno em relação às direções (x) e (y), podendo ser



desprezado.⁽¹⁴⁾ A equação geral da condução de calor⁽¹⁵⁾ é portanto expressa na sua forma bidimensional:

$$\rho.c.\frac{\partial T}{\partial t} = \frac{\partial}{\partial x}\left(k(x).\frac{\partial T}{\partial x}\right) + \frac{\partial}{\partial y}\left(k(y).\frac{\partial T}{\partial y}\right) + \dot{q} \quad (1)$$

onde k = condutividade térmica [W/m.K]; c = calor específico [J/kg.K];
 ρ = densidade [kg/m³]; \dot{q} = geração de calor [W/m³]; T = temperatura [K]; t = tempo [s];
 x, y = coordenadas cartesianas [m]

O fenômeno da solidificação é expresso pelo termo de geração de calor dado por:

$$\dot{q} = \rho.L.\frac{\partial f_s}{\partial t} \quad (2)$$

onde L = calor latente [J/kg]; f_s = fração de sólido na zona pastosa [%];

Substituindo a Equação (2) em (1):

$$\rho.c'.\frac{\partial T}{\partial t} = \frac{\partial}{\partial x}\left(k(x).\frac{\partial T}{\partial x}\right) + \frac{\partial}{\partial y}\left(k(y).\frac{\partial T}{\partial y}\right) \quad (3)$$

onde c' pode ser considerado um pseudo-calor específico:⁽¹⁶⁾

$$c' = c_M - L.\frac{\partial f_s}{\partial T} \quad (4)$$

$$c_P = (1-f_s).c_L + f_s.c_S \quad (5)$$

onde os subscritos S, L e P se referem aos estados sólido, líquido e pastoso respectivamente.

Como o processo de lingotamento contínuo é caracterizado pela extração de calor em três zonas de resfriamento distintas (molde, região de chuveiros e região de radiação livre), as condições de contorno situadas na fronteira lingote/ambiente, determinadas pelo coeficiente de transferência de calor (h), se alteram com a dinâmica do processo. Em ambiente industrial, para o caso da região de chuveiros, é mais usual expressar a condição de resfriamento através do fluxo de água ao invés do coeficiente 'h'. Por esta razão, Brimacombe⁽¹⁷⁾ correlaciona 'h' com o fluxo de água para alguns tipos de chuveiros. O motivo de se dimensionar 'h' ao invés do fluxo de água neste trabalho está em tornar os resultados mais gerais, não se restringindo a um tipo específico de chuveiro, uma vez que a correlação entre 'h' e o fluxo de água pode ser estabelecida de forma experimental. A Figura 1 ilustra as condições de contorno utilizadas no modelo matemático.

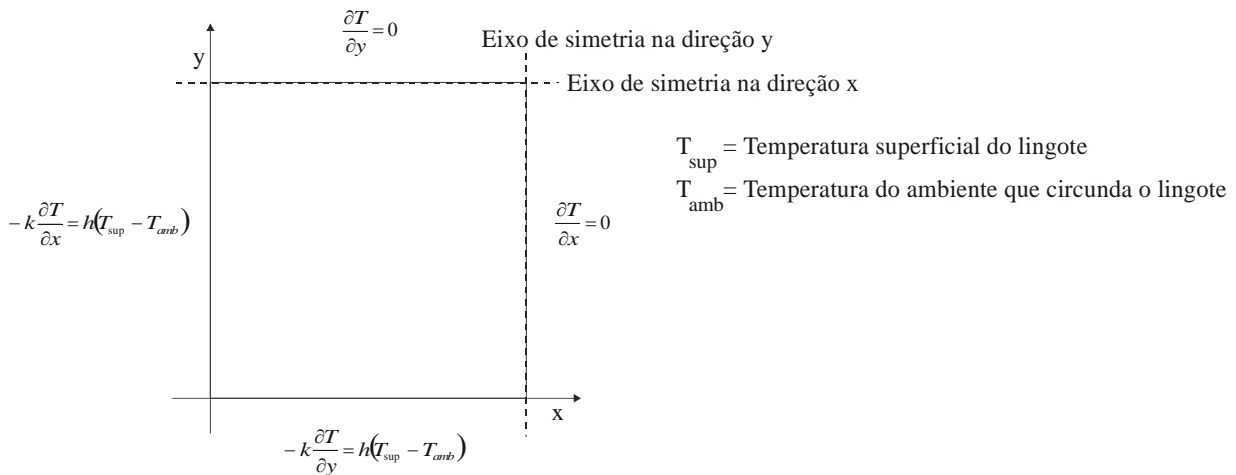


Figura 1 - Desenho esquemático das condições de contorno utilizadas.

A Equação Geral de Condução de Calor e o conjunto das condições de contorno apresentadas na Figura 1 foram implementadas via o Método de Diferenças Finitas no modo de trabalho explícito. A forma explícita de diferenças finitas da Equação (3) é dada por:

$$T_{i,j}^{n+1} = \frac{\Delta t}{(\rho \cdot c')_{i,j} \cdot \Delta x^2} \left[k_{eq_{i+1,j}}^n \cdot (T_{i+1,j}^n - T_{i,j}^n) + k_{eq_{i-1,j}}^n \cdot (T_{i-1,j}^n - T_{i,j}^n) + k_{eq_{i,j+1}}^n \cdot (T_{i,j+1}^n - T_{i,j}^n) + k_{eq_{i,j-1}}^n \cdot (T_{i,j-1}^n - T_{i,j}^n) \right] + T_{i,j}^n \quad (6)$$

onde “n” e “n+1” se referem a temperaturas antes e depois do incremento de tempo Δt

“i” e “j” se referem às posições nos eixos “x” e “y”

k_{eq} é a condutividade térmica equivalente em termos das condutividades térmicas dos elementos adjacentes e o próprio elemento. Por exemplo, $k_{eq_{i+1,j}}$ é expresso como:

$$k_{eq_{i+1,j}} = \frac{2 \cdot k_{i,j} \cdot k_{i+1,j}}{k_{i,j} + k_{i+1,j}} \quad (7)$$

Observando-se as condições de contorno da Figura 1, nota-se que é necessário o conhecimento das temperaturas superficiais do lingote. Este parâmetro de entrada é fornecido pelas medições dos pirômetros infravermelhos e com a utilização de um método de cálculo inverso de transferência de calor proposto por Beck^(18,19) as condições de resfriamento de cada região de chuveiros (h) podem ser determinadas.

3 RESULTADOS E DISCUSSÃO

As dimensões da máquina de lingotamento contínuo são apresentadas na Tabela (1), que apresenta também os coeficientes de transferência de calor de cada zona da região de chuveiros obtidos através dos cálculos inversos de transferência de calor. O aço lingotado foi o SAE 1020 e as propriedades necessárias deste material para as simulações foram obtidas na literatura.⁽¹⁰⁾ Simulações foram realizadas e a evolução da temperatura superficial juntamente com os pontos experimentais obtidos pelos pirômetros infravermelhos são mostrados na Figura 2.



Tabela 1 – Parâmetros de entrada no programa simulador e condições de resfriamento (h) determinadas por cálculo inverso de transferência de calor

		h [W/m ² K]
Composição química do aço	C=0.19 %; Si= 0.20% ; Mn= 0.80%; P= 0.03%; S= 0.02%;	-
Dimensões do tarugo	130 x 130 [mm ²]	-
Molde	Comprimento 1000 mm	1465
Altura do menisco	120 mm	-
Temperatura da água	20 °C	-
Primeira região de chuveiros	Comprimento 0.4 m	1625
Segunda região de chuveiros	Comprimento 0.9 m	1100
Terceira região de chuveiros	Comprimento 2.35 m	660
Quarta região de chuveiros	Comprimento 2.35 m	480
Quinta região de chuveiros	Comprimento 2.35 m	405
Sexta região de chuveiros	Comprimento 4 m	310
Zona de Radiação Livre	Comprimento 12 m	-
Velocidade de produção	0.0517 m/s	-
Temperatura de vazamento	1539 °C	-
Ponto de endireitamento	Após a sexta região de chuveiros	-

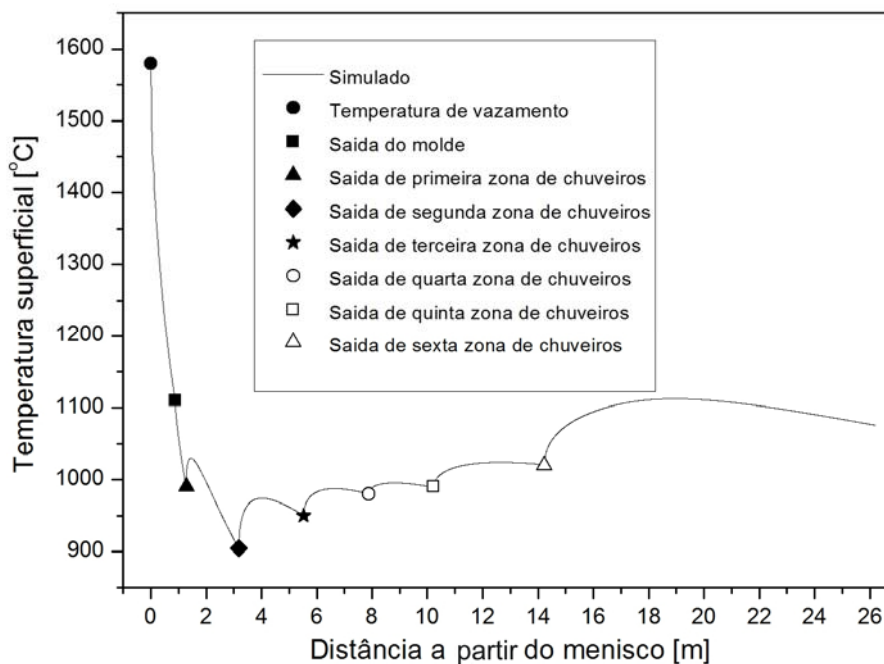


Figura 2 – Temperatura superficial do lingote simulada e medições obtidas por pirômetros infravermelhos.

Larreq e Birat⁽²⁰⁾ descrevem que a ductilidade do aço se encontra em níveis aceitáveis a temperaturas acima da faixa de 900°C a 1.100°C de acordo com a composição do aço. Cheung et al.⁽⁹⁾ utilizaram o valor de 870°C como limite mínimo de temperatura superficial para o aço SAE 1010. Após a região do molde, a pressão metalostática do aço líquido pode causar o abaulamento do lingote sendo responsável pela geração de segregação central em linha e trincas internas. O abaulamento é fortemente influenciado pelo espaçamento entre os rolos de apoio, mas também é controlado pela temperatura superficial que deve assumir valores



abaixo de uma temperatura em que a camada sólida perde sua resistência frente à pressão metalostática. Para o caso de lingotamento de tarugos, Lally e outros⁽²¹⁾ sugerem 1.200°C como a máxima temperatura^(8,20) superficial para tarugos de baixo carbono. A alteração das taxas de resfriamento entre o molde e a primeira região de chuveiros, entre as regiões de chuveiros e entre a última região de chuveiros e a região de radiação livre, provoca o reaquecimento da superfície de lingote. O reaquecimento excessivo é responsável pela formação de trincas a meio caminho, podendo ser evitadas pelo estabelecimento de um valor máximo de reaquecimento. Aços com microestrutura predominantemente equiaxial podem suportar reaquecimentos superficiais até 200°C,⁽⁸⁾ enquanto a estrutura colunar é menos resistente. Lally, Biegler e Henein⁽²¹⁾ determinaram o valor de 175°C como o máximo reaquecimento superficial (ΔT) permitido. Nota-se pela Figura 2 que a temperatura superficial está sempre entre o limite inferior de 870°C e o superior de 1.200°C, e o reaquecimento entre as zonas de resfriamento sempre permaneceu abaixo de 175°C.

Apesar de o lingote estar livre das três possibilidades de trinca mencionadas anteriormente, a simulação mostrou que há o risco de rompimento da casca sólida após o lingote sair do molde. A espessura solidificada determinada pela simulação foi em torno de 9,5 mm que não é suficientemente espessa para suportar a pressão metalostática do aço líquido juntamente com as solicitações mecânicas inerentes na saída do molde. De acordo com a referência⁽⁸⁾ a espessura mínima necessária para um tarugo de (150 x 150 mm²) é de 12,5 mm e para tarugos de pequena seção (100 x 100 mm²) é de 9 mm a 10 mm. Outro problema observado na Figura 3 é a presença de fase pastosa no ponto de endireitamento tornando o lingote susceptível a segregação central em linha e trincas transversais.

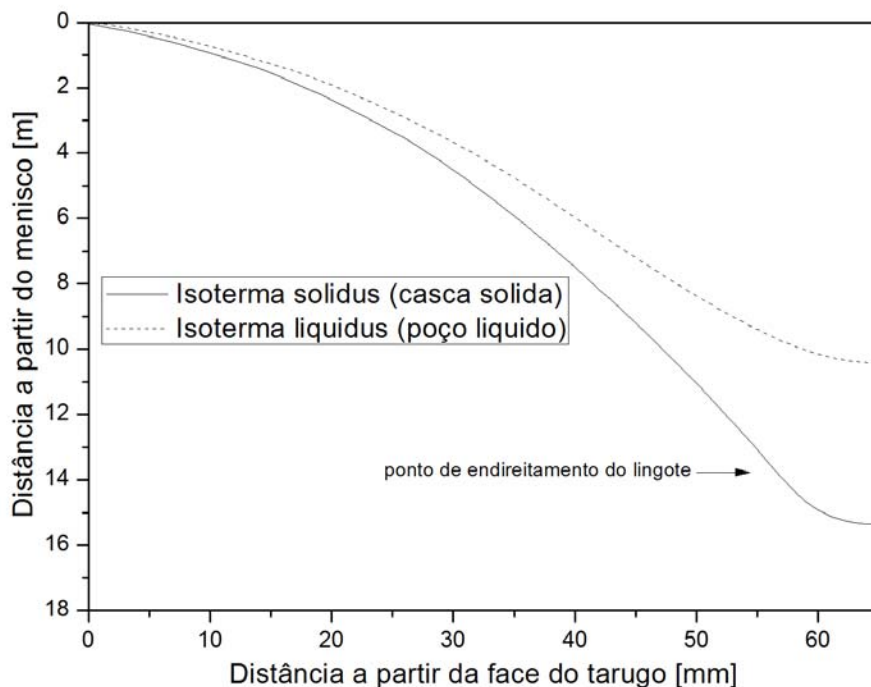


Figura 3 – Evolução da casca sólida e do poço líquido.



4 CONCLUSÃO

As seguintes conclusões podem obtidas deste trabalho:

- 1- Os coeficientes de transferência de calor do molde e das regiões de chuveiros foram determinados usando um modelo matemático para a simulação do processo de LC juntamente com uma técnica baseada no cálculo inverso de transferência de calor e na medição das temperaturas superficiais do lingote obtidas por pirômetros infravermelhos.
- 2- Apesar das simulações não apontarem o surgimento de trincas causadas por temperaturas superficiais inadequadas, prevê-se o risco de rompimento da casca sólida logo após o lingote sair do molde e também a possibilidade de aparecimento de segregação central em linha e trincas transversais.
- 3- Este estudo indica que a modelagem matemática pode ser usada como ferramenta para projetar as condições de resfriamento de uma máquina de LC para a produção de lingotes livres de defeitos.

Agradecimentos

Os autores agradecem à FAPESP (Fundação de Amparo à Pesquisa do Estado de São Paulo), ao CNPq (Conselho Nacional de Desenvolvimento Científico e Tecnológico) e à Gerdau Açominas.

REFERÊNCIAS

- 1 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.
- 2 ZHENZ, X.S., SHA, M.H., JIN, J.Z. Experimental research and numerical simulation of mold temperature field in continuous casting of steel. *Acta Metallurgica Sinica*, v. 19, p. 176-182, 2006.
- 3 JANIK, M., DYJA, H. Modelling of three- dimensional temperature field inside the mould during continuous casting of steel. *Journal of Materials Processing Technology*, v.. 157-158, p. 177-182, 2004.
- 4 CHANG, Y. W., KIM, N.J., LEE, C. S. Improvements & innovations in the continuous casting process at POSCO. *Materials Science Forum*, v. 561–565, p.3-4, 2007.
- 5 CHAUDHURI, S., SINGH, R. K., PATWARI, K., MAJUNDAR, S., RAY, A. K., SINGH, A. K. P, NEOGI, N. Design and implementation of an automated secondary cooling system for the continuous casting of billets. *ISA Transactions*, v. 49, p. 121-129, 2010.
- 6 BRIMACOMBE, J. K. The challenge of quality in continuous casting processes. *Metallurgical and Materials Transactions B*, v. 30B, p. 553-566, 1999.
- 7 HARDIN, R. A., LIU, K., KAPOOR, A., BECKERMANN, C. A transient simulation and dynamic spray cooling control model for continuous steel casting. *Metallurgical and Materials Transactions B*, v. 34, p. 297–306, 2003.
- 8 BRIMACOMBE, J. K., SORIMACHI, K. Crack formation in the continuous casting of steel. *Metallurgical Transactions B*, v.8B, p. 489-505, 1977.
- 9 CHEUNG, N., SANTOS, C. A., SPIM, J. A., GARCIA, A. Application of a heuristic search technique for the improvement of spray zones cooling conditions in continuously cast steel billets. *Applied Mathematical Modelling*, v. 30 p. 104-115, 2006.
- 10 MENG, Y., THOMAS, B. G. Heat-Transfer and solidification model of continuous slab casting: CON1D. *Metallurgical & Materials Transactions B*, V. 34B, p. 685-705, 2003.
- 11 XIE, Y., YU, H., RUAN, X., WANG, B., MA Y. Mathematical modeling of mould temperature field during continuous casting of steel. *Journal of Materials Processing Technology*, v. 199, p. 49-55, 2008.



42º Seminário de Aciaria Internacional

42nd Steelmaking Seminar - International

15 a 18 de maio de 2011 / May 15th - 18th, 2011



- 12 GHEORGHIES, C., CRUDU, I., TELETIN, C., SPANU, C. Theoretical model of steel continuous casting technology. *Journal of Iron and Steel Research*, v. 16, p. 12-16, 2009.
- 13 RAMÍREZ-LÓPEZ, A., AGUILAR-LÓPEZ, R., PALOMAR-PARDAVÉ, M., ROMERO-ROMO, M.A., MUÑOZ-NEGRÓN, D. Simulation of heat transfer in steel billets during continuous casting *International Journal of Minerals, Metallurgy and Materials*, v. 17, p. 403-416, 2010.
- 14 LALLY, B., BIEGLER, L., HENEIN, H. Finite difference heat transfer modeling for continuous casting. *Metallurgical Transactions B*, v. 21B, p. 761-770, 1990.
- 15 INCROPERA, F. P. & Dewitt, D. P. *Fundamentals of Heat and Mass Transfer*. New York: John Wiley & Sons, 1990.
- 16 VOLLER, V.R., SWAMINATHAN, C.R. General source-based method for solidification phase change. *Numerical Heat Transfer Part B* 19, p. 175–189, 1991.
- 17 BRIMACOMBE, J. K., SAMARASEKERA, I. V., LAIT, J. E.; *Continuous Casting - Heat Flow, Solidification and Crack Formation*. Warrendale: Iron & Steel Society of AIME, v.2, 1984.
- 18 KRISHNAN, M., SHARMA, D. G. R. Determination of the interfacial heat transfer coefficient h in unidirectional heat flow by Beck's non linear estimation procedure. *International Communications in Heat and Mass Transfer*, V. 23 (1996) p. , 203-214, 1996.
- 19 BECK, J. V. Nonlinear estimation applied to the nonlinear inverse heat conduction problem. *International Communications of Heat Mass Transfer*, v. 13, p. 703- 716, 1970.
- 20 LARREQ, M. BIRAT, J.P. Optimization of casting and cooling conditions on steel continuous casters. *Proceedings of the Third Process Technology Conference*, Iron & Steel Society of AIME, Pittsburgh, PA.1, p. 273-282, 1982.
- 21 LALLY, B., BIEGLER, L. T., HENEIN, H. Optimization and continuous casting: part II. application to industrial casters. *Metallurgical Transactions B*, v. 22B, p. 649-659, 1991.