

SIMULAÇÃO COMPUTACIONAL DA VARIAÇÃO DA TEMPERATURA DO AÇO LÍQUIDO DURANTE O LINGOTAMENTO COM ESTRATIFICAÇÃO TÉRMICA NA PANELA ¹

Alexandre José da Silva²

José Adilson de Castro³

Eric Novaes de Almeida⁴

Ricardo Alexandre Freitas de Souza⁵

Resumo

Apresenta-se um modelo para o cálculo computacional da variação de temperatura durante o lingotamento contínuo, quando o aço líquido perde calor devido à radiação térmica para o ambiente e condução através das paredes da panela. O modelo estima a formação do gradiente térmico no aço líquido devido à estratificação além das perdas no tubo longo e distribuidor. A metodologia baseia-se no balanço térmico do aço líquido na panela submetido a diferentes tipos de perdas, além de submodelos para as perdas nos demais equipamentos entre a panela e o molde da MCC. Os resultados obtidos são comparados com dados industriais. O modelo é capaz de prever as quedas de temperatura do aço líquido entre a panela e o distribuidor durante o lingotamento e pode ser útil na redução da dispersão nas taxas de resfriamento.

Palavras-chave: Temperatura; Aço; Panela; Lingotamento.

MATHEMATICAL MODELING FOR THE TEMPERATURE OF LIQUID STEEL DURING CONTINUOUS CASTING INCLUDING THE THERMAL STRATIFICATION IN THE LADLE

Abstract

A mathematical model for the calculation of the temperature of liquid steel in the ladle during the continuous casting was developed. The model estimates the thermal gradient due to the thermal stratification in the ladle, and the thermal losses of liquid steel. The model is based on the thermal energy balance for the liquid steel in the ladle and sub-models for the thermal losses in the elements between the ladle and the caster including the mixture in the thundish. Results were compared with industrial data. The model was able to predict the temperature losses between the ladle and thundish and can be useful for the reduction of the dispersion in the calculation of cooling rates of liquid steel during the transport from LD converter to the caster. .

Key words: Temperature; Steel; Ladle; Casting.

¹Trabalho apresentado no XXXVII Seminário de Aciaria - Internacional, 21 a 24 de maio de 2006, Porto Alegre, RS

² Professor Adjunto da Universidade Federal Fluminense – EEIMVR, Sócio da ABM, - Av. dos Trabalhadores 420- Vila Sta. Cecília - 27260-740 Volta Redonda – RJ - E-mail:

ajs@metal.eeimvr.uff.br

³ Professor Adjunto da Universidade Federal Fluminense – EEIMVR: E-mail:

adilson@metal.eeimvr.uff.br

⁴ Engenheiro da Magnesita

⁵ Engenheiro de Equipamentos da Petrobrás – rsouza.sondotecnica@petrobras.com.br

INTRODUÇÃO

De acordo com a Literatura,⁽¹⁻⁶⁾ o controle de temperatura do aço líquido durante o lingotamento contínuo é de grande importância técnica e econômica na siderurgia. O aço líquido vazado dos conversores é transportado em recipientes comumente conhecidos como painelas. A solidificação, em geral, dá-se em máquinas de corrida contínua – MCC. Padrões de qualidade e economia do processo impõem uma estreita faixa de temperaturas, em geral de 10°C a 40°C acima da Temperatura Liquidus, dentro da qual o aço líquido deve chegar ao molde da MCC. Para evitar a necessidade de eventual reaquecimento, opta-se às vezes por temperaturas de final-de-sopro um pouco mais altas com conseqüente desgaste na linha de refratários nos conversores LD e resfriamentos do aço líquido na panela e correspondente aumento de custos de produção. O cálculo acurado das quedas de temperatura durante o transporte e lingotamento do aço líquido é, portanto, de grande interesse prático. Embora valores estatísticos de taxas de resfriamento do aço na panela possam ser utilizados com relativo sucesso, o grande número e variedade de eventos e circunstâncias que influenciam as perdas de energia do aço líquido na panela limitam a acurácia desses modelos. Este trabalho apresenta um modelo fenomenológico para o cálculo da queda de temperatura do aço líquido na panela durante o lingotamento, incluindo os efeitos de estratificação na panela, perdas no tubo longo e distribuidor, assim como os efeitos da mistura térmica nesse último com o aço remanescente da última corrida.

Modelamento

Após o último processamento, em geral o borbulhamento com Argônio com ajuste de composição e temperatura, a panela com aço líquido espera alguns minutos até a abertura do fluxo sobre o distribuidor. Durante a espera, o aço líquido continua a perder calor para o ambiente e para os refratários da panela. Diferenças de densidade determinadas por diferenças de temperatura faz com que correntes de aço mais frio atinjam o fundo da mesma, enquanto que aço quente do fundo é deslocado para a região superior. Como resultado, surge uma estratificação térmica na panela, caracterizada por um gradiente térmico na direção vertical. Quando o fluxo de aço líquido é aberto, o primeiro aço que flui tem a temperatura mais baixa que a temperatura média na panela, já que a válvula de abertura encontra-se no fundo da mesma. À medida que o lingotamento prossegue e a panela se esvazia, o aço mais quente da região superior da panela chega ao distribuidor. Este efeito, no entanto, se sobrepõe ao resfriamento do aço na própria panela. Como resultado, a temperatura de saída na válvula da panela, conforme as condições de lingotamento, incluindo o tempo de espera antes da abertura na MCC, pode diminuir, manter-se constante ou mesmo aumentar ao longo do lingotamento. Saindo da panela, o aço líquido passa pelo chamado Tubo Longo, onde também ocorrem perdas. O distribuidor pode estar “frio” e vazio, ou seja, ele pode ser um distribuidor que teve a linha de refratários renovada e está sendo re-introduzido em operação após um pré-aquecimento. Mas, na maior parte dos casos, o distribuidor já está quente ou “encharcado” e no momento da abertura contém de 40% a 60% de seu volume de aço líquido da corrida anterior.

Quando o distribuidor foi apenas pré-aquecido, dependendo do processo de pré-aquecimento, suas paredes internas podem estar ainda significativamente mais frias que o aço líquido, causando um resfriamento adicional. Nos casos em que há aço remanescente, é importante a informação de sua temperatura, pois esta pode ser maior ou menor que a do aço que vem da panela. A eficiência da mistura térmica no distribuidor depende do fluxo no mesmo, o que pode ser afetado pelo uso de dispositivos utilizados para evitar a mistura de graus diferentes lingotados em seqüência. Para o modelamento, constroem-se dois balanços de energia principais: um para a panela, outro para o distribuidor. O balanço de energia para o aço na panela, antes e durante o lingotamento contínuo, é descrito pela equação(1-a).

$$\frac{dE_{aço-p}}{dt} = -\dot{m}_{aço-p} \cdot C_{p\ aço} \cdot T_{Valv} - [q''_{fundo} \cdot A_{fundo} + q''_{parede} \cdot A_{parede}(t) + (q''_{aço/esc} + q''_{aço/amb})A_{boca}] \quad (1-a)$$

$$\text{onde} \quad A_{parede}(t) = \frac{m_{aço-p}(t)}{\rho_{aço}} \cdot \frac{P_{panela}}{A_{fundo}} = \frac{4 \cdot [m_{aço-p}^0 - \dot{m}_{aço-p} \cdot t]}{\rho_{aço} \cdot D_{panela}} \quad (1-b)$$

Sendo $\dot{m}_{aço-p}$ a vazão mássica de aço líquido da panela para o distribuidor, só considerada após o início do lingotamento, A_{fundo} , A_{parede} e A_{boca} as áreas do fundo, parede e boca da panela. e P_{panela} e D_{panela} o perímetro e o diâmetro, respectivamente. A massa de aço na panela no início do lingotamento é $m_{aço-p}^0$, e sua temperatura média, logo após a homogeneização, é $\bar{T}_{aço}^0$. A área de contato entre o aço líquido e as paredes laterais varia ao longo do tempo conforme a equação (1-b). Os fluxos de calor q''_{fundo} e q''_{parede} são calculados por um modelo específico para a panela publicado anteriormente,⁽¹⁾ além das perdas pela boca da panela.⁽⁷⁾

A integração da equação(1) é feita numericamente pelo método de Euler explícito:

$$E_{aço-p}(t + \Delta t) = E_{aço-p}(t) + \frac{dE_{aço-p}}{dt} \cdot \Delta t \quad (2-a)$$

$$\text{condição inicial: } E_{aço-p}^0 \equiv E_{aço-p}(t = t_{fimAr}) = m_{aço-p}^0 \cdot C_{p\ aço} \cdot \bar{T}_{aço}^0 \quad (21-b)$$

. A cada intervalo de tempo, novos valores dos fluxos de calor envolvidos no cálculo de $E_{aço-p}$ são também recalculados. A temperatura média do aço na panela a cada instante é obtida dividindo-se E(t) pela capacidade térmica do aço:

$$\bar{T}_{aço}(t) = \frac{E_{aço-p}(t)}{\rho_{aço} \cdot C_{p\ aço} \cdot A_{fundo} \cdot H_{aço}(t)} \quad (3)$$

Espera na Panela e Estratificação

Logo após o borbulhamento, a temperatura do aço na panela é praticamente homogênea. Uma vez que a mistura promovida pelo movimento das bolhas cessa, o movimento do aço líquido passa a ser promovido pela convecção natural com as paredes e fundo. Isto dá origem a uma estratificação térmica que pode ser quantificada em termos de um gradiente térmico vertical expresso em graus por unidade de altura do aço da panela. Medidas industriais e simulações computacionais⁽⁸⁾ permitem admitir que este gradiente térmico cresça com o tempo. Portanto, o tempo em que a panela espera a abertura na MCC influencia a estratificação e conseqüentemente a temperatura do aço líquido na saída da panela (Figura 1).

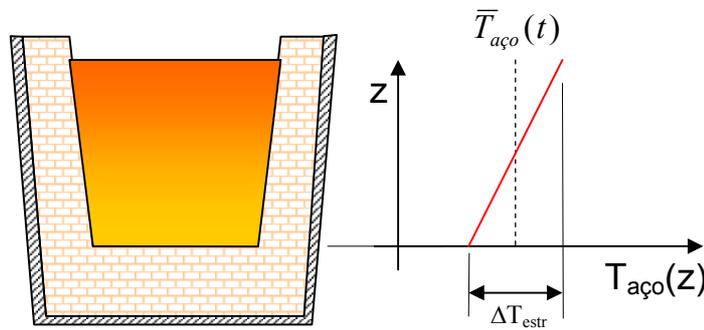


Figura 1. Estratificação da temperatura do aço na panela.

. No presente modelo, admite-se que o gradiente térmico na panela estabeleça-se conforme uma variação exponencial, tendendo a um valor máximo:

$$\Delta T_{estr}(t) = \Delta T_{max} \cdot \left[1 - e^{-\frac{\gamma(t-t_{fimAr})}{\Delta t_0}} \right] \quad (4)$$

Na equação (2), ΔT_{estr} é a diferença de temperatura do aço líquido entre o fundo e a camada superior, em contato com a escória, t é o tempo transcorrido e t_{fimAr} é o instante em que terminou o borbulhamento com Argônio; γ , ΔT_{max} e ΔT_0 são constantes de ajuste do modelo. O gradiente térmico da panela é admitido constante ao longo do lingotamento, é dado por:

$$\frac{dT_{estr}}{dz} = \frac{\Delta T_{estr}^{Ling}}{H_{panela}} \quad (5)$$

Onde H_{panela} é a altura de aço na panela no início do lingotamento. O aço deixa a panela com uma diferença de temperatura com relação à média dada por:

(6-a)

$$\Delta T_{valv} \equiv (\bar{T}_{aço} - T_{valv}) = \frac{1}{2} \frac{dT_{estr}}{dz} \cdot \left[H_{aço}^0 - \left| \frac{dH_{aço}}{dt} \right| \cdot (t - t_{Ling}) \right] \quad (6-b)$$

$$com \quad \left| \frac{dH_{aço}}{dt} \right| = \frac{\dot{m}_{aço}}{\rho_{aço} \cdot A_{fundo}}$$

Desta forma, a temperatura do aço líquido que sai da válvula da panela é dada por:

$$T_{valv}(t) = \bar{T}_{aço}(t) + \Delta T_{valv} \quad (7)$$

O comportamento esperado das temperaturas na panela é mostrado esquematicamente na Figura 2.

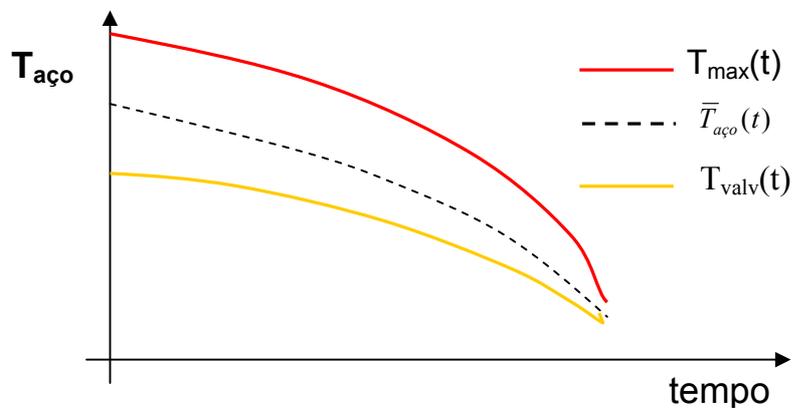


Figura 2. Variação esquemática das temperaturas do aço na panela do início ao fim do lingotamento.

Perdas no Tubo Longo

Ao deixar a panela, o aço líquido passa pelo tubo longo, onde também sofre perda de calor por convecção com as paredes do mesmo. As paredes do tubo longo atingem altas temperaturas e o calor é dissipado para o ambiente simultaneamente por convecção com o ar e radiação térmica. A perda térmica neste elemento é formulada com a ajuda de um conjunto de resistências térmicas que representam o problema de transmissão de calor por convecção no interior do tubo, condução nas suas paredes e convecção natural e radiação, simultâneas na parte externa. Este sistema está representado na Figura 3.

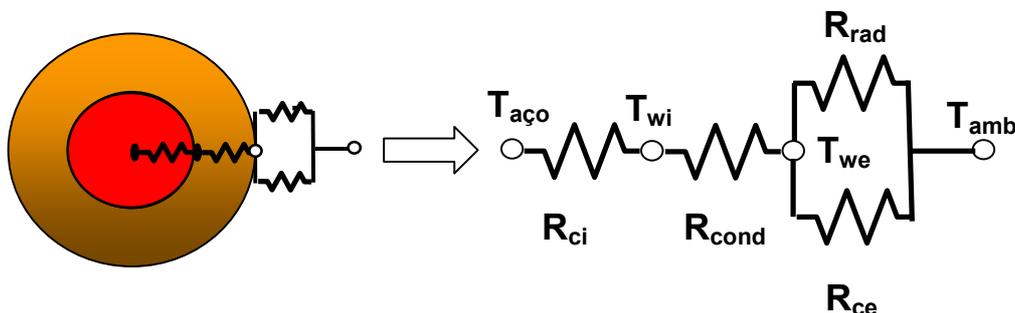


Figura 3. Esquema da transmissão de calor em uma seção transversal do tubo longo.

A resistência térmica ⁽⁹⁾ do Tubo Longo do circuito térmico, R_{eqTL} , é dada por:

$$R_{eqTL} = R_{ci} + R_{cond} + R_e$$

$$\text{com } R_{ci} = \frac{1}{h_{ci}} ; R_{cond} = \frac{\ln(D_{TLe} / D_{TLi})}{2\pi \cdot k_{TL} \cdot L_{TL}} ; R_e = \frac{1}{h_e} ; h_e = (h_{ce} + h_{rad}) \quad (8\text{-a-f})$$

Onde:

$$h_{rad} = \sigma \cdot \varepsilon_{TL} \cdot (T_{we}^3 + T_{we} \cdot T_{amb}^2 + T_{we}^2 \cdot T_{amb} + T_{amb}^3)$$

D_{TLe} e D_{TLi} são os diâmetros externo e interno do tubo longo e h_{rad} representa uma linearização da transmissão de calor por radiação. A temperatura da parede externa do tubo longo, T_{we} , não é conhecida a priori. Isto exige que o cálculo seja realizado iterativamente a partir de uma estimativa de modo que o equilíbrio térmico seja atingido. A temperatura do aço fluindo no Tubo Longo varia ao longo do comprimento do mesmo. Se x é a coordenada que localiza uma seção qualquer a partir da entrada do tubo, podemos escrever o balanço térmico do aço líquido entre duas seções em x e $x+dx$ respectivamente da seguinte forma:

$$\dot{m}_{aço} Cp_{aço} (T_{aço}(x) - T_{aço}(x + dx)) \equiv -\dot{m}_{aço} Cp_{aço} dT_{aço} = \frac{(T_{aço}(x) - T_{amb})}{R_{eq-TL}} \cdot dA_{TL-ext} \quad (9\text{-a})$$

$$\text{onde } dA_{TL-ext} = P_{TL} \cdot dx = \pi \cdot D_{TLe} \cdot dx \quad (9\text{-b})$$

A integração da equação (9-a) ao longo do comprimento L_{TL} do Tubo Longo fornece uma expressão para a temperatura na saída do tubo longo em função de suas características térmicas e geométricas e da temperatura do aço na saída da válvula da panela dada pela equação (10).

$$T_{TLs}(t) = T_{amb} + (T_{valv}(t) - T_{amb}) \cdot e^{-\Gamma_{TL}} ; \Gamma_{TL} = \frac{\pi \cdot D_{TLe} \cdot L_{TL}}{\dot{m}_{aço} \cdot Cp_{aço} \cdot R_{eqTL}} \quad (10)$$

Modelo de Mistura no Distribuidor

Antes da abertura de uma nova panela em um seqüencial de lingotamento, a velocidade na MCC é reduzida de modo a aumentar o tempo disponível para se realizarem as operações de troca de panela. Com o fechamento da panela anterior, durante alguns instantes, o nível de aço líquido no distribuidor baixa, até cerca de 40% a 60% do nível normal de operação. Com a abertura da panela, aços a diferentes temperaturas se misturam. Sendo aberta a panela, o nível do distribuidor volta a se elevar. Admite-se que a recuperação do nível no distribuidor se dê a uma taxa constante equivalente a 20% do volume do distribuidor por minuto, até que o nível máximo seja atingido. Considera-se uma mistura térmica perfeita e imediata, uma aproximação que deverá ser melhorada em futuros trabalhos. A equação (11) apresenta a aplicação destas premissas ao balanço energético do aço líquido no distribuidor. Nela, $m_{aço-dis}$ é a massa de aço presente no distribuidor em um determinado instante, $\dot{m}_{aço-p}$ e $\dot{m}_{aço-TS}$ são as vazões mássicas da panela para o distribuidor e do distribuidor para os Tubos Submersos, respectivamente.

$$\frac{d}{dt}(m_{aço-dis} \cdot Cp_{aço} \cdot T_{aço-dis}) = \dot{m}_{aço-p} \cdot Cp_{aço} T_{valv}(t) - \dot{m}_{aço-TS} \cdot Cp_{aço} \cdot T_{aço-dis} - m_{aço-dis} \cdot Cp_{aço} \frac{dT_{aço-dis}}{dt}; \quad (11)$$

Os dois primeiros termos do lado direito da equação (11) representam a entrada e a saída de energia devido aos fluxos de massa no distribuidor. O terceiro termo representa a perda de energia do aço no distribuidor para o ambiente, o que causa uma taxa de variação da temperatura no distribuidor $T_{aço-dis}$. Para aplicação do balanço e sua integração acoplada ao cálculo da temperatura do aço na panela, é conveniente neste ponto proceder com a integração da equação (11) pelo Método Explícito de Euler em um intervalo de tempo Δt , durante o qual, admite-se que todas as taxas relevantes permaneçam constantes. Este procedimento resulta em:

$$(m_{aço-dis} \cdot Cp_{aço} \cdot T_{aço-dis})^{t+\Delta t} - (m_{aço-dis} \cdot Cp_{aço} \cdot T_{aço-dis})^t = \left[Cp_{aço} (\dot{m}_{aço-p} \cdot T_{valv}(t) - \dot{m}_{aço-TS} \cdot T_{aço-dis}) - m_{aço-dis} \cdot Cp_{aço} \frac{\Delta T_{perdas-dis}}{\Delta t} \right] \cdot \Delta t \quad (12)$$

Dividindo-se a equação (12) pela capacidade térmica do aço no distribuidor, $m_{aço-dis} \cdot Cp_{aço}$, obtém-se,

$$(13)$$

$$T_{aço-dis}^{t+\Delta t} = \frac{m_{aço-dis}^t}{m_{aço-dis}^{t+\Delta t}} T_{aço-dis}^t + \frac{1}{m_{aço-dis}^{t+\Delta t}} (\dot{m}_{aço-p} \cdot T_{valv}(t) - \dot{m}_{aço-TS} \cdot T_{aço-dis}) \cdot \Delta t - \Delta T_{perdas-dis}$$

$$e \quad m_{aço-dis}^{t+\Delta t} = m_{aço-dis}^t + (\dot{m}_{aço-p} - \dot{m}_{aço-TS}) \cdot \Delta t$$

Condições iniciais: em $t=0 \therefore m_{aço-dis} = m_{0-dis}$ e $T_{aço-dis} = T_{0-dis}$

Com a equação(13) calcula-se a temperatura do aço líquido que deixa o distribuidor e segue para o molde da MCC. Um cuidado deve ser tomado quando seus resultados são confrontados com temperaturas medidas diretamente no distribuidor, em alguma posição intermediária. Neste caso, devem ser consideradas perdas menores, conforme a posição da medida. Para o cálculo de $\Delta T_{perdas-dis}$ pode ser usado um modelo semelhante àquele do Tubo Longo, dado pela equação(10), bastando apenas adequar os parâmetros geométricos e a resistência térmica equivalente a ser utilizada. Para o caso do distribuidor utiliza-se:

$$\Delta T_{aço-dis} = (T_{TLs}(t) - T_{amb}) - (T_{TLs}(t) - T_{amb}) \cdot e^{-\Gamma_{dis}} \quad ; \quad \Gamma_{dis} = \frac{P_{dis} \cdot L_{dis}}{\dot{m}_{aço-p} \cdot C_{p_{aço}} \cdot R_{eqDis}} \quad (14)$$

No cálculo da resistência térmica do distribuidor, R_{eqDis} , admite-se uma troca de calor em paralelo pelas paredes e pela superfície do aço líquido, esta última intermediada por cobertura de proteção que pode ser de escória sintética ou palha de arroz calcinada, esquematizada na Figura 4. De acordo com o circuito térmico do distribuidor, obtém-se a resistência térmica equivalente de uma seção transversal do distribuidor dada pela equação (15). É preciso notar que as resistências térmicas do distribuidor são ponderadas por frações da área total, dadas pelas frações do perímetro molhado ou de parede P_{parede} , e da largura da superfície do aço líquido W_{dis} com relação ao perímetro total do distribuidor P_{total} , uma vez que as trocas térmicas ocorrem através de áreas diferentes. O uso de uma tampa no distribuidor pode ser considerado facilmente modificando-se

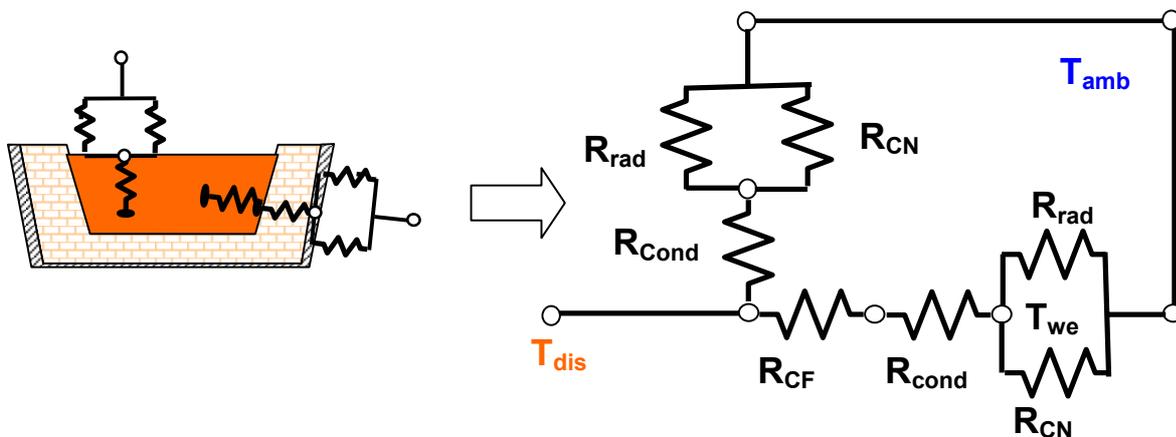


Figura 4. Esquema da transmissão de calor em uma seção transversal do distribuidor.

Adequadamente a resistência térmica associada às perdas pela superfície.

$$R_{eqDis} = \left(\frac{1}{R_{parede}} + \frac{1}{R_{esc-dis}} \right)^{-1}; R_{parede} = \left[\frac{1}{h_{i-dis}} + \frac{e_{dis}}{k_{parede}} + (h_{e-dis} + h_{rad})^{-1} \right] \cdot \frac{P_{parede}}{P_{total}} \quad (15)$$

$$R_{esc-dis} = \left[\frac{e_{esc}}{k_{esc-dis}} + (h_{e-dis} + h_{rad})^{-1} \right] \frac{W_{dis}}{P_{total}}; h_{rad} = \sigma \cdot \varepsilon \cdot (T_{sup}^3 + T_{sup}^2 \cdot T_{amb} + T_{sup} \cdot T_{amb}^2 + T_{amb}^3)$$

RESULTADOS E DISCUSSÃO

Os modelos descritos permitem o cálculo da temperatura do aço líquido no distribuidor. Resultados de medidas de temperatura de trinta e nove corridas em máquinas de lingotamento contínuo foram utilizados para a verificação da acurácia do modelo. Na Figura 5-a e b podemos observar a variação das temperaturas na saída da válvula (sem medidas industriais) e no distribuidor (local das medidas). Nota-se que a temperatura na panela (sem tampa) tende a cair mais rapidamente enquanto a panela se esvazia. Isto ocorre, porque a relação entre área de troca térmica e o volume de aço que tende a ser residual na panela tende a zero. No final do lingotamento, apesar da área de contato com as paredes laterais diminuir juntamente com o volume de aço, a perda de calor continua pelo fundo e pela boca da panela. No distribuidor, a primeira temperatura medida guarda a influência da temperatura do aço da corrida anterior. Enquanto o lingotamento prossegue, passa a preponderar a temperatura do aço que vem da panela e se observa a elevação, seguida do declínio da temperaturas medidas. Este comportamento está de acordo com relatórios da Literatura,⁽¹⁰⁾ mas, embora característico, pode ser diferente dependendo da temperatura do aço presente no distribuidor ou se o mesmo estava vazio antes da abertura da panela. Nas Figuras 5 c e d observam-se dois casos onde a diferença de temperatura entre a saída da panela e o distribuidor não é tão acentuada.

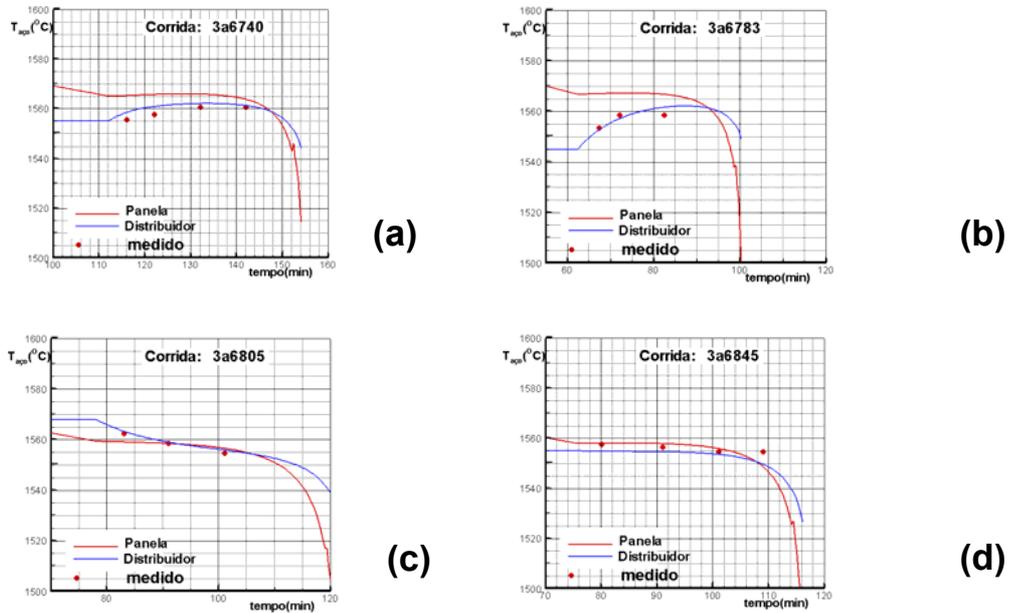


Figura 5. Temperaturas na painela e distribuidor, neste último, simuladas e medidas.

Na Figura 6 é avaliada a acurácia do modelo para as temperaturas no distribuidor.

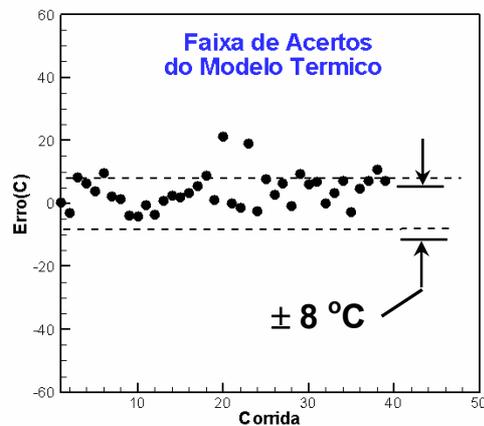


Figura 6. Diferença entre previsões do modelo e a 2ª temperatura medida de temperatura do aço líquido no distribuidor para 39 corridas.

Cada ponto refere-se à diferença entre a segunda temperatura medida no distribuidor e a previsão do modelo térmico. Nota-se que duas corridas apresentam-se nitidamente fora da faixa da faixa de $\pm 8\text{ }^{\circ}\text{C}$, o que é atribuído a erros de anotação na área das informações referentes a essas duas corridas.

CONCLUSÕES

O modelo desenvolvido apresenta boa acurácia para a previsão das temperaturas no distribuidor. Ele pode ser estendido de modo a prever a temperatura do aço no

molde da MCC, bastando para isso incluir um modelo para as perdas no tubo submerso, semelhante àquele utilizado para o Tubo Longo. O modelo é capaz de reproduzir diferentes comportamentos da temperatura do aço no distribuidor em função das condições na panela e no distribuidor antes da abertura. Devido ao seu embasamento fenomenológico, o modelo pode ser aplicado a diferentes aciarias, com mudança apenas de dados geométricos e propriedades físicas adequadas, reduzindo a dispersão das previsões de temperatura do aço líquido durante o lingotamento.

Agradecimentos

Os autores agradecem à CAPES, que financiou parte deste estudo através de uma bolsa de Mestrado de Ricardo Alexandre F. de Souza, e à CSN que gentilmente forneceu dados industriais para aferição do modelo.

REFERÊNCIAS

- 1 A.J. Silva, C.L. Pereira, E.C. Castro, “Análise da evolução Térmica de Painéis de Aço em Aciarias de grande Porte”, Anais do 54° Congresso da ABM - 25 a 29 de julho de 1999 - São Paulo -SP
- 2 Basu, B., ; Nath, N.K.; “Prediction and Control of Steel Temperature During Continuous Casting and Implementation in a Steel Plant”, Keynote Lecture , 5th ISHMT – ASME International Conference on Heat & Mass Transfer , pp 49-56, 2002
- 3 N.K.Nath, K. Mandal, A.K. Singh, A. Ghosh, B. Basu, S. Kumar, and S.K. Roy, “Ladle Furnace On-Line Reckon for prediction and Control of Steel Temperature and Composition”, Steel Research (2002) , pp. 1 – 23
- 4 C.D.Barão , “Controle de Temperatura de Aço na Panela”, Anais do XXXIII Seminário de Fusão Refino e Solidificação dos Metais da ABM, Maio de 2002, Santos, SP
- 5 B.R. Henriques et Al. , “Controle Térmico na Aciaria da CST”, Anais do XXXIII Seminário de Fusão Refino e Solidificação dos Metais da ABM, Maio de 2002, Santos, SP
- 6 N.F.Ferreira, B.R.Henriques, D.S.Severo, “O Modelo Matemático das Painéis da CST”, Anais do XXXIII Seminário de Fusão Refino e Solidificação dos Metais da ABM, Maio de 2002, Santos, SP
- 7 A.J.Silva, J.A. Castro, L.P.Moreira, R.A.F.Souza, “Variação da Temperatura do Aço Líquido durante o Vazamento de Conversores LD “, Anais do XXXVII Seminário de Aciaria – Internacional, ABM 2006
- 8 O.J.Olegbusi, J. Szekely, “Melt Stratification in Ladles”, ISIJ, vol. 27, pp. 563-569, (1987)
- 9 J.P. Holman, P.R.S. White, Heat Transfer, McGraw-Hill, NY-1992
- 10 J.Lauvray, Ph.Schittly, C.Zannoni, J.Petegnief, “Etude des Phénomènes Thermiques em Poche et en Repartiteur de Coulée Continue”, Revue de Metallurgie, pp.439 – 448 – Juin (1985)