

VARIAÇÃO DA TEMPERATURA DO AÇO LÍQUIDO DURANTE O VAZAMENTO DE CONVERSORES LD ¹

Alexandre José da Silva²

José Adilson de Castro³

Luciano Pessanha Moreira⁴

Ricardo Alexandre Freitas de Souza⁵

Resumo

O vazamento do aço líquido é uma das etapas responsáveis pela queda de temperatura do aço líquido em sua rota do conversor LD até a máquina de corrida contínua. Diversos fenômenos contribuem para a dificuldade na construção de modelos matemáticos fenomenológicos e é grande a dispersão de dados industriais, o que também dificulta a construção de modelos estatísticos. Apresenta-se um modelo fenomenológico que leva em conta o estado térmico prévio da panela, as diferentes adições realizadas durante o vazamento, a influência do preenchimento da panela na troca térmica do aço líquido com o ambiente e a própria panela e das reações de desoxidação pelo alumínio ou silício. A influência da camada de escória em formação é levada em conta pela solução de um modelo especialmente construído para a condução de calor através da escória, juntamente com um submodelo para as perdas no conversor, antes do vazamento. Os resultados obtidos são comparados com dados industriais. O modelo é capaz de prever a temperatura do aço no interior da panela líquido ao longo do vazamento e será útil na análise de algumas causas da dispersão encontradas nas taxas de resfriamento.

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

MATHEMATICAL MODEL FOR THE TEMPERATURE OF LIQUID STEEL DURING TAPPING FROM LD CONVERTERS

Abstract

Tapping of liquid steel from LD converter to a ladle in an integrated steel plant is associated to significant temperature loss. Several thermal phenomena take place simultaneously and the dispersion in industrial data is usually large, making the construction of accurate statistical models a difficult task. A phenomenological model to calculate the temperature of liquid steel in the ladle during tapping was developed. The model takes into account the previous thermal state of the ladle, the influence of metallurgical additions, including deoxidizing reactions, and is subdivided in sub-models for the thermal loss in the LD converter, in the tapping jet, for the ladle walls and a sub-model for the transient conduction through the slag layer. The model is able to predict the temperature of liquid steel in the ladle during and after tapping and can be useful to analyze different cooling rates under different operational conditions. Results were compared with industrial data and the model predictions agree with measured data in a range of ± 5 °C.

Key words: Temperature; Liquid steel; Ladle; Model.

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

luciano.moreira@metal.eeimvr.uff.br

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

INTRODUÇÃO

A simulação computacional tem sido uma ferramenta de grande utilidade para o desenvolvimento e operação de processos na siderurgia. O modelamento da queda de temperatura entre o vazamento e o lingotamento tem sido objeto de estudo de diferentes pesquisadores,⁽¹⁻⁶⁾ o que atesta o interesse no controle da temperatura do aço líquido entre o conversor LD a Máquina de Corrida Contínuo (MCC). A previsão acurada da queda de temperatura do aço demanda a construção de um modelo para as trocas térmicas entre o aço líquido, a panela e o ambiente da aciaria que inclua uma série de eventos de duração e intensidade variáveis de corrida a corrida. A variação das quantidades de adições, condições térmicas da panela, e condições variáveis do próprio jato de aço líquido geram grandes dispersões nas taxas de resfriamento.. o que torna difícil a criação de modelos estatísticos acurados. A utilização de modelos fenomenológicos, por outro lado, exige uma análise o mais detalhada possível dos eventos e fenômenos relevantes para a variação de temperatura do aço na panela. Este trabalho apresenta uma análise da fase de vazamento do aço líquido do conversor para uma panela.

Modelamento – Dividem-se as perdas térmicas durante a fase do vazamento em quatro partes: i) perdas no conversor, entre o período após o refino e o início do vazamento; ii) perdas no jato do conversor para a panela; iii) perdas devido a adições no vazamento e iv) perdas no interior da panela.

Perdas no conversor – O processo de refino é exotérmico e tem como efeito térmico a elevação de temperatura do aço recém-produzido no conversor. Após o final de sopro de oxigênio, pode ocorrer que o aço líquido aguarde alguns minutos no conversor antes do vazamento. O aço líquido tende então a perder temperatura em virtude das trocas térmicas através da boca e paredes do conversor. A espessura de escória sobre o aço líquido no conversor varia de corrida a corrida, e é de difícil avaliação. Consideramos então que as taxas de perda por radiação pela boca do conversor sejam equivalentes para diferentes corridas. A condução pelas paredes depende por sua vez da espessura do refratário, que é desgastado conforme o número de corridas realizadas. Adota-se um modelo de parâmetros concentrados para o aço líquido, onde a variação de energia interna se iguale á soma das perdas térmicas admitidas. Esse balanço térmico é expresso pela Equação (1):

$$\dot{q} = -m_{\text{aço}} \cdot cp_{\text{aço}} \cdot \frac{dT_{\text{aço}}}{dt} \quad (1)$$

Adota-se um modelo de resistências térmicas, admitindo-se:

$$\dot{q} = \frac{(T_{\text{aço}} - T_{\text{amb}})}{R_{\text{equitotal}}} \quad (2)$$

$$R_{equitotal} = \left(\frac{1}{R_{radLD}} + \frac{1}{R_{WallLD}} \right)^{-1} \quad (3)$$

$R_{equitotal}$ é a resistência equivalente de duas resistências térmicas atuando em paralelo, R_{radLD} e R_{WallLD} , devido às perdas por radiação pela boca e condução pelas paredes do conversor, respectivamente. A resistência de radiação é dada por:

$$R_{radLD} = \frac{1}{h_{radLD} \cdot A_{bocaLD}} \quad (4)$$

Onde h_{radLD} é definido pela equivalência com um fluxo de calor por radiação conforme Equação (5).

$$\sigma \cdot \varepsilon_{escLD} \cdot F_{fLD} \cdot (T_{escLD}^4 - T_{amb}^4) = h_{radLD} \cdot (T_{escLD} - T_{amb}) \quad (5)$$

Dividindo-se o lado esquerdo da Equação(5) por $(T_{escLD} - T_{amb})$, chega-se a uma expressão que equivale a uma definição para h_{radLD} :

$$h_{radLD} = \sigma \cdot \varepsilon_{escLD} \cdot F_{fLD} \cdot (T_{escLD}^3 + T_{escLD}^2 \cdot T_{amb} + T_{escLD} \cdot T_{amb}^2 + T_{amb}^3) \quad (6)$$

Onde σ representa a constante de Stephan-Boltzman, ε_{escLD} é a emissividade térmica da camada de escória no conversor, f_{fLD} é o fator de forma entre a superfície de escória e a boca do conversor, e T_{amb} e T_{escLD} são as temperaturas do ambiente e da superfície de escória, respectivamente.

Perdas por condução através da parede do conversor - Despreza-se o efeito da curvatura da parede e, admitindo-se um regime unidimensional de condução de calor, calcula-se a resistência térmica resultante da soma em série das resistências devido à convecção interna do aço líquido e parede, a condução de calor nos refratários (considerados homogêneos e uniformes, com uma única condutividade térmica) e a convecção externa à carcaça do conversor. Despreza-se a resistência da carcaça metálica, por sua maior condutividade térmica com relação aos refratários e sua menor espessura.

A resistência equivalente de convecção e condução é expressa da seguinte forma:

$$R_{WallLD} = \frac{1}{h_{intLD} \cdot A_{intLD}} + \frac{2 \cdot e_{refratLD}}{K_{medioLD} \cdot (A_{intLD} + A_{extLD})} + \frac{1}{h_{natLD} \cdot A_{extLD}} \quad (7)$$

Na Equação (7) encontra-se a influência da espessura de refratários do conversor, $e_{refratLD}$, que varia ao longo do tempo de campanha do conversor. Se N_{cLD} é o número realizado de corridas até o momento, a espessura atual dos refratários pode ser avaliado pela interpolação linear:

$$e_{refratLD} = \frac{e_{ref\ max\ LD} \cdot N_{cLD}}{N_{campLD} \cdot (e_{ref\ max\ LD} - e_{ref\ min\ LD})} \quad (8)$$

A integração da Equação (1) fornece:

$$\Delta T_{\text{conversor}}(t) = (T_{\text{finaldesopro}} - T_{\text{amb}}) \cdot \left(1 - e^{-\frac{t}{m_{\text{aço}} \cdot C_{p_{\text{aço}}} \cdot R_{\text{equitotal}}}} \right) \quad (9)$$

Perdas no jato de vazamento

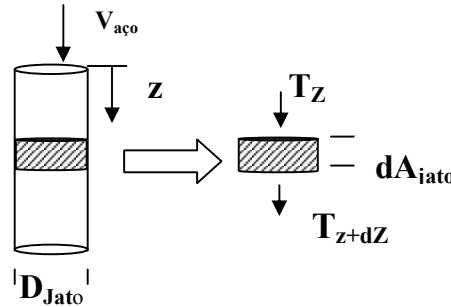


Figura 1. Jato de vazamento - esquemático

Considera-se um jato idealizado, de forma cilíndrica, com altura de queda e vazão constantes ao longo do tempo. É introduzido um fator de correção da área de exposição do jato, F_A , em função do estado de acabamento do canal. O balanço de massa de uma seção do jato fornece:

$$m_{\text{aço}} = \rho_{\text{aço}} \cdot V_{\text{aço}} \cdot \pi \cdot \frac{D_{\text{jato}}^2}{4} \cdot \Delta t_{\text{canal}} \quad (10)$$

Onde $V_{\text{aço}}$ é a velocidade média do aço líquido no jato e Δt_{canal} é o tempo de canal. O balanço térmico é feito com base na linearização da troca de calor por radiação, a exemplo do sub-modelo do conversor, com a introdução de um pseudo coeficiente de troca h_{radjato} , dado por:

$$h_{\text{radjato}} = \sigma \cdot \varepsilon_{\text{aço}} \cdot (T_z^3 + T_z \cdot T_{\text{amb}}^2 + T_z^2 \cdot T_{\text{amb}} + T_{\text{amb}}^3) \quad (11)$$

O balanço de energia térmica em uma seção do jato se escreve:

$$C_{p_{\text{aço}}} \cdot (T_z + dz - T_z) \cdot dm = (h_{\text{conv jato}} + h_{\text{radjato}}) \cdot dt_{\text{canal}} \cdot F_A \cdot \pi \cdot D_{\text{jato}} \cdot dz \quad (12)$$

Integrando-se a Eq. (12) com relação a z obtém-se:

$$\Delta T_{\text{jato}} = T_{\text{amb}} \cdot \left(e^{-\left[\frac{H_{\text{jato}} \cdot \pi \cdot D_{\text{jato}} \cdot (h_{\text{convjato}} + h_{\text{radjato}}) \cdot t_{\text{canal}} \cdot F_A}{m_{\text{aço}} \cdot C_{p_{\text{aço}}}} \right]} - 1 \right) + \left(1 - e^{-\left[\frac{H_{\text{jato}} \cdot \pi \cdot D_{\text{jato}} \cdot (h_{\text{convjato}} + h_{\text{radjato}}) \cdot t_{\text{canal}} \cdot F_A}{m_{\text{aço}} \cdot C_{p_{\text{aço}}}} \right]} \right) \cdot T_{\text{conv}} \quad (13)$$

Onde T_{conv} é a temperatura de saída do conversor a cada instante durante o vazamento.

Perdas para as adições - O modelo considera que os efeitos térmicos decorrentes de uma adição possam ser calculados em três etapas:⁽⁷⁾ a) dissociação à temperatura ambiente, b) aquecimento dos elementos puros até a

temperatura do banho, incluindo transformações de fase e c) dissolução dos elementos do banho a temperatura do banho. O balanço térmico entre a liga e o banho de aço pode então ser expresso pela Equação (14).

$$-\Delta T_{adições} = \frac{\sum_{i=1}^{N_{lig}} \left[m_{liga}^i \Delta h_{dissoc\ 298}^i + \int_{T_{amb}}^{T_{aço}} \xi_i \cdot C_{pi}(T) \cdot dT + \sum_{i=1}^{N_{lig}} \xi_i \cdot L_i + \Delta h_{dissol}^i \right] + \Delta H_{desox}}{m_{aço} \cdot C_{p\ Aço}} \quad (14)$$

O calor de dissociação a temperatura ambiente, $\Delta h_{dissoc\ 298}^i$, é geralmente baixo e na eventual falta de dados pode ser desprezado. ξ_i e $C_{pi}(T)$ são respectivamente a fração mássica e o calor específico do “iésimo” elemento constituinte da liga e $C_{pi}(T)$ deve incluir o efeito de eventuais transformações de fase do elemento, em especial o Ferro, durante o aquecimento até a temperatura do banho. L_i é o calor de fusão de cada constituinte da Ferro-liga. O efeito térmico da desoxidação, ΔH_{desox} , é assim considerado como uma perda de sinal negativo e é calculado com base no teor de Oxigênio no aço líquido ao final do sopro no conversor LD.

Perdas na Panela – As perdas térmicas na panela podem ser subdivididas em três parcelas: Perdas para o ambiente da aciaria pela boca da panela, perdas para as paredes e fundo da panela, e perdas para fusão e aquecimento de resíduos de escória e aço presentes na panela. Cada uma dessas parcelas é calculada por um submodelo em separado.

Perdas pela boca. – Uma vez no interior da panela o aço perde calor para o ambiente da aciaria, por radiação térmica e convecção com o ar através da boca da panela. A radiação térmica pela boca é intermediada pela camada de escória sobre o aço. A escória se origina da escória eventualmente passada do conversor, dos restos de escória na panela, da adição de cal e da desoxidação do aço por adição de alumínio e/ou silício e demais produtos resultantes da oxidação de Ferro-ligas. As perdas por radiação térmica pela boca da panela constituem parcela importante das perdas durante o vazamento. A incerteza na medida e determinação da quantidade de escória sobre o aço é um fator de dispersão na taxa de resfriamento do vazamento. Além disso, a agitação do banho expõe parte do aço líquido à radiação direta, o que aumenta perda térmica. A área de exposição direta do aço líquido pode ser expresso como uma fração da área da superfície, C_{exp} , que depende do grau de agitação, podendo ser influenciado por outros fatores como, por exemplo, a presença de umidade na cal. Um outro aspecto importante é a variação do fator de forma, entre a superfície do material líquido e a boca da panela, f_{f-boca} . Por simplicidade, consideramos aqui uma interpolação linear ao longo do vazamento entre os valores mínimo (panela vazia) e máximo (panela cheia). Um modelo é construído de modo a levar em conta a variação da temperatura através da camada de escória, $T_{esc}(z)$. Para tanto, adota-se um regime de transmissão de calor transiente unidimensional. Admite-se que o contato térmico entre a escória e o aço líquido seja representado por um coeficiente de película adequado, $h_{aço|esc}$. O calor liberado pelas reações químicas

das adições, \dot{S}_{reac} , é dividido entre a escória e o aço líquido. A fração da energia entregue à escória é indicada pelo coeficiente C_{R-esc} .

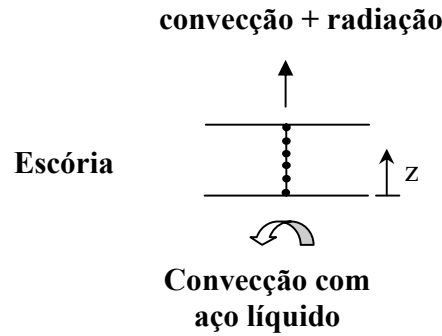


Figura 2. Esquema do modelo de condução térmica transiente unidimensional na camada de escória, com o aço líquido parcialmente exposto

Essa energia é considerada na forma de uma fonte distribuída no primeiro terço em contato com o aço líquido da espessura de escória. O principal resultado deste sub-modelo é o fluxo de calor do aço líquido para a camada da escória, $q''_{aço/esc}$, que é incorporado ao balanço térmico do aço líquido como parte das perdas pela boca. A outra parte é a perda pela radiação térmica do aço líquido diretamente para o ambiente, também considerada no modelo do aço líquido. O modelo está esquematicamente representado na Figura 2 e equacionado pela equações (15 a-d).

$$\rho C_{Pesc} \frac{\partial T_{esc}}{\partial t} = \frac{\partial}{\partial z} \left(k_{esc}(T_{esc}) \frac{\partial T_{esc}}{\partial z} \right) + C_{R-esc} \cdot \dot{S}_{reac} \quad (15-a)$$

$$\text{Condição inicial: em } t = 0 \rightarrow T_{esc}(x) = T_{aço} \text{ (uniforme)} \quad (15-b)$$

Condições de contorno:

$$\text{em } z = 0, k_{esc}(T_{esc}) \frac{\partial T_{esc}}{\partial z} = h_{aço/esc} \cdot (T_{esc} - T_{aço}) \quad (15-c)$$

$$\text{em } z = e_{esc}, -k_{esc}(T_{esc}) \frac{\partial T_{esc}}{\partial z} = \left[\sigma \varepsilon_{esc} f_{f-boca}(t) \cdot (T_{SupEsc}^4 - T_{amb}^4) + h_{esc/amb} \cdot (T_{SupEsc} - T_{amb}) \right] \cdot (1 - C_{exp}) \quad (15d)$$

Para maiores detalhes sobre os dados químicos e termodinâmicos, utilizados ver Souza.⁽⁸⁾ A condutividade térmica da escória líquida, $k_{esc}(T_{esc})$, é dependente da temperatura. A solução é obtida numericamente pelo método de volumes finitos, e acoplado ao cálculo da temperatura do aço líquido. A exposição direta do aço líquido dá origem a um fluxo de calor pela boca da panela dado por

$$q''_{aço/amb} = \left[\sigma \varepsilon_{aço} f_{f-boca}(t) \cdot (T_{aço}^4 - T_{amb}^4) + h_{aço/amb} \cdot (T_{aço} - T_{amb}) \right] \cdot C_{exp} \quad (16)$$

Perdas para a parede e o fundo – A caracterização dos estados térmicos da panela prévios e subsequentes ao vazamento foi escopo de trabalhos anteriores.^(1,8) Os fluxos de calor calculados entre o fundo e a parede da panela e o aço líquido, q''_{fundo} e q''_{parede} , são então utilizados para o cálculo das perdas térmicas no modelo do aço líquido.

Perdas para aquecimento e fusão dos resíduos na panela – Tanto a escória quanto o aço residual presentes na panela absorvem calor sensível e latente (devido às mudanças de fase) do aço que está sendo vazado. Sendo m_{R-esc} e $m_{R-aço}$ as massas residuais de escória e aço na panela respectivamente, podemos expressar a queda de temperatura causada no aço líquido por

$$\Delta T_{Re sid} = m_{R-esc} \cdot C_{pesc} (T_{aço} - T_{amb}) + m_{R-aço} \cdot \left[\sum \Delta h_{fase} + C_{paço} \cdot (T_{aço} - T_{amb}) \right] \quad (17)$$

Finalmente, podemos escrever o balanço de energia do aço líquido na panela, dado por:

$$\frac{dE_{aço}}{dt} = \dot{m}_{aço} \cdot C_{paço} \cdot T_{jato} - \left[q''_{fundo} \cdot A_{fundo} + q''_{parede} \cdot A_{parede}(t) + (q''_{aço/esc} + q''_{aço/amb}) A_{boca} + \dot{E}_{reac} + \dot{E}_{Re sid} \right] \quad (18-a)$$

$$\text{onde} \quad A_{parede}(t) = \frac{m_{aço}(t)}{\rho_{aço}} \cdot \frac{P_{panela}}{A_{fundo}} = \frac{4 \cdot \dot{m}_{aço}}{\rho_{aço} \cdot D_{panela}} \cdot t \quad (18-b)$$

$$\text{condição inicial: } E_{aço}(0) = 0$$

Sendo $\dot{m}_{aço}$ a vazão mássica de aço líquido no vazamento, A_{fundo} , A_{parede} e A_{boca} as áreas do fundo, parede e boca da panela. P_{panela} e D_{panela} são o perímetro e o diâmetro, respectivamente, \dot{E}_{reac} e $\dot{E}_{Re sid}$ são as taxas de perda de energia devido a reações com a adições e a taxa de perda de energia para refusão dos resíduos na panela. Admitindo-se todas as taxas aproximadamente constantes durante o vazamento, considera-se que apenas a área de contato com a parede lateral varie com o tempo, conforme indicado na equação (18-b). Neste caso após integração da expressão (18-a), aplicação da condição inicial (18-c) e divisão do resultado por $m_{aço}(t) \cdot C_{paço}$, obtém-se

$$T_{aço}(t) = T_{fim-de-sopro} - \frac{\left[\Delta T_{conversor} + \Delta T_{jato} + \Delta T_{adições} + \Delta T_{Re sid} \right] \cdot t}{\Delta t_{canal}} - \frac{\left[q''_{boca} \cdot A_{boca} + q''_{fundo} \cdot A_{fundo} \right]}{\dot{m}_{aço} \cdot C_{paço}} - \frac{2 \cdot q''_{parede}}{\rho_{aço} \cdot C_{paço} \cdot D_{panela}} \cdot t \quad (19)$$

RESULTADOS E DISCUSSÃO

Embora a expressão(19) seja linear com relação ao tempo, quando acoplada ao modelo da panela, que calcula q''_{parede} , implementa-se de fato um modelo não linear devido à variação deste fluxo de calor ao longo do vazamento. Além disso, as variações de temperatura devidas ao conversor, jato, adições e resíduos na panela são distribuídas ao longo do vazamento (note a divisão por Δt_{canal} , o tempo total de vazamento), já que nenhum desses efeitos é instantâneo. Na Figura 3 pode se observar este efeito na variação da temperatura do aço dentro da panela. A temperatura do aço líquido cai acentuadamente nos primeiros instantes do vazamento. À medida que mais aço é vertido para o interior da panela e que as reações de desoxidação liberam energia, a temperatura do aço se eleva novamente, em uma fase intermediária, para voltar a cair devido às perdas térmicas pela boca e paredes e fundo da panela. Este comportamento complexo torna difícil a estimativa de uma taxa média de resfriamento aplicável a um grande número de casos. Na Figura 4, são apresentados dois casos onde o modelo para a fase de vazamento é integrado ao modelo completo para a temperatura do aço na panela durante todo o período entre o vazamento e o lingotamento. Durante o lingotamento, o aço sofre estratificação térmica e mistura-se com aço remanescente no distribuidor (veja modelo específico em contribuição técnica a este mesmo Seminário)

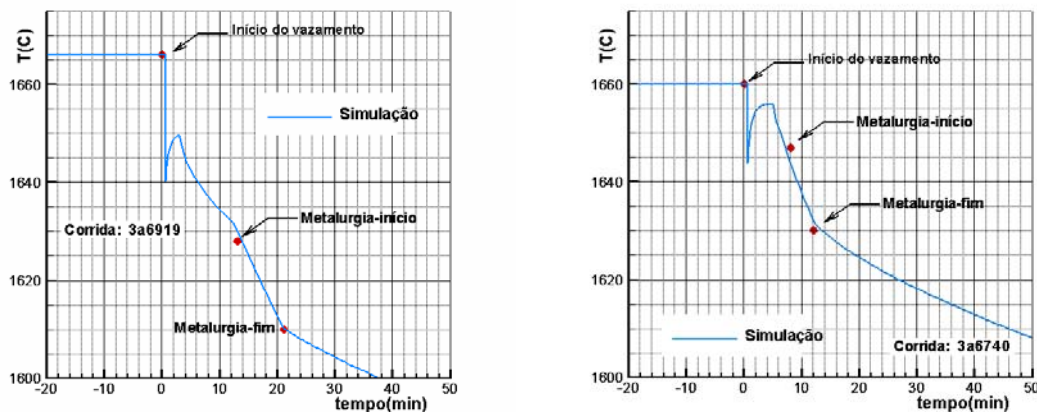


Figura 3. Temperatura do aço na panela durante vazamento.

Na Figura 5, é possível comparar os desvios do presente modelo para o vazamento com relação a medidas de temperatura do aço na panela logo após o vazamento. Cerca de 65% das corridas têm desvio na faixa de ± 5 °C e aproximadamente 80 % na faixa de ± 8 °C. Considera-se que dispersão tenha diferentes origens, entre elas: i) Logo após o vazamento e antes do borbulhamento, a temperatura do aço na panela pode não ser muito homogênea, uma vez que algumas reações químicas têm lugar junto na interface do aço com a camada de escória. Em todas as corridas analisadas, a primeira temperatura na panela foi colhida manualmente por introdução de uma sonda de temperatura que

é mergulhada no aço líquido logo abaixo da camada da escória, mas a uma profundidade variável; ii) A fase de vazamento e sub-seqüente espera pelo início da metalurgia de panela está associada a uma intenso transiente de temperatura, onde um erro de 30 segundos ou mesmo um ou mais na anotação do momento de medida da temperatura repercutem em apreciável diferença de temperatura, quando comparada com a simulação. Os dados de todas as corridas utilizadas emanam de anotações normalmente feitas diretamente pelos operadores nas folhas de cada corrida. Acreditamos que esta seja uma das maiores causas da dispersão encontrada nos resultados aqui apresentados; iii) Outras fontes de dispersão incluem imprecisões na quantidade de resíduos na panela, no peso exato das adições e da própria massa de aço líquido, a qual é avaliada por inspeção visual do nível na panela. Variações da agitação do aço líquido na panela e no jato durante o vazamento podem também contribuir para a dispersão entre valores calculados e medidos.

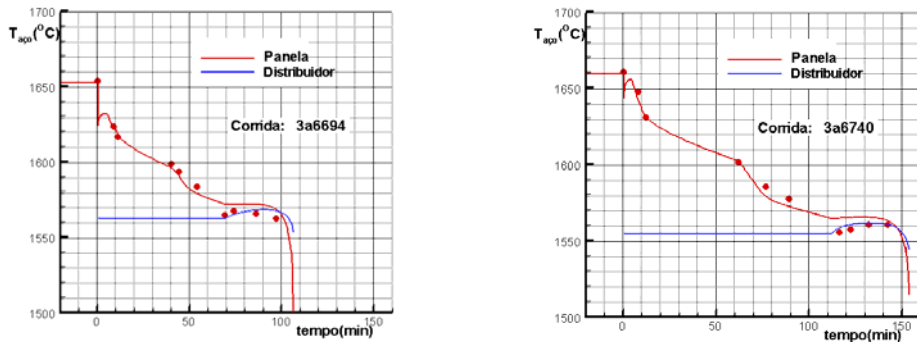


Figura 4. Temperatura na panela entre o conversor e o distribuidor .

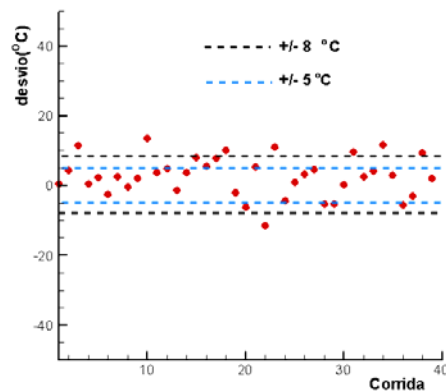


Figura 5. Desvios entre medidas e simulações para a primeira temperatura na panela medida após o vazamento. Resultados de 39 corridas.

CONCLUSÕES

O vazamento de aço líquido do conversor na panela é um processo complexo que envolve todos os modos de transmissão de calor: condução, convecção e

radiação térmica com liberação de calor devido a reações químicas, em regime transiente e condições iniciais variáveis, devido aos diferentes estados térmicos de cada panela. A complexidade do processo dificulta a utilização de taxas médias de perda de calor do aço líquido, demandando um modelo fenomenológico o mais detalhado possível. O modelo apresentado considera, através do acoplamento com um modelo global para o ciclo da panela, o estado térmico prévio das panelas, as perdas no conversor e no jato, as perdas em separado para as paredes e pela boca da panela, e o calor liberado pelas reações com as adições. Os resultados obtidos são considerados satisfatórios, mas o modelo demanda dados industriais mais numerosos de modo que se possa aumentar a sua acurácia e, com mais segurança, identificar as causas de dispersão nas taxas de resfriamento durante o vazamento.

Agradecimentos

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

Referências Bibliográficas

- 1 A.J. Silva, C.L. Pereira, E.C. Castro, “ANÁLISE DA EVOLUÇÃO TÉRMICA DE PANELAS DE AÇO EM ACIARIAS DE GRANDE PORTE”, Anais do 54º 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 Panelas da CST”, Anais do XXXIII Seminário de Fusão Refino e Solidificação dos Metais da ABM, Maio de 2002, Santos, SP
- 7 O. Kubaschewski, C.B. Alcock, *Metallurgical Thermochemistry* , Pergamon Press, 5th Ed. , 1977
- 8 R.A.F. Souza, *Simulação Computacional da Evolução Térmica do Aço em Panelas de Aciarias de Grande Porte* , Tese de Mestrado, Programa de Pós-Graduação em Eng. Metalúrgica - UFF, Volta Redonda, 2003