

ANÁLISE DO PROCESSO DE VAZAMENTO DA PAINELA DE ACIARIA ¹

Jussara Cristina da Silva²
Márcio Rodrigo Solimanni²
Eliaana Ferreira Rodrigues³

Resumo

Uma análise térmica e fluidodinâmica, do processo de vazamento de aço de uma painela para o distribuidor, durante o processo de lingotamento contínuo é considerado neste trabalho. O modelo envolve a solução de equações de Navier-Stokes para escoamento bidimensional turbulento (utilizando o modelo κ - ϵ), em conjunto com as equações de energia correspondentes, abrangendo energia térmica e variáveis de escoamento em coordenadas cilíndricas. As equações diferenciais são discretizadas, utilizando-se uma resolução numérica através de técnicas de elementos finitos, com auxílio dos softwares ANSYS e FLOTTRAN. O resultado é uma análise de fundamental importância na indústria siderúrgica, que permite o desenvolvimento de estratégias de otimização energética e a minimização do consumo de refratários, mantendo a qualidade do aço através do controle de parâmetros do processo, dentro de estreitos limites.

Palavras-Chave: Controle de temperatura, Painelas de aciaria, Simulação numérica, ANSYS

¹ Contribuição técnica a ser apresentada no XXXVI Seminário de Fusão, Refino e Solidificação dos Metais - Internacional, da Associação Brasileira de Metais, Vitória /ES, Brasil, 16 a 18 de maio de 2005.

² Alunos do Curso de Engenharia de Metalurgia da Escola de Minas/UFOP Departamento de Engenharia Metalúrgica da EEUFMG.

³ Dr.a, Professora Adjunta Departamento de Engenharia de Controle e Automação e Técnicas Fundamentais da Escola de Minas da UFOP.

1 INTRODUÇÃO

O processo de lingotamento contínuo é responsável por cerca de 94% da produção mundial de produtos siderúrgicos.⁽¹⁾ O estudo do escoamento do aço, a distribuição de temperatura e a concentração das adições de liga nos vasos metalúrgicos são variáveis fundamentais para o controle da qualidade do aço.

A panela de aciaria é, essencialmente, um grande reservatório com paredes refratárias onde também ocorrem diversos procedimentos importantes como, por exemplo, a adição de ligas. O metal líquido contido na panela é então transportado até o “distribuidor”, onde é vazado através de um orifício posicionado no fundo da panela, e do distribuidor para dentro de moldes, onde o aço se solidifica formando os lingotes.

Este trabalho apresenta uma análise de um processo típico de vazamento de aço da panela para o distribuidor, as demais etapas do ciclo de panela já foram abordadas em outros trabalhos de Rodrigues, Medeiros e Figueira⁽²⁾ e Pan e Bjorkman.⁽³⁾ Sabe-se que, uma análise da distribuição de temperatura do aço é de suma importância para a qualidade do produto final, esta relevância está ressaltada em diversos trabalhos como os de Grip et al.⁽⁴⁾ e Chakraborty and Sahai,⁽⁵⁾ onde verifica-se estes efeitos associados aos de estratificação térmica durante o processo de lingotamento contínuo. Esta temperatura deve ser controlada entre limites bastante estreitos, particularmente, no caso do aço líquido fornecido para o molde via distribuidor. Temperaturas excessivamente altas ocasionam desperdícios de energia e aço de baixa qualidade. Baixas temperaturas causam entupimentos nas válvulas da panela e formação de “cascão”. O controle de temperatura da panela é, aparentemente, o parâmetro de controle mais relevante no processo de lingotamento contínuo. Embora seja claro que uma estimativa global possa ser obtida com o uso de balanços térmicos convencionais, resultados mais precisos só podem ser obtidos quando os fenômenos fluido-dinâmicos associados aos fenômenos térmicos são observados. O objetivo desta análise é encontrar a temperatura ótima em que o aço é vazado do convertedor para a panela, já que a temperatura de vazamento para o molde é próxima da temperatura de líquidos.

2 CONCEPÇÃO DO MODELO

Simulou-se uma corrida típica de aciaria cuja panela é considerada uma panela de 180 toneladas. O modelo de vazamento foi considerado bidimensional, com orifício de vazamento circular simétrico e uma vazão constante durante o tempo de vazamento. As variações na temperatura e no escoamento turbulento na direção angular (θ) foram desprezíveis e as equações relevantes são resolvidas somente na direção radial e vertical (r, z). A simulação inicia-se com o processo de panela cheia sem considerar que o efeito de estratificação térmica poderá ocorrer se o período de espera for longo. A temperatura inicial do banho líquido foi considerada 1850 K, o que representa uma situação homogênea, imediatamente após a injeção de argônio. O perfil de temperatura nos revestimentos refratários é fornecido pela etapa precedente do processo do ciclo de panela (nesta simulação, semelhantes às condições operacionais na indústria onde se colheu os dados empíricos) de uma corrida típica. Considera-se, ainda, que durante o vazamento, não houve uma interferência da camada de escória superficial com o banho metálico. Consequentemente, nesta superfície não foi considerada a presença de uma

espessa camada de escória onde a troca de calor para a vizinhança é nula. As propriedades físicas dos revestimentos são tomadas dependentes da temperatura e considera-se ainda, contato térmico perfeito entre as várias camadas de refratários. A temperatura do meio ambiente externo é constante e todos os corpos são cinzentos, emitindo radiação difusa.

Para o aço líquido, durante o processo de vazamento, foram utilizadas as equações de Navier-Stokes, para continuidade, escoamento e energia, juntamente com o modelo de turbulência utilizado.

a) Equação da continuidade:

$$\frac{\partial \rho}{\partial t} + \frac{\partial (\rho u_z)}{\partial z} + \frac{1}{r} \frac{\partial (\rho r u_r)}{\partial r} = 0 \quad (1)$$

b) Equação da conservação da quantidade de movimento:

na direção z (axial):

$$\begin{aligned} \frac{\partial (\rho u_z)}{\partial t} + \frac{\partial (\rho u_z u_z)}{\partial z} + \frac{1}{r} \frac{\partial (\rho r u_z u_r)}{\partial r} = & -\frac{\partial P}{\partial z} + \mu_{ef} \left[\frac{\partial^2 u_z}{\partial z^2} + \frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} \left(r \frac{\partial u_z}{\partial r} \right) \right. \\ & \left. + \frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} \left(r \frac{\partial u_r}{\partial z} \right) \right] + (\rho - \rho_0)g \end{aligned} \quad (2)$$

onde ρ_0 é a densidade de referência do fluido (kg/m^3), μ_{ef} , é a viscosidade turbulenta efetiva, calculada pelo modelo de turbulência k- ϵ , e somatório da viscosidade laminar, μ e turbulenta, μ_t , definida como:

$$\mu_t = \frac{C_\mu \rho k^2}{\epsilon} \quad (3)$$

onde k e ϵ são energia cinética turbulenta e taxa de dissipação de energia cinética turbulenta, respectivamente.

na direção r (radial):

$$\begin{aligned} \frac{\partial (\rho u_r)}{\partial t} + \frac{\partial (\rho u_z u_r)}{\partial z} + \frac{1}{r} \frac{\partial (\rho r u_r u_r)}{\partial r} = & -\frac{\partial P}{\partial r} + \mu_{ef} \left[\frac{\partial^2 u_r}{\partial z^2} + \frac{\partial^2 u_z}{\partial z \partial r} \right. \\ & \left. + \left\{ \frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} \left(r \frac{\partial u_r}{\partial r} \right) \right\} - \frac{u_r}{r^2} \right] \end{aligned} \quad (4)$$

c) Equação da conservação da energia cinética turbulenta:

A distribuição espacial das quantidades k e ϵ podem ser obtidas através da solução das equações de conservação para estas variáveis, cuja forma é dada em sistemas de coordenadas cilíndricas:

$$\frac{\partial (\rho k)}{\partial t} + \frac{\partial (\rho u_z k)}{\partial z} + \frac{1}{r} \frac{\partial (\rho r u_r k)}{\partial r} = \frac{\partial}{\partial z} \left(\frac{\mu_{ef}}{\sigma_k} \frac{\partial k}{\partial z} \right) + \frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} \left(r \frac{\mu_{ef}}{\sigma_k} \frac{\partial k}{\partial r} \right) + S_k \quad (5)$$

onde,

$$S_k = G - \rho \varepsilon + \frac{C_4 \beta g \mu_t}{\sigma_t} \frac{\partial T}{\partial z} \quad (5.a)$$

e

$$G = \mu_t \left[2 \left\{ \left(\frac{\partial u_z}{\partial z} \right)^2 + \left(\frac{\partial u_r}{\partial r} \right)^2 + \left(\frac{u_r}{r} \right)^2 \right\} + \left(\frac{\partial u_z}{\partial r} + \frac{\partial u_r}{\partial z} \right)^2 \right] \quad (5.b)$$

d) Equação da taxa de dissipação de energia cinética turbulenta:

$$\frac{\partial (\rho \varepsilon)}{\partial t} + \frac{\partial (\rho u_z \varepsilon)}{\partial z} + \frac{1}{r} \frac{\partial (\rho r u_r \varepsilon)}{\partial r} = \frac{\partial}{\partial z} \left(\frac{\mu_{ef}}{\sigma_\varepsilon} \frac{\partial \varepsilon}{\partial z} \right) + \frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} \left(r \frac{\mu_{ef}}{\sigma_\varepsilon} \frac{\partial \varepsilon}{\partial r} \right) + S_\varepsilon \quad (6)$$

onde,

$$S_\varepsilon = \frac{C_1 \varepsilon G}{k} - \frac{C_2 \rho \varepsilon^2}{k} + \frac{C_1 C_\mu (1 - C_3) \beta g \rho k}{\sigma_t} \frac{\partial T}{\partial z} \quad (6.a)$$

e) Equação da conservação da energia térmica:

$$\frac{\partial (\rho T)}{\partial t} + \frac{\partial}{\partial z} (\rho u_z T) + \frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} (\rho u_r T) = \frac{\mu_{ef}}{\text{Pr}_{ef}} \left[\frac{\partial^2 T}{\partial z^2} + \left\{ \frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} \left(r \frac{\partial T}{\partial r} \right) \right\} \right] \quad (7)$$

A solução para o problema requer a resolução das equações diferenciais acima, utilizando as técnicas de elementos finitos. Entretanto, a solução numérica dependerá dos valores escolhidos para as constantes que envolvem a equação de conservação para k e ε . Os valores das constantes do modelo de turbulência são os recomendados por Launder e Spalding:⁽⁶⁾ $C_\mu=0,09$; $C_1=1,44$; $C_2=1,92$; $C_3=1,0$; $C_4=1,0$; $\sigma_k=1,0$ e $\sigma_\varepsilon=1,3$, onde k e ε são energia cinética turbulenta e taxa de dissipação de energia cinética turbulenta, respectivamente.

Para as camadas dos revestimentos refratários, utilizou-se a equação de condução de calor bidimensional, em coordenada cilíndrica descrita pela lei de Fourier.

Para as interfaces metal líquido e revestimento refratário foram assumidos as condições de não deslizamento, resultando em nulo os valores de k e ε , e das componentes da velocidade u_r e u_z ($u_r = u_z = k = \varepsilon = 0$). As componentes da velocidade normal e os gradientes normais da velocidade paralela, energia turbulenta e taxa de dissipação de energia foram tomados como nulos no eixo de simetria. As componentes da velocidade paralelas à parede e os parâmetros turbulentos dos nós

próximos à parede foram calculados utilizando modelo padrão, função logarítmica Launder e Spalding.⁽⁶⁾ As condições de contorno térmicas foram determinadas em uma análise prévia, utilizando ANSYS/THERMAL para as superfícies internas (parede lateral interna da panela e topo do banho), onde foram calculados os respectivos fluxos de calor incidente em cada nó, através dos cálculos dos fatores de vista de elemento para elemento. Desprezaram-se as perdas internas por convecção, tendo em vista a predominância do fenômeno de radiação interna. Já para as superfícies externas, considerou-se perdas de calor tanto por radiação como por convecção natural. Para o orifício de vazamento, a componente de velocidade radial é nula e a componente axial igual à velocidade fornecida pelo balanço de massa. Os valores de k e ε no orifício de vazamento *da panela* assumem os mesmos valores empíricos aplicados à entrada do bocal do distribuidor, utilizados por Yeh, Hwang e Chou,⁽⁷⁾ Joo, Han e Guthrie.⁽⁸⁾ No topo, o fluxo de calor, os valores de k e ε e a componente da velocidade radial foram considerados nulos.

3 SIMULAÇÃO NUMÉRICA

A análise numérica consiste em simular as condições operacionais durante o processo de fabricação, através do método dos elementos finitos (FEM), o qual é empregado pelo software ANSYS/FLOTRAN.⁽⁹⁾ Este software permite uma análise integrada da área fluida com a térmica no metal líquido e uma análise térmica nos revestimentos refratários. Um modelo bidimensional, assimétrico e em coordenadas cilíndricas representa o modelo de panela de aciaria utilizada. Pelo esquema da malha, vide Figura 1, verifica-se diversos tipos de materiais refratários constituintes do revestimento da panela e também o aço líquido que é o enfoque desta pesquisa, os quais se dispõem ao longo da estrutura de acordo com a solicitação fluida térmica. Foi feito um levantamento de dados operacionais para incluir no software as condições de contornos apropriadas.

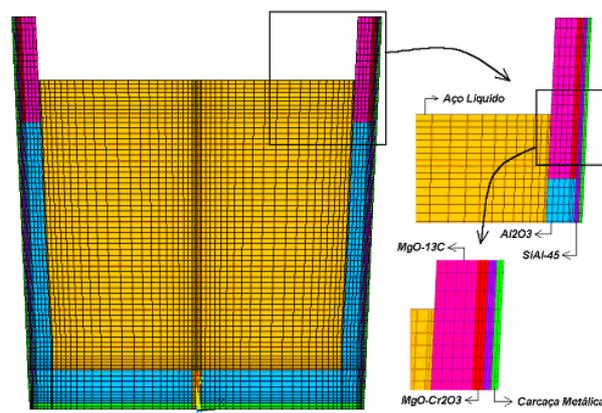


Figura 1. Representação da malha utilizada no modelo de vazamento.

O modelo de panela discretizado é constituído de 5157 elementos e 5310 nós, onde se têm as seguintes variáveis para o aço líquido: temperatura, componente da velocidade axial, componente da velocidade radial, pressão, energia cinética e taxa de dissipação da energia cinética turbulenta; para o revestimento refratário apenas a temperatura. Utilizou-se pequenos intervalos transientes durante o processo de

vazamento para situações de panela cheia, 4/5, 2/3, 1/2, 1/3 e 1/5. O critério de convergência foi estabelecido quando a variável temperatura atingia um valor de 0,001, o que se equívale a 300 interações para o equilíbrio. Esse critério foi usado em todas etapas estudadas durante o vazamento.

4 ANÁLISE DOS RESULTADOS

As Figuras 2, 3 e 4 mostram os resultados obtidos através da simulação do processo de vazamento da panela de aciaria, considerando o topo da camada de escória isolada e as condições iniciais conforme dados operacionais da planta de produção.

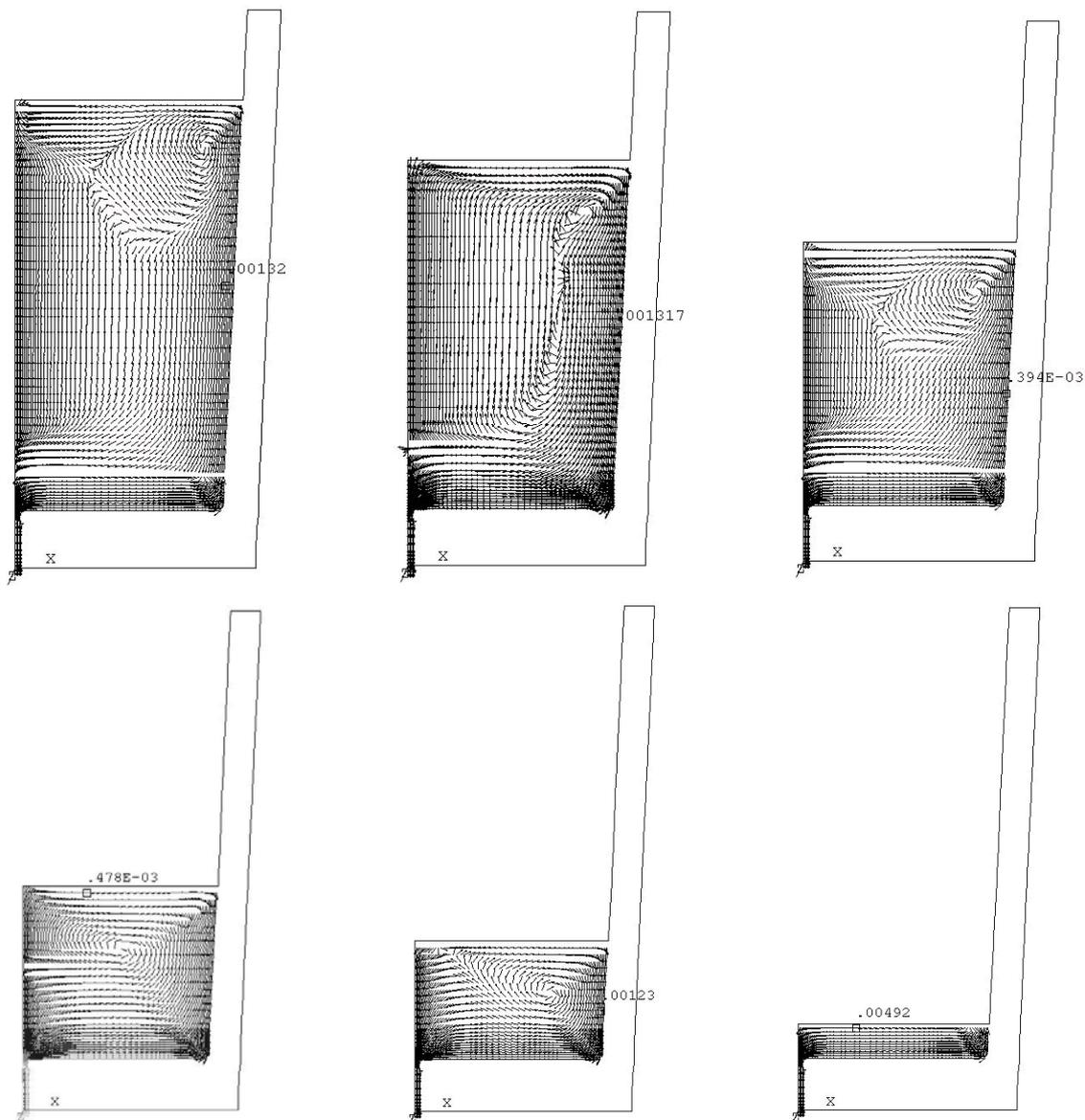


Figura 2. Perfis de velocidade durante o período de vazamento do aço para o distribuidor para as posições de panela cheia, 4/5, 2/3, 1/2, 1/3 e 1/5.

Na Figura 2 podemos observar o campo de velocidade durante o vazamento para as posições de panela cheia, 4/5, 2/3, 1/2, 1/3 e 1/5 do nível de aço contido na panela. Observa-se ainda, para todas as situações, que a magnitude de velocidade nas proximidades da boca de saída do aço é maior em relação ao restante do banho. O vórtice formado tende a se localizar sempre próximo ao refratário na parte superior. Os valores expressos estão em metros.

Os perfis de temperatura no banho metálico, resultantes da simulação, são mostrados na Figura 3. Observa-se, nesta figura, os perfis de temperatura para as situações de panela cheia, até a posição de 1/5 de volume de aço contido na panela nas quais as temperaturas apresentadas estão em Kelvin. Pode-se notar em todas situações, a presença de um núcleo central uniforme no metal líquido com gradientes acentuados nas paredes laterais da panela onde ocorre maior perda térmica para os refratários. À medida que o aço é vazado, estes gradientes também ficarão mais acentuados. No início, há uma queda de cerca de 2 K e na posição de 1/3, cerca de 10 K da região central para a parede lateral. Após a situação de 1/3, há uma mudança dos gradientes de temperatura; a Figura 4 mostra a inclinação mais acentuada até o final do lingotamento.

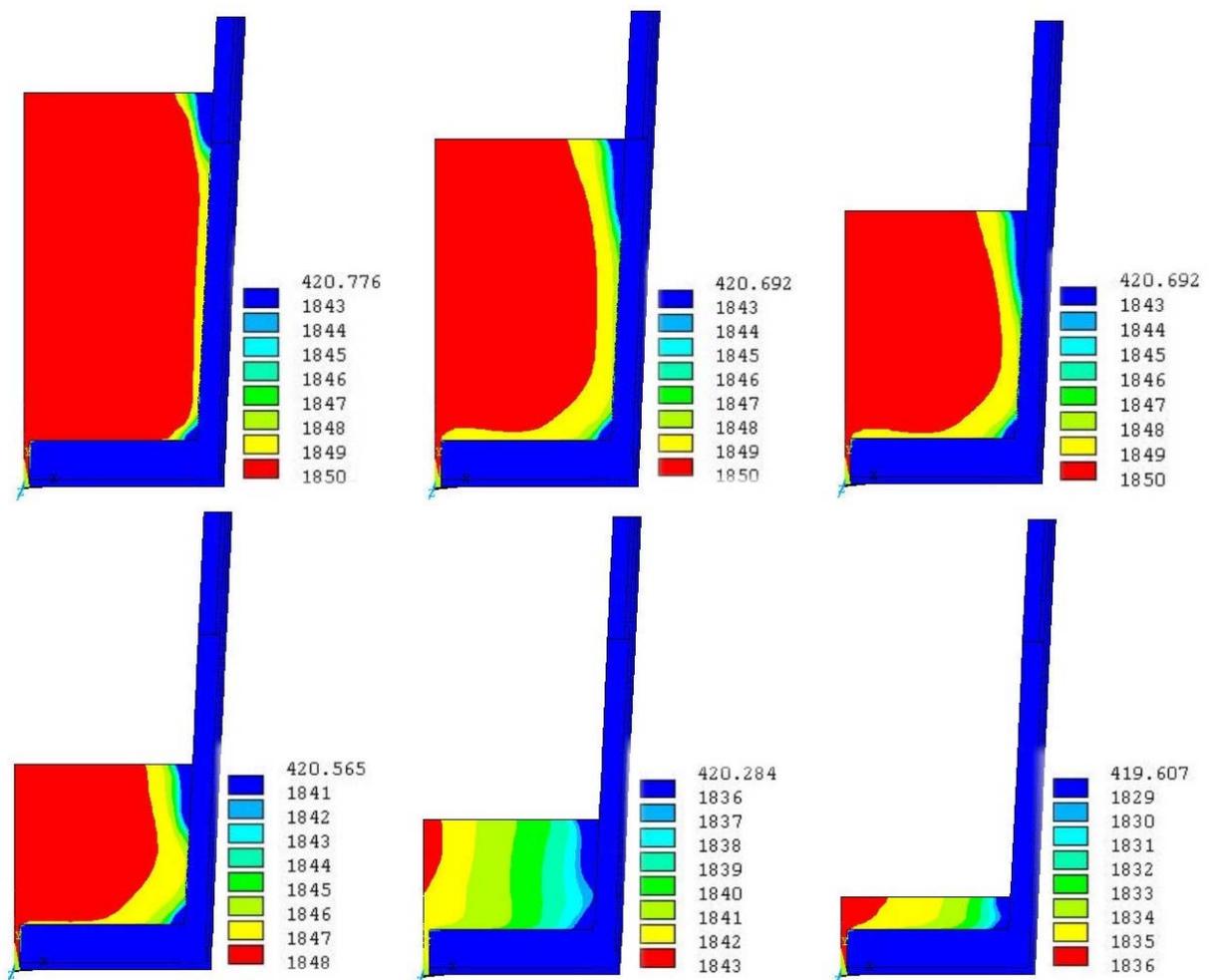


Figura 3. Perfis de temperatura no aço durante o vazamento do aço para o distribuidor, para as posições de panela cheia, 4/5, 2/3, 1/2, 1/3 e 1/5.

A Figura 4 mostra uma comparação entre a queda da temperatura do aço obtido da simulação numérica para um nó (ponto 1) e a queda de temperatura

medida na indústria. À partir dos 30 minutos de vazamento, observa-se uma queda mais acentuada da temperatura, resultante da simulação numérica. Já nos resultados experimentais, a queda é mais contínua durante todo o período de vazamento. A queda de temperatura durante as medições atingiu cerca de 14,8 °C, entre 5 e 40 minutos de vazamento e cerca de 14,3 °C nos resultados obtidos através da simulação numérica no mesmo intervalo de tempo. Como pode ser visto nesta figura, existe uma grande proximidade entre os dois resultados, com a diferença entre os dois perfis, variando entre 3 a 5 °C.

O perfil térmico do aço, obtido experimentalmente, apresenta uma tendência quase linear enquanto o perfil térmico obtido através da simulação numérica apresenta uma tendência mais exponencial, com uma inclinação mais acentuada à partir de 30 minutos de vazamento. Os resultados da simulação numérica foram apresentados até 40 minutos de vazamento, porém, se prolongada esta análise até os 47 minutos de vazamento, ter-se-ia uma proximidade ainda maior das curvas, a experimental e da simulação numérica.

Para esta corrida, pode-se observar uma queda de temperatura no aço líquido dentro da panela de aciaria de aproximadamente 20 °C para um período de vazamento de 47 minutos.

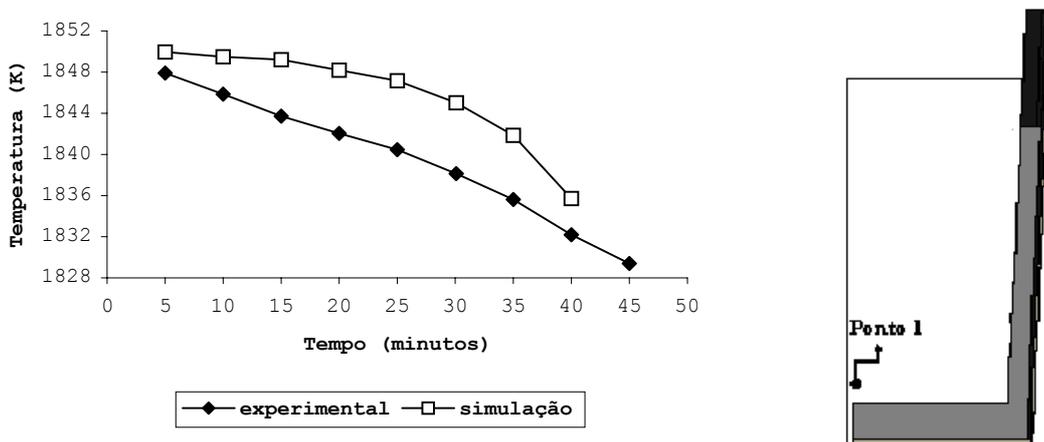


Figura 4. Temperatura do aço líquido medido em dois pontos durante o vazamento do aço da panela para o distribuidor.

5 CONCLUSÕES

Um modelo numérico é mostrado como uma ferramenta eficaz e precisa para estabelecer os campos de velocidade e temperatura, na etapa de vazamento da panela, durante o processo de fabricação de aço.

Os resultados obtidos com a aplicação deste modelo demonstram uma boa aproximação do processo de vazamento, o que permite o desenvolvimento de estratégias de otimização energética e a minimização do consumo de refratários, mantendo a qualidade do aço através do controle de parâmetros do processo, dentro de estreitos limites.

Agradecimentos

À FAPEMIG pelo suporte financeiro.

REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

1. ODENTAL, H.-J.; BOLLING, R.; PFEIFER, H. Numerical and physical simulation of tundish fluid flow phenomena. In: JAPAN-GERMANY SEMINAR ON FUNDAMENTALS OF IRON AND STEELMAKING, 11., Düsseldorf, 2002. **Proceedings...** Düsseldorf: VDI-Wissensforum, 2002. p.86-98.
2. RODRIGUES, E.F.; MEDEIROS, E.B.; FIGUEIRA, R. M. Heat loss and liquid steel flow in metallurgical ladles during holding period in continuous casting. In: INTERNATIONAL SYMPOSIUM ON ADVANCES IN COMPUTATIONAL HEAT TRANSFER, 1997, Çesme, Izmir, Turkey. **Proceedings...** p. 202-204.
3. PAN, Y.; BJORKMAN, B.O. Physical and mathematical modelling of thermal stratification phenomena in steel ladles. **ISIJ International**, v. 42, n. 6, p.614-623, 2002.
4. GRIP, C.E.; JOSSON, L.; JOSSON, P.; JONSSON, K.O. Numerical prediction and experimental verification of thermal stratification during holding in pilot plant and production ladles. **ISIJ International**, v. 39, n. 7, p.715-721, 1999.
5. CHAKRABORTY, S.; SAHAI, Y. Effect of slag cover on heat loss and liquid steel flow in ladles before and during teeming to a continuous casting tundish. **Metallurgical and Materials Transactions B**, v. 23B, p. 135-151, Apr. 1992.
6. LAUNDER, B.E.; SPALDING, D.B. The numerical computation of turbulent flows. **Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering**, v. 3, p. 269-289, 1974.
7. YEH, J.L.; HWANG, W.S.; CHOU, C.L. Physical modelling validation of computational fluid dynamics code for tundish design. **Ironmaking and Steelmaking**, v. 19, n. 6, p. 501-504, 1992.
8. JOO, S.; HAN, J.W.; GUTHRIE, R.I.L. Inclusion behavior and heat-transfer phenomena in steelmaking tundish operations. Part II: Mathematical model for liquid steel in tundishes. **Metallurgical and Materials Transactions B**, v. 24B, p.767-778, Oct. 1993.
9. ANSYS User's manual, version 6.0. Disponível em:<<http://www.ansys.com>>. Acesso em: 14 mar. 2005.

AN ANALYSIS OF TEEMING IN STEEL MAKING LADLE

Abstract

A thermo-fluiddynamic analysis of steelmaking ladles during teeming in a continuous casting process has been considered. The model is based on the solution of developed, considering transient fluid flow inside the ladle melt and during continuous casting. This model is based in the solution of two dimensional turbulent flow Navier-Stokes equations (κ - ε model), used in conjunction with the corresponding energy equations. The differential equations are solved by means of finite element tools, with the help of ANSYS/FLOTRAN software. The results is an analysis of potential importance to the steel making industry, evolving strategies for optimizing energy consumption observing the quality of the final product, refractory wear, by means of control of the process parameters.

Key-words: Ladle, Fluid Flows, Temperature Control, Simulation