

ESCOAMENTO DE FERRO-GUSA EM CANAL DE ALTO-FORNO E SUA RELAÇÃO COM O DESGASTE DO REVESTIMENTO REFRAATÁRIO

R. V. P. REZENDE¹, A. A. ULSON DE SOUZA¹, S. M. A. GUELLI ULSON DE SOUZA¹,
A. F. C. SILVA², C. R. MALISKA²

¹ Universidade Federal de Santa Catarina, Departamento de Engenharia Química e Engenharia de Alimentos.

² Universidade Federal de Santa Catarina, Departamento de Engenharia Mecânica.

E-mail para contato: rezendervp@gmail.com

RESUMO – Historicamente, os processos siderúrgicos estão vinculados ao desenvolvimento técnico e industrial de uma nação e estão atrelados à quantidade e à qualidade do aço produzido. Um dos equipamentos importantes neste processo, o canal de alto-forno, cuja função principal é extravasar o metal do alto-forno, sofre desgaste de seu revestimento refratário - parte fundamental de sua durabilidade - e pouco se sabe como este processo ocorre. A metodologia apresentada neste trabalho modela o sistema ar-gusa considerando tanto o jato aberto quanto a superfície livre, além da sua natureza transiente e turbulenta. O simulador ANSYS CFX foi empregado na solução do sistema de equações. Os resultados indicam que o caráter vorticoso e oscilatório na região de impacto do jato aumentam os níveis energia cinética turbulenta, a qual apresenta correlação com a taxa de desgaste, permitindo estimar o seu perfil, e contradizem a crença de que as tensões cisalhantes são as principais responsáveis por este processo.

1. INTRODUÇÃO

O canal de alto-forno consiste em uma calha de cerca de 20m de comprimento e pouco mais de 1m de largura e profundidade. Sua função consiste em direcionar o metal fundido do alto-forno para os carros-torpedos (vagões de transporte) separando o ferro-gusa da escória, além de homogeneizar a temperatura do metal fundido. O metal então é transportado até operações de refino que variam de acordo com a finalidade do produto final. A qualidade desta operação unitária determina o tempo e rendimento das operações subsequentes.

Ao fim do canal espera-se que o ferro-gusa e a escória estejam separados por flotação e que as temperaturas estejam mais homogêneas. No caso analisado, especificamente, a temperatura de operação é cerca de 1650 °C com vazões mássicas que variam de 5-14 ton/min (mas isto depende de cada planta operacional). O extravasamento do alto-forno é feito por meio de um orifício na parede do mesmo resultando em um jato aberto de uma mistura bifásica de metal e escória fundidos com uma velocidade de saída de 7,5m/s em um ângulo de 10°, o qual colide com a escória sobrenadante ao ferro-gusa fundido a 3,5m da parede do alto-forno. A operação leva cerca de 1,5 h sendo revezada em diversos canais em torno do alto

forno. Um canal tem um tempo de vida de cerca de um mês.

O tempo de vida de cada canal é determinado pelo desgaste do revestimento refratário, sendo as regiões mais críticas as interfaces metal-escória, e a zona de impacto do jato; ambas com um desgaste acentuado nas laterais. O fundo do canal é levemente atacado e apresenta um leve abaulamento apenas na região de impacto do jato. As condições de operação extremas dificultam uma reprodução experimental consoante com a realidade industrial, tornando difícil o estudo deste processo.

Alguns trabalhos estudaram esta dinâmica por modelos físicos e métodos numéricos (Begniss, *et al.*, 2005; He, Evans, *et al.*, 2002; He, Zulli, *et al.*, 2002; Kim, *et al.*, 1998; Luomala, *et al.*, 2001; Shestopalov, *et al.*, 1988; Stevenson e He, 2005). Contudo, ou a similaridade dimensional era comprometida por emulsificação das fases; ou os modelos matemáticos e tratamentos numéricos não levaram em consideração a dinâmica do jato e da superfície livre. O jato é desconsiderado e seu ponto de impacto tratado como uma região de entrada com velocidade e ângulo prescritos; e a superfície como uma parede com condição de escorregamento. Apesar das contribuições destes trabalhos, nenhum foi capaz de prever ou mesmo indicar uma correlação entre a fluidodinâmica e a taxa de desgaste.

E, apesar da simplicidade e ganhos de tempo computacional, estas simplificações geram um inconveniente: campos simétricos de linhas de corrente e um escoamento – quase sempre monofásico – comportando-se como um escoamento interno ao invés de um escoamento em canal aberto. Foi demonstrado que a iteração entre o jato aberto e a superfície livre é a que melhor descreve a dinâmica do escoamento, sendo capaz de capturar oscilações, propagações de ondas e o entranhamento de ar no metal fluido. Uma abordagem deste tipo é multifásica, transiente e turbulenta (Rezende, 2008).

Neste trabalho, estas características são consideradas, e uma correlação entre o escoamento e a taxa de desgaste é proposta. O escoamento é considerado bifásico formado por ferro-gusa fundido e ar. Nem a escória e nem a transferência de calor são consideradas por simplicidade. O modelo matemático foi resolvido numericamente no simulador comercial ANSYS CFX 11.0[©].

2. MODELO MATEMÁTICO

O modelo consiste na equação de conservação de massa e volume, respectivamente,

$$\frac{\partial}{\partial t}(r_\alpha \langle \rho_\alpha \rangle) + \nabla \cdot (r_\alpha \langle \rho_\alpha \rangle \langle \mathbf{u} \rangle) = 0, \quad (1)$$

$$\sum_{\alpha=1}^2 r_\alpha = 1 ; \quad (2)$$

conservação da quantidade de movimento, considerando o modelo homogêneo, tensão superficial e comportamento reológico newtoniano:

$$\frac{\partial}{\partial t}(\langle \rho \rangle \langle \mathbf{u} \rangle) + \nabla \cdot (\langle \rho \rangle \langle \mathbf{u} \rangle \otimes \langle \mathbf{u} \rangle) = \nabla \cdot (\mu_{eff} \langle \nabla \mathbf{u} + \nabla \mathbf{u}^T \rangle) - \nabla \langle p \rangle + (\langle \rho \rangle - \rho_{ref}) \mathbf{g} + \mathbf{m}_i^\sigma ; \quad (3)$$

A tensão superficial \mathbf{m}_i^σ é formulada de acordo com o modelo de Brackbill, *et al.* (1992), e o tratamento URANS para turbulência usando o modelo a duas equações $k - \varepsilon$,

$$\begin{aligned} \frac{\partial (\langle \rho \rangle \langle k \rangle)}{\partial t} + \nabla \cdot (\langle \rho \rangle \langle \mathbf{u} \rangle \langle k \rangle) &= \nabla \cdot \left[\left(\mu + \frac{\mu_T}{\sigma_k} \right) \nabla \langle k \rangle \right] + \dots \\ \dots + (\mu_T \langle \nabla \mathbf{u} + \nabla \mathbf{u}^T \rangle : \nabla \langle \mathbf{u} \rangle - \langle \rho \rangle \langle \varepsilon \rangle) & \end{aligned} \quad (4)$$

$$\begin{aligned} \frac{\partial (\langle \rho \rangle \langle \varepsilon \rangle)}{\partial t} + \nabla \cdot (\langle \rho \rangle \langle \mathbf{u} \rangle \langle \varepsilon \rangle) &= \nabla \cdot \left[\left(\mu + \frac{\mu_T}{\sigma_\varepsilon} \right) \nabla \langle \varepsilon \rangle \right] + \dots \\ \dots + \frac{\langle \varepsilon \rangle}{\langle k \rangle} (C_{\varepsilon 1} \mu_T \langle \nabla \mathbf{u} + \nabla \mathbf{u}^T \rangle : \nabla \langle \mathbf{u} \rangle - C_{\varepsilon 2} \langle \rho \rangle \langle \varepsilon \rangle) & , \end{aligned} \quad (5)$$

onde a viscosidade turbulenta é definida como

$$\mu_T = C_\mu \rho \frac{k^2}{\varepsilon} . \quad (6)$$

As condições de contorno que completam o modelo são indicadas na Tabela 1.

Tabela 1 – Condições de contorno empregadas no trabalho.

Local	Tipo de Condição	Condição de Contorno
Tap hole	Entrada	7.5 m/s com 10° de inclinação
Refractory wall	Saída	No slip para \mathbf{u} e lei de parede para $k - \varepsilon$
Cast-iron outlet	Abertura com Pressão e direção normal especificada	$p = 0 \text{ Pa}$ $r_{air} = 1$ $I_{turb} = 1 \%$
Far field	Abertura com Pressão estática especificada	$p = 0 \text{ Pa}$ $r_{air} = 1$ $I_{turb} = 10 \%$

O domínio de cálculo é apresentado na Figura 1. Nela, as regiões da Tabela 1 são indicadas. A malha é formada por aproximadamente 400 mil elementos hexaédricos. As condições iniciais são de fluido quiescente no interior do canal, e as frações volumétricas são inicializadas de acordo com

$$r_{gusa}^o = \left(0.5 \cdot \tanh\left(\frac{h^o - y}{\delta_i}\right) + 0.5 \right), \quad (7)$$

$$r_{ar}^o = 1 - r_{gusa}^o. \quad (8)$$

A operação real leva entre 1,5 a 2h, o que com um passo de tempo de cerca de 0,001s torna a análise numérica transiente proibitiva. A forma encontrada para contornar esta dificuldade é mostrada na Figura 2. Após 35s de simulação física, o suficiente para que o sistema alcance um regime oscilatório harmônico, o último passo de tempo é empregado em uma simulação em regime permanente que ainda mantém o termo transiente, sem, contudo, convergir a cada passo de tempo. Esta liberdade permite o uso de passos de tempo de até 5s. Com a proximidade do tempo físico de 2h, o passo de tempo e os critérios de convergência iniciais ($RMS < 10^{-5}$) foram novamente reestabelecidos a fim de garantir a precisão dos resultados.

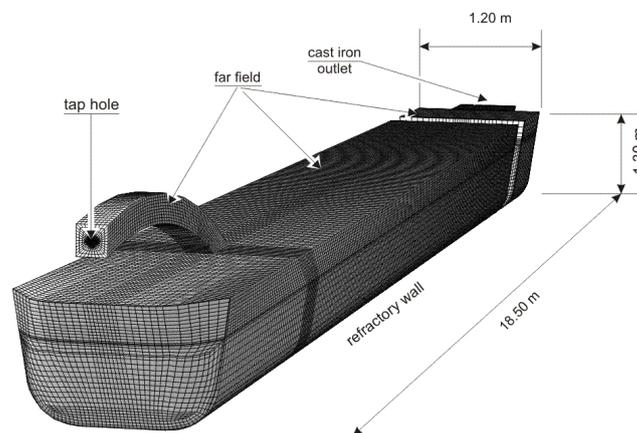


Figura 1 – Malha e regiões do domínio onde as condições de contorno são atribuídas.

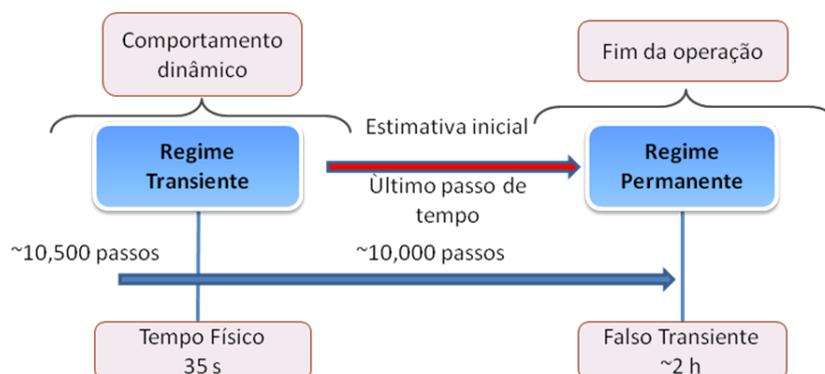


Figura 2 – Abordagem numérica empregada para se alcançar a escala de tempo da operação real.

As propriedades físicas são listadas da Tabela 2.

Tabela 2 – Propriedades Físicas

ρ_{gusa}	ρ_{ar}	μ_{gusa}	μ_{ar}	$\sigma_{\alpha\beta}$
7000 kg/m ³	1,185kg/m ³	5 x 10 ⁻³ Pa.s	1,83 x 10 ⁻⁵ Pa.s	1,35N/m

3. RESULTADOS E DISCUSSÃO

Na Figura 3 comparam-se os resultados obtidos neste trabalho com o modelo físico em escala de água e óleo de Begnis *et al.* (2005). Ambos os resultados apresentam boa similaridade. O entranhamento de ar também é evidente no modelo numérico e no físico, o qual apresenta bolhas eclodindo à frente da região de impacto do jato. Este fenômeno não é possível de ser capturado sem se considerar a colisão do jato com a superfície livre.

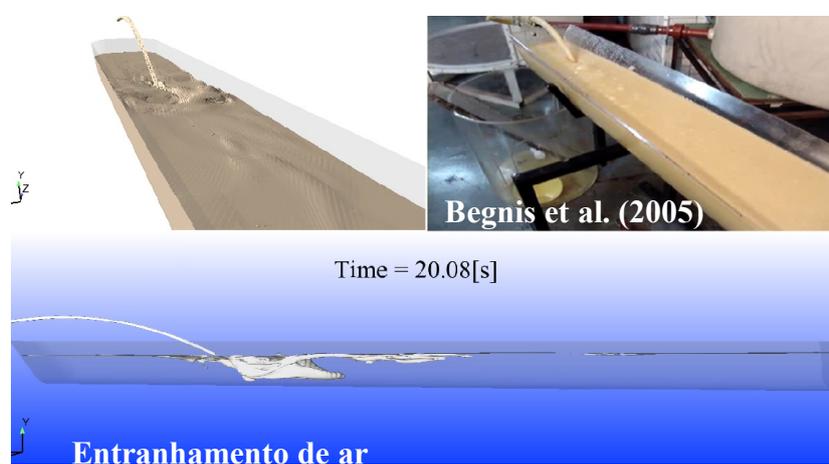


Figura 3 – Comparação entre o modelo numérico deste trabalho e o modelo físico de Begnis *et al.* (2005).

O comportamento oscilatório harmônico também é bem descrito pelo modelo. Na Figura 4 são mostrados o campo de tensão cisalhante na parede do refratário e o entranhamento do ar nas isossuperfícies de fração volumétrica em cinza. Os picos de tensão oscilam transversalmente à direção do escoamento com valores de mais de 80 Pa, enquanto nas laterais se mantém em torno de 20 Pa. Contudo, o fundo do canal apresenta um desgaste pouco significativo enquanto que nas laterais, principalmente junto às interfaces, este perfil é muito acentuado, indicando que, isoladamente, a tensão cisalhante não pode ser a responsável pelo perfil de desgaste observado na prática.

Dois fatores concorrem nestas regiões: a presença de ar, e a intensidade turbulenta. Praticamente não há ar tocando o fundo do canal enquanto nas laterais e interface ocorre uma mistura considerável, principalmente na região de impacto do jato. Já a turbulência mais intensa aprimora esta mistura entre as fases. É sabido que ocorrem diversas reações químicas entre o refratário, metal, o ar, e a escória (Mukai, 1998; Mukai, *et al.*, 1989), e a presença de ar e a mistura aprimorada pelas flutuações de velocidade turbulenta, associadas a uma tensão cisalhante oscilante podem então promover a corrosão, dissolução e abrasão do refratário.

A Figura 5 compara o perfil real de desgaste com o perfil de energia cinética turbulenta.

Os perfis são praticamente os mesmos e apresentam um índice de correlação de 97%. Todavia, o desgaste não ocorre onde somente a energia cinética turbulenta é mais intensa, é necessário para isto a presença de ar para que os processos químicos que permitem a dissolução e a fragilização do refratário tomem parte. Logo, a ação da dispersão de massa ocasionada pela turbulência deve ser considerada somente na linha da interface.

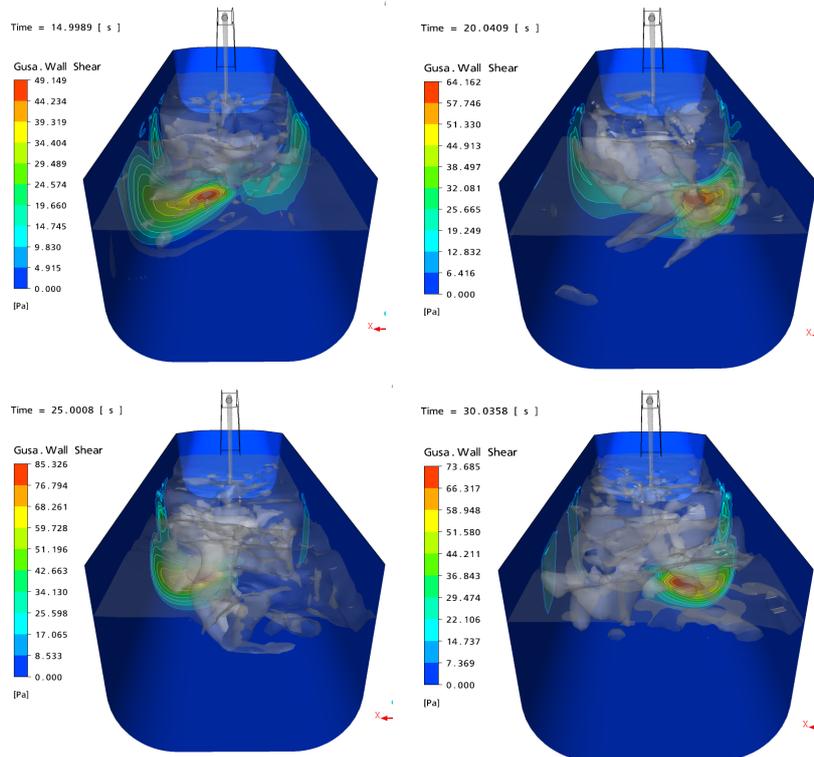


Figura 4 – Campo oscilatório de tensão cisalhante na parede do refratário e isossuperfícies de fração volumétrica de ar

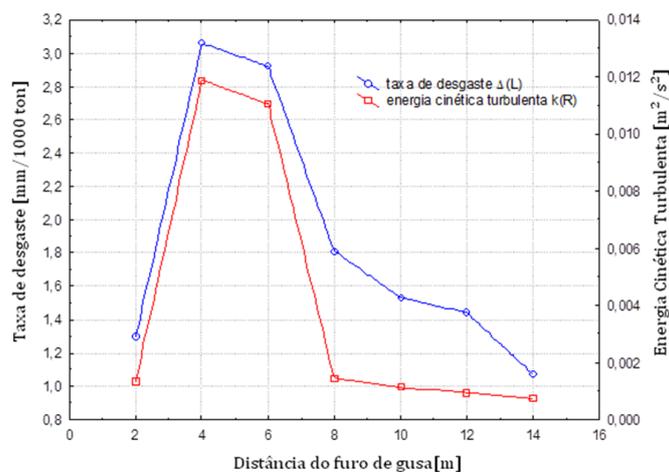


Figura 5 – Gráfico comparativo entre os perfis de desgaste obtidos de um canal real, e a energia cinética turbulenta medida nas laterais a 5 cm abaixo da interface.

Com base nos resultados, e considerando uma distribuição gaussiana em torno da interface,

a taxa de desgaste média pode ser expressa por

$$\Delta = (1074.107k_{gusa}^{0.27161}) \cdot \exp\left[-\frac{(r_{gusa} - 0.5)^2}{0.04}\right]. \quad (9)$$

O emprego desta correlação permite a construção de uma superfície elevada resultando em uma geometria que representa a profundidade do desgaste. Na Figura 6 apresenta-se a comparação entre a geometria predita e a geometria medida *in loco* (amostrada a cada 2m do canal). Os perfis apresentam boa concordância e a Equação 10 permite a predição da profundidade do desgaste a partir de informações do escoamento.

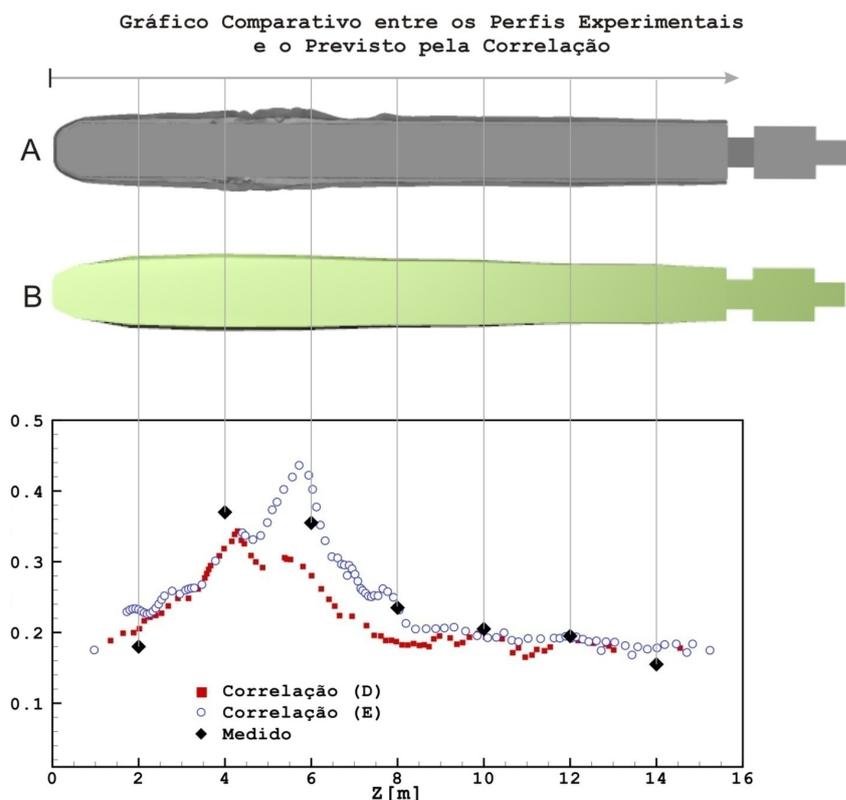


Figura 6 – Emprego da Equação 10 para predição do desgaste. Em (A) a geometria predita, e em (B) o perfil final do canal ao fim da campanha.

4. CONCLUSÕES

O escoamento bifásico de ar e ferro-gusa no canal de extravasamento de um alto forno foi matematicamente modelado e resolvido numericamente. Os resultados demonstraram uma boa concordância quando comparados a outros trabalhos da literatura.

Os resultados obtidos demonstraram que a abordagem multifásica é mais adequada do que a abordagem monofásica em regime permanente por descrever a interação jato/superfície livre. Ela permite capturar características físicas mais próximas da realidade

do escoamento.

A energia cinética turbulenta e a dinâmica da interface, o que afeta a fração volumétrica de ar – fator necessário para que ocorra um ataque químico ao refratário - junto às paredes na zona de mistura, parecem estar relacionados ao desgaste. Com base nisto, uma correlação foi proposta como função da energia cinética turbulenta - variável preponderante na taxa de mistura entre o ar e o metal fundido.

A geometria final foi predita com relativo sucesso apresentando boa concordância com a geometria medida *in loco* pela correlação proposta. O cisalhamento parece ser um fator secundário. O modelo permite assim, estudar novas propostas de projeto e avaliar o ganho de desempenho no tempo de campanha do canal.

5. REFERÊNCIAS

- BEGNIS, J. S. S., BRANDALEZE, E., & TOPOLEVSKY, R. *Simulación del canal del alto forno nº2 por medio de modelos físicos*. Paper presented at the 5ª Conferencia de Reducción del IAS, Argentina, 2005, Noviembre.
- BRACKBILL, J. U., KOTHE, D. B., & ZEMACH, C., A continuum method for modeling surface tension. *Journal of Computational Physics*, v. 100. (2), p. 335-354, 1992.
- HE, Q., EVANS, G., ZULLI, P., TANZIL, F., & LEE, B., Flow characteristics in a blast furnace trough. *ISIJ International*, v. 42. (8), p. 844-851, 2002.
- HE, Q., ZULLI, P., TANZIL, F., LEE, B., DUNNING, J., & EVANS, G., Flow characteristics of a blast furnace taphole stream and its effects on trough refractory wear. *ISIJ International*, v. 42. (3), p. 235-242, 2002.
- KIM, H., OZTURK, B., & FRUEHAN, R. J., Slag-metal separation in the blast furnace trough. *ISIJ International*, v. 38. (5), p. 430-439, 1998.
- LUOMALA, M. J., PAANEMEN, T. T., KÖYKKÄ, M. J., FABRITIUS, T. M. J., NEVALA, H., & HÄKKI, J. J., Modelling of fluid in the blast furnace trough. *Stell Research*, v. 72. (4), p. 130-135, 2001.
- MUKAI, K., Marangoni flows and corrosion of refractory walls. *Philosophical Transactions of The Royal Society A: Mathematical, Physical and Engineering Sciences*, v. 366. (1739), p. 1015-1026, 1998.
- MUKAI, K., TOGURI, J. M., STUBINA, N. M., & YOSHITOMI, J., A Mechanism for the local corrosion of Immersion Nozzles. *ISIJ International*, v. 29. (6), p. 1989.
- REZENDE, R. V. P. *Modelagem Matemática e Desenvolvimento de Metodologia Computacional para a simulação do Escoamento Bifásico de ar e Ferro-Gusa em Canal de Corrida de Alto-Forno*. Dissertação (Mestrado). Engenharia Mecânica, Universidade federal de Santa Catarina, Florianópolis, 2008. xxx, 156 p.
- SHESTOPALOV, I. I., DENISOV, A. V., MEL'NIKOV, P. N., MAKAROV, V. S., UNIGOVSKI, L. B., SHUL'MAN, V. G., PROKHOROV, V. N., VERTMAN, G. M., & TSERA, I. A., Improving separation of melting productis in the main trough of a blast furnace. *Metallurgy*, v. 6. p. 32-33, 1988.
- STEVENSON, P., & HE, Q., Slug flow in a blast furnace taphole. *Chemical Engineering and Processing*, v. 44. (10), p. 1094-1097, 2005.