

# Modelagem Matemática e Simulação Numérica do Escoamento em Canal de Alto-Forno e sua Influência no Desgaste do Revestimento Refratário.<sup>1</sup>

Ricardo Vicente de Paula Rezende<sup>2</sup>  
Clovis Raimundo Maliska<sup>3</sup>

## Resumo

Este trabalho tem por objetivo modelar e simular o escoamento de ferro-gusa e ar no canal de alto-forno sem considerar a escória, procurando detalhes que possam correlacionar a fluido-dinâmica com o processo de desgaste do revestimento refratário que ocorre durante a operação do canal. O modelo matemático empregado é o modelo de dois fluidos (Euleriano-Euleriano), considerando o escoamento tridimensional, em regime transiente e com superfície livre. A abordagem da turbulência é feita por meio da formulação a zero equação. A solução do sistema de equações diferenciais é obtida numericamente no simulador Ansys CFX 10.0 ® e então comparada aos resultados da literatura para a sua validação. Os resultados demonstraram muito boa concordância com os reportados em outros trabalhos e, da mesma forma, indicam que o processo corrosivo é o principal fator no processo de desgaste, facilitado por um bom regime de mistura e tensões cisalhantes que, em tempos maiores, mesmo com baixas magnitudes, podem contribuir para a remoção de uma camada reativa mais frágil e permeável expondo o refratário a um novo ataque químico. Esta convergência de resultados possibilitou a validação do modelo. Espera-se com este trabalho melhorar o entendimento do fenômeno, direcionando estudos futuros nos problemas de desgaste e separação, tanto no que concerne ao modelamento físico e matemático quanto à solução numérica deste último.

**Palavras-Chave:** Escoamento multifásico; Superfície livre; Modelagem matemática, Canal de alto-forno.

---

<sup>1</sup> XXXVIII Seminário de Aciaria – Internacional, de 20 a 23 de maio de 2007 – Belo Horizonte - MG - Brasil

<sup>2</sup> Engenheiro Químico, Mestrando em Eng. Mecânica pela Universidade Federal de Santa Catarina – UFSC no Laboratório de Simulação Numérica em Mecânica dos Fluidos e Transferência de Calor – SINMEC, bolsista do CNPq.

<sup>3</sup> Engenheiro Mecânico, PhD em Engenharia Mecânica pela University of Waterloo – UW, Canadá, Professor Titular do Depnto de Eng.a Mecânica da Universidade Federal de Santa Catarina – UFSC, Supervisor do Laboratório de Simulação Numérica em Mecânica dos Fluidos e Transferência de Calor – SINMEC.

## 1 INTRODUÇÃO

A demanda mundial por aço vem aumentando continuamente nos últimos anos motivada pela ampliação dos mercados internacionais cada vez mais competitivos e o Brasil vem acompanhando este crescimento<sup>(1)</sup>. Recentemente, o uso de ferramentas de Dinâmica dos Fluidos Computacional – CFD vem despertando um interesse crescente na indústria, principalmente por envolver um custo financeiro e de tempo substancialmente menores do que métodos experimentais e com uma possibilidade virtualmente imensa de solução dos mais variados problemas do processo de fabricação do aço. E dentre estes, há um de interesse peculiar: o do escoamento do canal de corrida do alto-forno cujas funções são conduzir o ferro-gusa do alto-forno aos carros-torpedo e separar a escória do gusa. Mas, ao longo deste processo, o revestimento refratário se desgasta e deve ser substituído periodicamente. Assim, na operação do canal sempre se objetiva melhorar a separação gusa-escória com o menor desgaste possível para aumentar o tempo de campanha. Ambos os fenômenos estão intimamente ligados ao comportamento fluido-dinâmico do sistema gusa-escória-ar. Contudo, a fenomenologia que envolve o problema é pouco conhecida e poucos trabalhos de pesquisa focaram esta operação do processo siderúrgico, sendo pouca a literatura disponível sobre o assunto.

A maioria dos trabalhos recorre a modelos físicos de água e óleo analisando como alterações na geometria do canal melhoram a separação<sup>(2,3)</sup>, ou como a interação entre o jato aberto e a superfície livre determina o padrão de escoamento e como isto afeta o desgaste do revestimento refratário<sup>(4,5)</sup>.

No campo numérico pouco tem sido feito. Gondolf *et al.*<sup>(6)</sup> utilizaram o simulador FLUENT® em simulações sem, contudo, considerar a escória, o balanço de energia, a superfície livre e o jato aberto, afirmando que a distribuição da tensão cisalhante calculada na parede não é suficiente para gerar o perfil de desgaste observado experimentalmente em canais e, portanto, a corrosão química deve ser a principal responsável pela erosão do refratário, facilitada pela turbulência gerada na região de impacto, enfatizando uma relação entre os fenômenos. Luomala *et al.*<sup>(7)</sup> chegaram às mesmas conclusões por meio da mesma abordagem computacional utilizando o PHOENICS® R3.2, e por modelo físico. Isto concorda com o que expõe He *et al.*<sup>(8)</sup> que afirmam ser a transferência de massa o principal mecanismo que define a taxa com que a camada reativa do refratário é exposta.

Há dúvidas quanto à física do processo de desgaste, se a corrosão ou a erosão mecânica provocada pelo escoamento são responsáveis, isoladamente ou em conjunto, pelos perfis e taxas de desgaste observadas. Sabidamente o sistema gusa-escória é reativo com os materiais que compõem o refratário. Diversos autores<sup>(9-13)</sup> debatem e divergem sobre o mecanismo físico-químico da corrosão, mas é um consenso de que há dissolução dos óxidos na escória e oxidação do carbono do refratário. Efeitos de interface e tensão superficial, como a convecção de Marangoni, também tomam parte neste fenômeno<sup>(11)</sup>.

Assim, este trabalho pretende modelar e simular o comportamento fluido-dinâmico do canal usando o modelo de dois fluidos e desconsiderando a escória. Tanto a superfície livre quanto o jato aberto são considerados, bem como o caráter transiente e turbulento do sistema. O objetivo principal é comparar os resultados com os da literatura para a validação do modelo, verificando a sua influência no processo de desgaste. Este tipo de análise se faz necessária devido à escassez de estudos que tratem com mais detalhes este assunto. Espera-se com isto poder

contribuir para um melhor entendimento do fenômeno direcionando estudos futuros nos problemas de separação e desgaste, tanto no que concerne ao modelamento físico e matemático quanto à solução numérica deste último.

## 2 METODOLOGIA

### 2.1 Definição do problema

O problema a ser analisado compreende a modelagem matemática e a solução numérica do escoamento de gusa proveniente da abertura na parede do alto-forno (taphole) gerando um jato que colide com a superfície de gusa em repouso contida no interior de um canal fazendo com que este fluido escoe até a saída. Considera-se, portanto, que o canal já contém uma certa quantidade de gusa com altura e pressão estática definidas. O jato e a superfície de gusa arrastam consigo o ar circundante fazendo-o escoar. Assim, toda a região entorno do jato e sobre a superfície líquida é considerada como domínio físico. Esta região denomina-se *farfield*. Como a escória não é considerada, o canal lateral de escória não precisa ser incluído no domínio físico. Isto permite que se aplique a hipótese de simetria no sentido longitudinal. O modelo é então resolvido numericamente no simulador ANSYS CFX 10.0®.

### 2.2 Modelamento Matemático

O modelo matemático empregado neste trabalho foi o modelo de dois fluidos, com um campo de velocidades resolvido para cada fase. Sob esta abordagem, mesmo quando dispersas, as fases são consideradas contínuas e interpenetrantes de acordo com a visão Euleriana-Euleriana<sup>(14,15)</sup>. As hipóteses consideradas foram: escoamento bifásico isocórico gusa-ar; ambas as fases contínuas formadas por fluidos Newtonianos; troca de quantidade de movimento entre as fases dada pelo modelo de mistura; escoamento isotérmico e sem transferência de massa entre as fases; presença de força de empuxo; simetria longitudinal; escoamento turbulento e transiente. Com base nas hipóteses, temos para a equação de conservação global da massa:

$$\sum_{\alpha=1}^{N_f} \bar{\nabla} \cdot (r_{\alpha} \bar{U}_{\alpha}) = 0 \quad (1)$$

onde  $N_f$  indica o número de fases,  $r_{\alpha}$  e  $\bar{U}_{\alpha}$  representam a fração volumétrica e o vetor velocidade da fase  $\alpha$ , respectivamente. A conservação da quantidade de movimento (QM) é dada por:

$$\frac{\partial (r_{\alpha} \rho_{\alpha} \bar{U}_{\alpha})}{\partial t} + \bar{\nabla} \cdot [r_{\alpha} (\rho_{\alpha} \bar{U}_{\alpha} \otimes \bar{U}_{\alpha})] = -r_{\alpha} \bar{\nabla} p + \bar{\nabla} \cdot [r_{\alpha} \mu_{\alpha, \text{eff}} (\bar{\nabla} \bar{U}_{\alpha} + \bar{\nabla} \bar{U}_{\alpha}^T)] + r_{\alpha} \rho_{\alpha} \bar{g} + \mathbf{M}_{\alpha} \quad (2)$$

onde  $\mathbf{M}_{\alpha}$  descreve a troca de quantidade de movimento entre as fases:

$$\mathbf{M}_{\alpha} = \mathbf{M}_{\alpha\beta}^D = -\mathbf{M}_{\beta\alpha}^D \quad (3)$$

de maneira que  $\mathbf{M}_{\alpha\beta}^D$  indica o arraste total exercido pela fase  $\beta$  na fase  $\alpha$  por unidade de volume:

$$\mathbf{M}_{\alpha\beta}^D = C_D \rho_{\alpha\beta} A_{\alpha\beta} |\bar{U}_{\beta} - \bar{U}_{\alpha}| (\bar{U}_{\beta} - \bar{U}_{\alpha}) \quad \text{com } \alpha \neq \beta \quad (4)$$

onde  $C_D$  é o coeficiente de arraste considerando-se o regime de Newton.  $A_{\alpha\beta}$  e  $\rho_{\alpha\beta}$  representam respectivamente a área interfacial por unidade de volume e a densidade da mistura dados por:

$$A_{\alpha\beta} = \frac{r_\alpha r_\beta}{d_{\alpha\beta}} \quad (5)$$

$$\rho_{\alpha\beta} = r_\alpha \rho_\alpha + r_\beta \rho_\beta \quad (6)$$

onde, na Eq(5)  $d_{\alpha\beta}$  representa o comprimento de mistura. A viscosidade efetiva  $\mu_{\alpha,eff}$  é calculada de acordo com:

$$\mu_{\alpha,eff} = \mu_\alpha + \mu_{t\alpha} \quad (7)$$

sendo a viscosidade turbulenta  $\mu_{t\alpha}$  obtida algebricamente por meio da formulação a zero equação:

$$\mu_{t\alpha} = \rho_\alpha f_\mu U_{ta} \left( \frac{V_D^{1/3}}{7} \right) \quad (8)$$

onde  $f_\mu$  é uma constante de proporcionalidade,  $U_{ta}$  é a escala da velocidade turbulenta e  $V_D$  o volume do domínio fluido.  $U_{ta}$  é obtida durante o processo de solução<sup>(15)</sup>. A conservação do volume implica que:

$$\sum_{\alpha=1}^{N_f} r_\alpha = 1 \quad (9)$$

As propriedades físicas dos dois fluidos e constantes utilizadas constam na Tabela 1.

**Tabela 1.** Propriedades físicas dos fluidos e constantes.

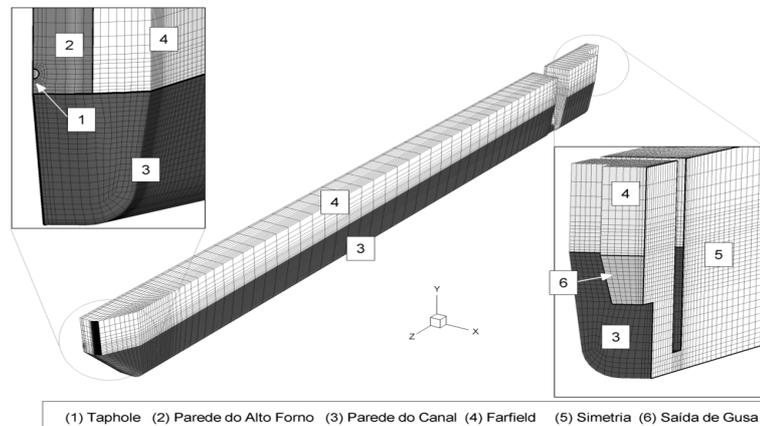
	Massa Específica	Viscosidade Dinâmica	$C_D$	$d_{\alpha\beta}$	$f_\mu$
Gusa	7000 kg/m <sup>3</sup>	5 · 10 <sup>-3</sup> kg/m · s	0.44	0.01mm	0.01
Ar	1.185 kg/m <sup>3</sup>	1.831 · 10 <sup>-5</sup> kg/m · s			

### 2.3 Malha

As principais dimensões do canal constam na Tabela 2, onde C, L e H representam o comprimento, a largura e a altura do canal, respectivamente.  $H^0$  indica a altura inicial de gusa em relação ao sistema de referência; e  $h^\phi$  a distância entre o centro do taphole e a superfície de gusa. O símbolo  $\emptyset$  representa o diâmetro do taphole.

**Tabela 2.** Principais dimensões do canal.

C	18.50 m
L	1.30 m
H	1.18m
$\emptyset$ Taphole	0.075 m
$H^0$	1.07 m
$h^\phi$	0.62m



**Figura 1.** Malha hexaédrica utilizada na solução numérica.

Para a geração da malha foi utilizado o software ICEM CFD 10.0® construindo-se uma malha hexaédrica não estruturada e não uniforme formada por 43.500 elementos. A malha e as diferentes regiões do domínio onde são aplicadas as condições de contorno são ilustradas na Figura 1.

## 2.4 Condições Iniciais e de Contorno

As condições iniciais são descritas na Tabela 3 e as condições de contorno constam na Tabela 4. O campo de pressão também deve ser inicializado para considerar a contribuição da pressão hidrostática. A pressão de referência foi tomada igual a 1 atm.

**Tabela 3.** Condições iniciais.

Velocidade	$\vec{U}_\alpha^o = 0 \text{ m/s}$
Frações Volumétricas	$r_{gusa}^o = \begin{cases} 0 & \text{se } > H^o \\ 1 & \text{se } \leq H^o \end{cases}$ $r_{ar}^o = 1 - r_{gusa}^o$
Pressão	$P_{stat}^o = \rho_{gusa} r_{gusa}^o (H^o - y) g$

**Tabela 4.** Condições de contorno.

	Tipo	Condição de Contorno
Taphole (1)	Inlet	$\vec{U}_{gusa}^{inlet} = 7.5 \text{ m/s}$ $\vec{U}_{ar}^{inlet} = 0 \text{ m/s}$ com $\theta_{taphole} = 10^\circ$ $r_{gusa}^{inlet} = 1$ e $r_{ar}^{inlet} = 0$
Parede do Alto-Forno (2)	Wall	no-slip: $\vec{U} = 0 \text{ m/s}$
Parede do Canal (3)	Wall	no-slip: $\vec{U} = 0 \text{ m/s}$
Farfield (4)	Opening	$P_{stat}^{outlet} = 0 \text{ Pa}$ $r_{gusa}^{outlet} = 1$ e $r_{ar}^{outlet} = 0$
Simetria (5)	Symmetry	$\vec{\nabla} \phi = 0$ onde $\phi$ é qualquer variável
Saída de Gusa (6)	Opening	$P_{stat}^{outlet} = \rho_{gusa} r_{gusa}^{outlet} (H_{gusa}^{outlet} - y) g$ $H_{gusa}^{outlet} = 1.12 \text{ m}$ $r_{gusa}^{outlet} = \begin{cases} 0 & \text{se } > H_{gusa}^{outlet} \\ 1 & \text{se } \leq H_{gusa}^{outlet} \end{cases}$ e $r_{ar}^{outlet} = 1 - r_{gusa}^{outlet}$

## 2.5 Solução Numérica

O modelo matemático foi resolvido numericamente por meio do simulador comercial Ansys CFX 10.0®. Maiores detalhes sobre o método numérico empregado pode ser encontrado em Burns<sup>(14)</sup>, Ansys Inc.<sup>(15)</sup> e Maliska<sup>(16)</sup>. O critério de convergência foi o resíduo médio quadrático (RMS) das equações de conservação menor do que  $10^{-4}$ . O tempo físico de simulação foi de 30s com no máximo 10 iterações por passo de tempo. O passo de tempo utilizado foi o implementado segundo a Eq.(9):

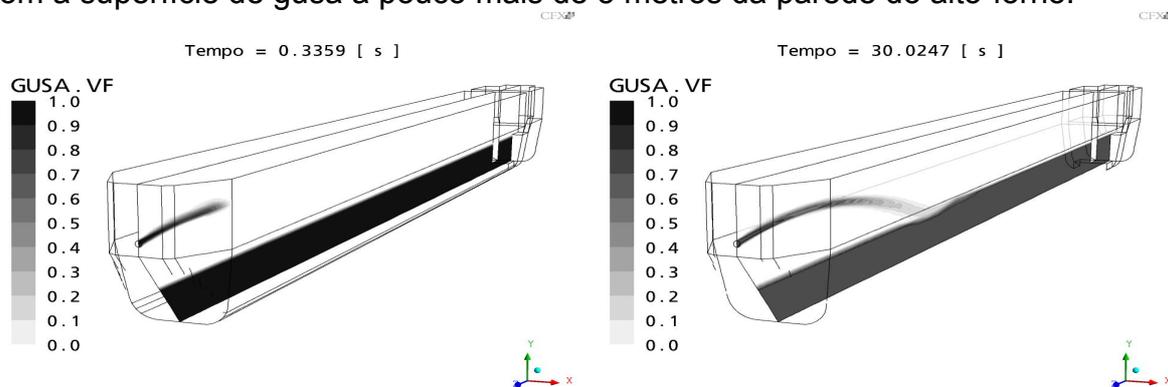
$$\Delta t = \begin{cases} 0.005\text{s} & \text{se } t < 0.05\text{s} \\ 0.010\text{s} & \text{se } 0.05\text{s} \leq t < 1.0\text{s} \\ 0.025\text{s} & \text{se } t \geq 1.0\text{s} \end{cases} \quad (9)$$

O esquema de discretização utilizado para os termos advectivos foi o Blend Factor igual a 0.75 e Euler de 1ª ordem no termo transiente com interpolação trilinear na velocidade e pressão em conjunto com a média harmônica das forças de corpo e nível 2 de compressão da interface.

### 3 Resultados e Discussão

A solução numérica foi executada em um computador Windows XP Pentium 4 1.3Ghz com 1GB de RAM com tempo de computação de 24h. Todos os resíduos se mantiveram abaixo de  $10^{-4}$ , apresentando comportamento oscilatório de amplitude e comprimento de ondas constantes, mesmo com refino de passo de tempo, indicando não haver uma solução de regime permanente.

Na Figura 2 é mostrado o campo de fração volumétrica de gusa no plano de simetria para os tempos de 0.33s e 30s e, de acordo com a Figura 3, o jato colide com a superfície de gusa a pouco mais de 5 metros da parede do alto-forno.

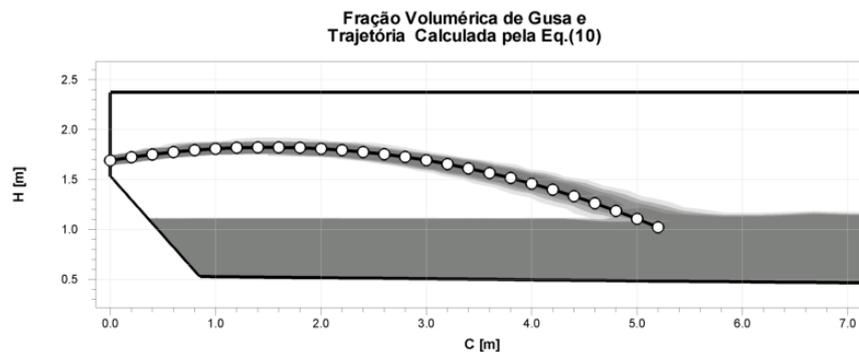


**Figura 2.** Evolução do campo de fração volumétrica de gusa no plano de simetria para os tempos  $t = 0.33s$ , e  $t = 30 s$ .

Este resultado está em boa concordância com a correlação proposta por Stevenson e He<sup>(5)</sup> para a trajetória do jato dada pela Eq.(10):

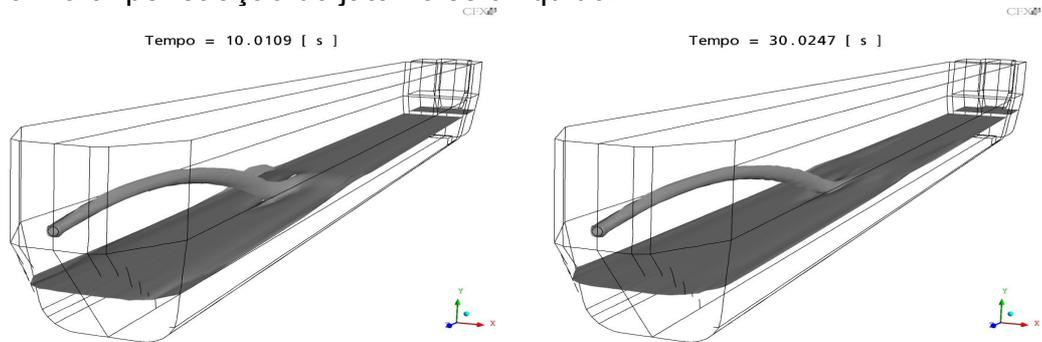
$$y = h^{\phi} + z \cdot \tan(\theta_{\text{taphole}}) - \frac{gz^2}{2 \left[ (1.22 \cdot U_{\text{gusa}}^{\text{inlet}}) \cos(\theta_{\text{taphole}}) \right]^2} \quad (10)$$

A perturbação da superfície pelo jato pode ser observada na Figura 4 onde é mostrada uma iso-superfície de fração volumétrica de gusa igual 0.15. A tendência do escoamento nos instantes iniciais é de se espalhar sobre a superfície líquida atingindo as paredes laterais e, gradativamente, penetrar mais no seio líquido.



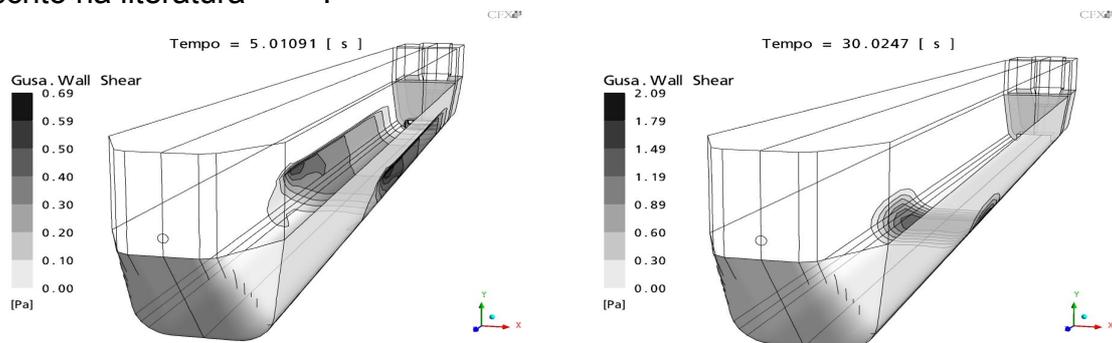
**Figura 3.** Comparação entre a trajetória predita pela Eq.(10) (linha) e a obtida neste trabalho.

Este comportamento tem um efeito significativo no campo de tensões cisalhantes impostas nas paredes do canal, o que pode ser visto na Figura 5 para os tempos de 5s e 30s. Constata-se que a tensão cisalhante na parede não supera o valor de 2 Pa, sendo que nos instantes iniciais não chega a 1 Pa. Esta magnitude se encontra na mesma ordem das reportadas na literatura<sup>(6,7)</sup>. Todavia, os picos de tensão, inicialmente nas laterais na região à frente do impacto, tendem a ir para o fundo devido a maior penetração do jato no seio líquido.



**Figura 4.** Interação jato-superfície para  $r_{gusa}=0.15$  nos tempos 10s e 30.s

Na Figura 6 as linhas de corrente esclarecem melhor este comportamento. Na região de impacto a corrente induz o fluido abaixo a escoar criando uma zona de recirculação junto às paredes. Este comportamento se altera à medida que este fluxo penetra no meio líquido criando duas grandes zonas de recirculação sob a região de impacto e atrás desta, as quais concordam qualitativamente com o que é descrito na literatura<sup>(3, 6,7)</sup>.



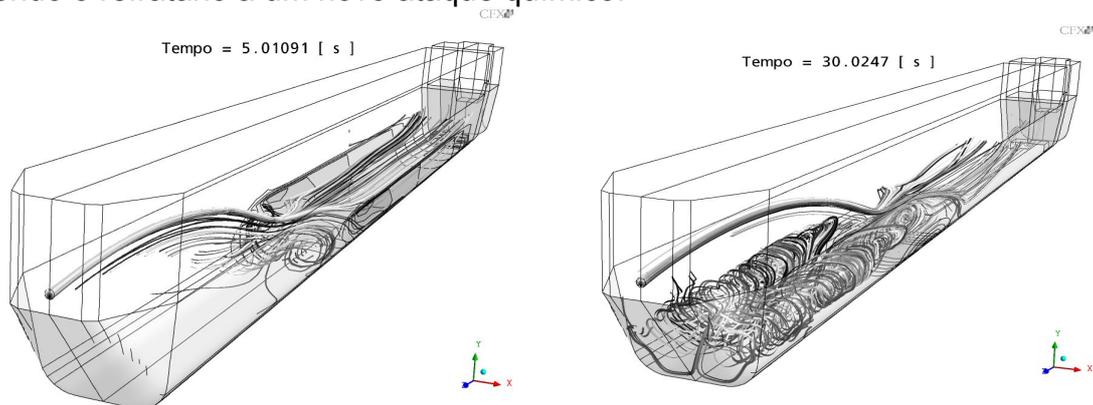
**Figura 5.** Campo de tensão cisalhante na parede do canal e linhas de corrente em  $t = 5s$  e  $t = 30s$ .

As velocidades obtidas são de magnitudes muito baixas e reproduzem quantitativamente o trabalho de He *et al.*<sup>(8)</sup>. Isto propicia um maior tempo de residência e melhor separação da escória.

Parte do fluxo se dirige para as paredes junto à interface, onde o perfil de desgaste é significativo. O resto segue para regiões de recirculação junto à parede onde o regime de mistura é propício à emulsificação da escória e, portanto, a aceleração da taxa de possíveis reações químicas.

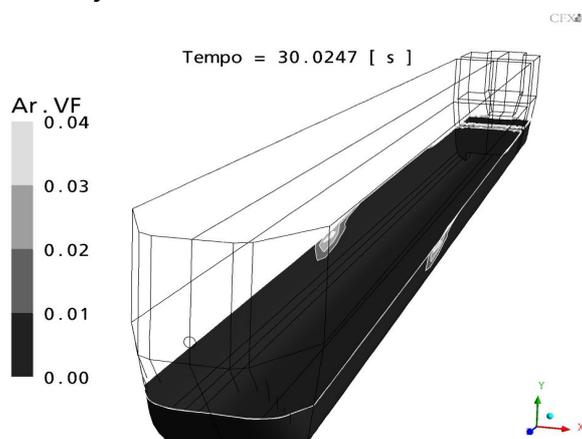
Sabendo que parte do mecanismo de desgaste envolve a oxidação do Carbono, a presença de ar junto à parede irá acelerar este processo. Na Figura 7 constata-se duas regiões nas laterais do canal e em toda a interface onde a fração volumétrica de ar é mais acentuada. Este perfil é coincidente ao de desgaste, o qual não corresponde ao de tensão cisalhante. Isto pode indicar que os processos corrosivos tomam grande parte no desgaste facilitado por um bom regime de mistura, maiores

tempos de residência e tensões cisalhantes que, mesmo de baixas magnitudes, podem contribuir para a remoção de uma camada reativa mais frágil e permeável, expondo o refratário a um novo ataque químico.



**Figura 6.** Linhas de corrente para  $t = 5\text{ s}$  e  $t = 30\text{ s}$ .

Ou seja, se houver corrosão do refratário as regiões mais susceptíveis são as mostradas na Figura 7.



**Figura 7:** Fração volumétrica de ar junto a parede.

Esta constatação está em acordo com o que outros autores relatam, tanto qualitativamente quanto quantitativamente como foi exposto acima, o que estabelece características de validação do modelo. Mesmo utilizando um tratamento algébrico para a turbulência e uma malha relativamente grosseira para este tipo de problema, o modelo reproduziu bem vários resultados numéricos e experimentais com a vantagem de ter um menor custo computacional comparado a modelos

de turbulência a duas equações. Outra razão em não empregar modelos de duas equações foi para não introduzir outras incertezas nesta primeira abordagem do problema. Além disso, estes modelos não têm uma validação adequada ainda para escoamentos multifásicos.

#### 4 Conclusões

O escoamento multifásico no canal de corrida do alto-forno foi modelado matematicamente utilizando o modelo de dois fluidos e resolvido no simulador ANSYS CFX 10.0®. Em se tratando dos primeiros resultados deste modelo, mas que já envolvem importantes fatores físicos, como superfície livre, movimentação do jato e presença do ar, os resultados obtidos comparados aos da literatura encorajam maiores testes e o aperfeiçoamento do modelo. O modelo permitiu um melhor esclarecimento sobre características do escoamento até então não descritas em trabalhos numéricos, tal como a interação do jato aberto colidindo com a superfície livre de gusa.

Os perfis de tensão obtidos na parede do canal são de baixa magnitude e não correspondem aos perfis de desgaste que é mais intenso nas laterais junto à região de impacto e na linha de escória. Entretanto, estas regiões de maior desgaste

correspondem às regiões onde há uma maior mistura entre o ar e o gusa, o que facilitaria um ataque químico, sendo isto um forte indicativo de que o processo corrosivo é o principal fator no desgaste do revestimento refratário, facilitado pelas condições de escoamento. Esta conclusão corrobora a opinião de outros autores.

## Agradecimentos

Os autores agradecem aos órgãos de financiamento a pesquisa CNPq, Finep e Feesc pelo apoio ao projeto de pesquisa e bolsas de estudo, às empresas parceiras ESSS e Magnesita S.A. pelo apoio técnico e suporte, e aos amigos e pesquisadores do SINMEC que de forma direta ou indireta contribuíram para este trabalho.

## Referências

1. CROSSETTI, P. A.; FERNANDES, P. D. Para onde vai a China? O Impacto do crescimento chinês na siderurgia brasileira. **BNDES Setorial**, v.22, Setembro, p.p. 151-204. 2002.
2. KIM, H.; OZTURK, B.; FRUEHAN, R.J. Slag-metal separation in the blast furnace trough. **ISIJ International**, v.38, n.5, 1998///, p.430-439. 1998.
3. BEGNIS, J. S. S.; BRANDALEZE, E.; TOPOLEVSKY, R. Simulación del canal del alto forno nº2 por medio de modelos físicos. In: 5ª Conferencia de Reducción del IAS. Argentina. Noviembre, 2005. 16 p.
4. HE, Q. *et al.* Flow characteristics of a blast furnace taphole stream and its effects on trough refractory wear. **ISIJ International**, v.42, n.3, p.235-242. 2002.
5. STEVENSON, P.; HE, Q. Slug flow in a blast furnace taphole. **Chemical Engineering and Processing**, v.44, n.10, 2005/10, p.1094 -1097. 2005.
6. GONDOLF, M.; RANDALL, J. P. LANGE, M. S. Numerical modeling of the wear in blast furnace main troughs. In: The Unified International Technical Conference on Refractories. Mexico. November, 2001. 841-845 p.
7. LUOMALA, M.J. *et al.* Modeling of fluid in the blast furnace trough. **Steel Research**, v.72, n.4, p.130-135. 2001.
8. HE, Q. *et al.* Flow characteristics of a blast furnace trough. **ISIJ International**, v.42, n.3, p.235-242. 2002.
9. MUKAI, K. *et al.* A Mechanism for the local corrosion of immersion nozzles. **ISIJ International**, v.29, n.6, p.469-476. 1989.
10. DICK, A.F. *et al.* Attack of submerged entry nozzles by mould flux and dissolution of refractory in the flux. **ISIJ International**, v.37, n.2, p.102-108. 1997.
11. MUKAI, K. Marangoni flows and corrosion of refractory walls. **Phil. Trans. R. Soc. Lond. A**. v.356, p 1015-1026. 1998.
12. LI, Z.; MUKAI, K.; TAO, Z. Reactions between MgO-C refractory, molten slag and metal. **ISIJ International**, v.40, Supplement, p.S101-S105. 2000.
13. HONG, L.; SAHAJWALLA, V. Investigation of in-situ chemical Reactions of Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub>-SiC-SiO<sub>2</sub>-C refractory and its interactions with slag. **ISIJ International**, v.44, n.5, p.785-789. 2004.
14. BURNS, A.D. **Computational Fluid Dynamics Modeling of Multi-Phase Flows**. Lecture Notes: Alpha-Beta Numerics. 2002.
15. ANSYS INC. **ANSYS CFX 10.0 ® Manual**. 2004.
16. MALISKA, C.R. **Transferência de Calor e Mecânica dos Fluidos Computacional**. Rio de Janeiro: LTC - Livros Técnicos e Científicos. 2004

## **Abstract**

The aim of this work is the modeling and the simulation of the steel and air flow in the blast furnace trough without considering the slag. The key issue is to try to correlate the hydrodynamics with the refractory wear that occurs during the operation of the trough. The mathematical model used is the two-fluid model (Eulerian-Eulerian), considering the three-dimensional flow, transient with free-surface. The turbulence modeling is made by the zero-equation model. The solution of the differential equation system is obtained by the Ansys CFX 10.0 ® simulator and then compared with available results for model validation. The results has demonstrated very good agreement with other works found in the literature. They indicate that the corrosive process is the main factor in the refractory wear, facilitated for a good mixture regimen and wall shear stress that, in a long run, besides its low magnitudes, can contribute for the removal of a more fragile and permeable reactive layer, exposing the fresh layer to a new chemical attack. These are preliminary but important results which helps the validation of model. The results promoted a better understanding of the physical phenomenon, directing future studies in wear and separation problems, concerning both the physical/mathematical modeling and the numerical solution.

**Key-Words:** Multiphase-flow; Free-surface; Mathematical modeling; Blast furnace trough.