

ESTUDO DA INFLUÊNCIA DO POSICIONAMENTO E DO NÚMERO DE *PLUGS* DE INJEÇÃO DE GÁS EM UMA PAINELA SIDERÚRGICA ATRAVÉS DA FERRAMENTA DE CFD¹

Rafael Skrzek Sicorski²
Ismael Lis Alves Daoud³
Julio Anibal Morales Pereira⁴
Leonardo Barboza Trindade⁵
Antônio Cezar Faria Vilela⁶

Resumo

Intensificar as reações banho/escória, homogeneizar química e termicamente o banho e auxiliar na remoção de impurezas são as principais finalidades da agitação por gases durante a etapa de refino secundário do processo de fabricação de aço. Os objetivos do presente trabalho são analisar numericamente a influência de diferentes posições de injeção de gás e a utilização de um segundo *plug* poroso sobre os tempos de mistura e volumes estagnados de uma painela siderúrgica. Um estudo numérico do escoamento bifásico foi realizado utilizando o software CFX. O modelo Euleriano de duas fases foi empregado na solução do escoamento líquido-gás. Os efeitos das forças de arrasto, sustentação e dispersão turbulenta foram considerados junto às interações de interface bolhas/líquido. Inicialmente foi criado um modelo tridimensional com o *plug* de injeção de gás centralizado na base da painela e os tempos de mistura foram comparados com os resultados experimentais. Posteriormente, um segundo *plug* foi adicionado ao sistema em diversas posições e seus efeitos foram avaliados. Os resultados mostram uma boa concordância entre o modelo físico e o modelo numérico. Espera-se com esse estudo avaliar a influência do deslocamento e da adição de mais uma fonte de injeção de gás ao sistema. Por fim, este trabalho mostra como a ferramenta de CFD pode ser empregada na otimização do processo de mistura e refino na painela.

Palavras-chave: Modelamento físico e matemático, refino secundário, agitação por gás na painela.

¹ Contribuição técnica ao XXXVI SEMINÁRIO DE FUSÃO, REFINO E SOLIDIFICAÇÃO DOS METAIS, a ser realizado de 16 a 18 de maio de 2005 em Vitória/ES

² Engenheiro Mecânico, Mestrando PPGEM/UFRGS, bolsista do CNPq

³ Engenheiro Mecânico, Mestrando PPGEM/UFRGS, bolsista da Capes

⁴ Engenheiro Metalúrgico, Doutorando PPGEM/UFRGS

⁵ Físico, Dr., Pesquisador do LASID/CT/UFRGS, bolsista do CNPq

⁶ Engenheiro Metalúrgico, Dr-Ing, Professor do DEMET/PPGEM/UFRGS

1 INTRODUÇÃO

No processo de fabricação de aços de alta qualidade, principalmente durante a etapa do refino secundário, a injeção de um gás inerte na panela é utilizada com as seguintes finalidades: intensificar as reações do aço com a escória, homogeneizar química e termicamente o banho e remover inclusões. Segundo Joo e Guthrie⁽¹⁾ o ponto chave das operações de agitação com gás é a identificação de técnicas e procedimentos que minimizem os tempos de mistura e maximizem a homogeneidade das ligas adicionadas ao banho. Juntamente com essas preocupações, surge a necessidade de se conhecer maiores detalhes sobre os padrões do escoamento, as velocidades dos fluidos envolvidos e suas propriedades de turbulência. É em busca desses conhecimentos que nas últimas décadas começaram a ser empregados os modelos físicos e matemáticos.

Os primeiros trabalhos de modelagem do comportamento fluidodinâmico de metais líquidos agitados por argônio foram realizados por Szekely.⁽²⁾ Campos de velocidades e energia cinética de turbulência foram obtidos através das equações de Navier-Stokes em conjunto com modelos de duas equações para turbulência. Desde então, muitos autores realizaram estudos em panelas de perfil cilíndrico, buscando caracterizar o fenômeno de mistura através de modelos com água e ar.

Mazumdar⁽³⁾ observou que as medidas experimentais dos tempos de mistura dependem dos pontos de injeção e monitoramento do traçador injetado. Através desse estudo o autor concluiu que as zonas de baixa velocidade, ou zonas de estagnação, são melhores para o sensor medir se a concentração de traçador está homogênea.

Asai et al.⁽⁴⁾ e Kim, Fruehan e Guthrie⁽⁵⁾ também através de modelos físicos, descrevem que os tempos de misturas decrescem com o deslocamento do *plug* para fora do centro da panela. Isso devido a um componente angular de velocidade que surge sobre o escoamento.

Joo e Guthrie⁽¹⁾ realizaram um estudo com mais de um *plug* de injeção de gás, também em uma panela de perfil cilíndrico. Utilizando modelos experimentais e numéricos concluíram que a localização recomendada para um *plug*, ou dois *plugs* diametralmente opostos, é a posição de meio raio.

Os objetivos do presente trabalho são analisar numericamente a influência de diferentes posições de injeção de gás e a utilização de um segundo *plug* poroso sobre os tempos de mistura e volumes estagnados em uma panela de perfil não circular. Para isso um estudo numérico do escoamento bifásico foi realizado. Além disso, uma nova metodologia de análise dos tempos de mistura foi sugerida e comparada à utilizada nos modelos experimentais.

Neste estudo, a fim de comparar os resultados de tempos de mistura com os obtidos no modelo físico, todos os escoamentos foram resolvidos utilizando água no lugar do aço e ar representando o argônio.

2 MODELO FÍSICO

2.1 Determinação do Tempo de Mistura

Medidas de tempos de mistura foram realizadas em um modelo físico água/ar utilizando-se a técnica de condutividade e adotando-se como critério para a determinação dos tempos de mistura o grau de mistura de 95%. Define-se tempo de mistura correspondente ao grau de mistura de 95% do traçador na água. Para cada ensaio, o traçador (uma solução aquosa de ácido sulfúrico) foi injetada na forma de pulso e sua concentração na água foi medida em função do tempo através de sensores. As posições de injeção de gás, adição do traçador e localização do sensor são apresentadas na Figura 1. Esse modelo encontra-se no Laboratório de Siderurgia do Centro de Tecnologia da UFRGS.

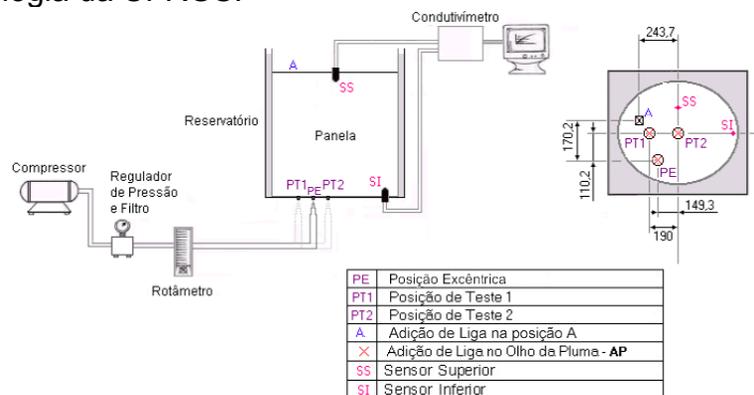


Figura 1. Representação esquemática do modelo físico e arranjo experimental para medidas dos tempos de mistura.

Um total de cinco medidas de tempos de mistura foi realizado para 3 diferentes vazões investigadas, tomando-se o valor médio como tempo de mistura. Os tempos de mistura foram determinados na ausência da camada de escória. Para o cálculo da vazão de gás no modelo, adotou-se a equação utilizada por Mietz, Schneider e Oeters.⁽⁶⁾

3 MODELO MATEMÁTICO

3.1 Equações de Transporte

O modelo Euleriano de duas fases foi utilizado nas presentes simulações. A água foi tratada como uma fase contínua enquanto o ar foi considerado uma fase dispersa. Através desse modelo, os fenômenos de penetrabilidade e interação entre as duas fases podem ser bem representados. Em um volume de controle discretizado, ou melhor, em uma célula Euleriana, a mesma pressão é assumida para ambas as fases. Já as equações de transporte são resolvidas em função da fração volumétrica destas.

Forças de arrasto, sustentação e dispersão turbulenta são ainda consideradas na interface líquido/gás. A completa análise de um escoamento de duas fases requer a

solução das equações de conservação de massa e momentum ao longo de todo o domínio e a utilização de condições de contorno apropriadas para cada fase.

As equações de conservação, descritas em notação cartesiana para um regime permanente e isotérmico, são as seguintes:⁽⁷⁾

Fase líquida (contínua):

$$\frac{\partial(\alpha_1 \rho_1 u_{1i})}{\partial x_j} = S_{massa_liquido} \quad (1)$$

$$\frac{\partial(\alpha_1 \rho_1 u_{1i} u_{1j})}{\partial x_j} = -\alpha_1 \frac{\partial p}{\partial x_i} + \frac{\partial}{\partial x_j} \left[\alpha_1 (\mu_1 + \mu_{t1}) \left(\frac{\partial u_{1i}}{\partial x_j} + \frac{\partial u_{1j}}{\partial x_i} \right) \right] + \alpha_1 (\rho_1 - \rho_0) g_j + F_{1j} \quad (2)$$

Fase gás (dispersa):

$$\frac{\partial(\alpha_g \rho_g u_{gi})}{\partial x_j} = S_{massa_gas} \quad (3)$$

$$\frac{\partial(\alpha_g \rho_g u_{gi} u_{gj})}{\partial x_j} = -\alpha_g \frac{\partial p}{\partial x_i} + \frac{\partial}{\partial x_j} \left[\alpha_g (\mu_g + \mu_{tg}) \left(\frac{\partial u_{gi}}{\partial x_j} + \frac{\partial u_{gj}}{\partial x_i} \right) \right] + \alpha_g (\rho_g - \rho_0) g_j + F_{gj} \quad (4)$$

onde F_l e F_g são as forças que causam a transferência de momentum na interface das fases distintas, ou seja, a força de arrasto (F^D), força de sustentação (F^L) e força de dispersão turbulenta (F^{TD}). A força de arrasto é calculada segundo Cook e Harlow⁽⁸⁾ e Davidson:⁽⁹⁾

$$F_1^D = -F_g^D = \frac{3C_D}{4d_b} \alpha_g \rho_1 |u_g - u_1| (u_g - u_1) \quad (5)$$

onde C_D é o coeficiente de arrasto, o qual é função das condições do escoamento. Segundo Xia, Ahokainen e Holappa,⁽¹⁰⁾ para uma bolha com 20 mm de diâmetro e considerando uma velocidade relativa de 0,35 m/s, o número de Reynolds é estimado em $1,56 \times 10^4$. Isso indica que o escoamento é turbulento, ou seja, neste caso C_D é independente do número de Reynolds e possui um valor constante.⁽¹¹⁾

Devido ao empuxo, bolhas de gás possuem uma trajetória ascendente com relação à fase líquida. Neste percurso, essas bolhas estão sujeitas a um gradiente de velocidade que é ocasionado pela diferença de pressão em ambos os lados da bolha. Essa diferença de pressão gera uma força perpendicular à trajetória do gás, denominada força de sustentação, que é proporcional a velocidade relativa entre as fases e a vorticidade local do líquido. Para esse fenômeno é utilizada a seguinte relação para o cálculo:⁽¹²⁾

$$F_1^L = -F_g^L = \rho_1 \alpha_g (u_g - u_1) \times curl u_1 \quad (6)$$

onde C_L é o coeficiente da força de sustentação e possui geralmente valores na faixa de 0,01 e 0,5. ⁽⁷⁾

O efeito da dispersão das bolhas em um escoamento líquido turbulento é representado através da expressão proposta por Lopez de Bertodano⁽¹³⁾ para uma força de dispersão turbulenta:

$$F_1^{TD} = -F_g^{TD} = \rho_1 k_1 C_{TD} \nabla \alpha_1 \quad (7)$$

Esta força é função principalmente da energia cinética de turbulência da fase líquida e, portanto leva em consideração o gradiente de fração volumétrica. O coeficiente C_{TD} é igual a 0,1.

Para que haja a conservação de massa em todas as células é necessário:

$$\alpha_1 + \alpha_g = 1 \quad (8)$$

Com relação ao modelo de turbulência empregado, optou-se pelo modelo k - ε ,⁽¹⁴⁾ onde:

$$\mu_t = C_{\mu} \rho \frac{k^2}{\varepsilon} \quad (9)$$

e

$$S_{ij} = \frac{1}{2} \left(\frac{\partial u_i}{\partial x_j} + \frac{\partial u_j}{\partial x_i} \right) \quad (10)$$

μ_t é denominada viscosidade turbulenta e S_{ij} é a taxa de deformação. A energia cinética de turbulência k e a taxa de dissipação turbulenta ε são resolvidas através das seguintes equações:

$$\frac{\partial(\alpha \rho u_j k)}{\partial x_j} = \frac{\partial}{\partial x_j} \left[\alpha \left(\mu + \frac{\mu}{\sigma_k} \right) \frac{\partial k}{\partial x_j} \right] + 2\alpha \mu_t S_{ij} S_{ij} - \alpha \rho \varepsilon \quad (11)$$

$$\frac{\partial(\alpha \rho u_j \varepsilon)}{\partial x_j} = \frac{\partial}{\partial x_j} \left[\alpha \left(\mu + \frac{\mu}{\sigma_\varepsilon} \right) \frac{\partial \varepsilon}{\partial x_j} \right] + 2\alpha \mu_t \frac{C_{\varepsilon 1} \varepsilon}{k} S_{ij} S_{ij} - C_{\varepsilon 2} \alpha \rho \frac{\varepsilon^2}{k} \quad (12)$$

Os coeficientes desse modelo de turbulência possuem os seguintes valores: $C_{\varepsilon 1} = 1,44$, $C_{\varepsilon 2} = 1,92$, $\sigma_k = 1$ e $\sigma_\varepsilon = 1,3$.

Já para o cálculo do traçador a seguinte equação é adicionada ao sistema e resolvida:

$$\frac{\partial \phi}{\partial t} + \frac{\partial(u_i \phi)}{\partial x_j} = \frac{\partial}{\partial x_j} \left[\left(\rho_{D\phi} + \frac{\mu_t}{S_{ct}} \right) \frac{\partial(\phi / \rho)}{\partial x_j} \right] + S_\phi \quad (13)$$

onde ϕ é a variável adicional concentração que representa o traçador, $D\phi$ a difusividade cinemática e S_{ct} o número de Schmidt turbulento.

3.2 Condições de Contorno

A condição de não escorregamento para fase líquida e a condição de tensão de cisalhamento nula para fase gasosa foram aplicadas às paredes do domínio em questão. A superfície foi considerada plana e com tensão de cisalhamento nula para fase líquida. A saída de gás pelo topo da panela foi feita pelo uso da condição de contorno chamada *Degassing Boundary*. Essa condição utiliza os termo fonte da equação de balanço de massa, ou seja,

$$S_{massa_ar} = \alpha_g A u_g \quad (14)$$

onde A é a área do volume de controle onde a fonte é aplicada e u_g é a componente vertical da velocidade do gás.

Também através do termo fonte da equação (14) foi configurado o *plug* de injeção de gás na base da panela. A partir da vazão de gás e da área do *plug* poroso, foi calculado um perfil uniforme de velocidade para a fase gasosa. A fase líquida tem fração volumétrica zero nessa região de injeção. Através dessa condição, o processo de simulação para os diferentes casos onde se variou o número de *plugs* e posição foi facilmente empregado, visto que era necessária apenas uma simples alteração no sistema de coordenadas da injeção de gás.

Já para solução da variável adicional concentração, que simulou a adição de traçador, o termo fonte da equação (13) foi utilizado. Esse traçador era injetado ao domínio durante 2 segundos e sua concentração calculada por meio dessa equação. Durante esse tempo o escoamento foi considerado constante, ou seja, as equações fluidodinâmicas não foram recalculadas.

3.3 Procedimento Numérico

O pacote comercial CFX-5.7 foi utilizado para resolver o sistema composto por essas equações. Esse software utiliza o método de discretização numérica chamado de Volumes Finitos baseado em Elementos.⁽⁷⁾ A primeira etapa do processo de simulação foi o teste de independência de malha. Quatro casos com número de nós variando 23760 a 121824 foram resolvidos. A metodologia empregada nestes casos consistiu em inicialmente resolver o escoamento das duas fases (equações 1-12 e 14) e num segundo momento a adição e difusão do traçador (equação 13), obtendo, da mesma forma que no modelo físico, curvas de concentração versus tempo de mistura. A vazão de gás utilizada neste teste foi de 17 l/min com o *plug* na posição central. Como pode ser visto na Figura 2, a partir do caso com 94752 nós, os tempos de mistura não mudaram significativamente, o que se pode concluir que um acréscimo de malha para este estudo apenas iria aumentar a carga computacional necessária.

Usando como critério de convergência, resíduos menores do que 1.10^{-5} RMS, as simulações duraram em média 24 horas para o escoamento e 4 horas para o cálculo do traçador em uma estação de trabalho com processador Pentium IV de 3,0 GHz e 2,0 Megabytes de memória RAM.

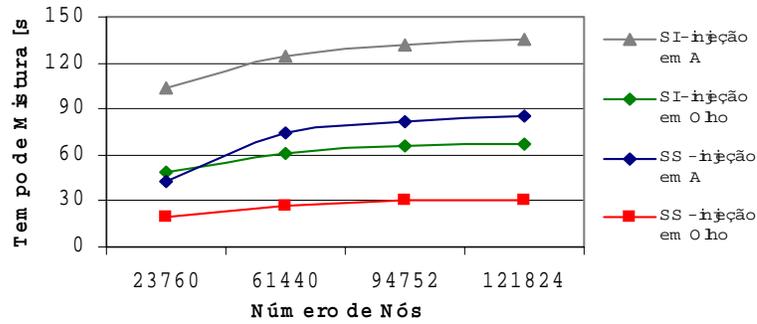


Figura 2. Teste de independência de malha

3 RESULTADOS E DISCUSSÃO

A Figura 3 apresenta na forma de dois gráficos (tempo de mistura *versus* vazão de gás), a comparação dos resultados de 95% mistura entre o modelo físico e numérico. Esses casos foram simulados para uma injeção de gás central e para dois sensores localizados conforme Figura 1. Junto aos pontos experimentais e calculados, foi traçada a linha de tendência a fim de se obter os coeficientes de suas equações.

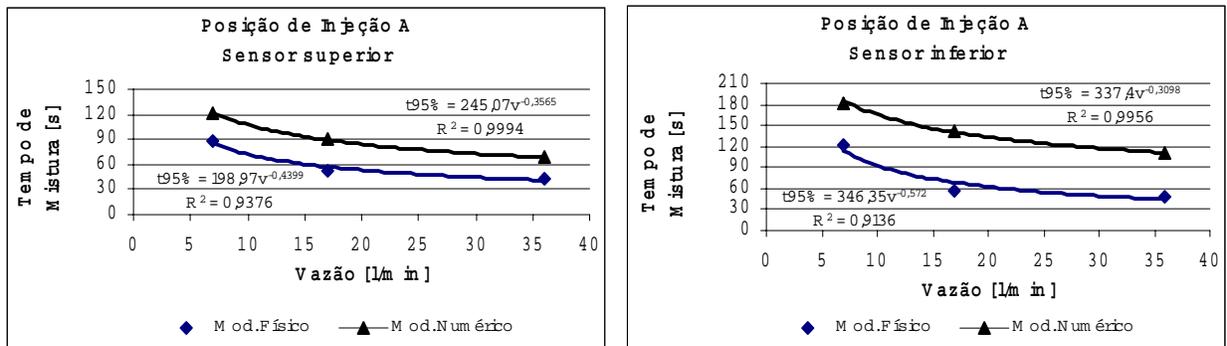


Figura 3. Tempo de Mistura x Vazão para os sensores SS e SI, respectivamente.

Embora o modelo numérico não reproduza em valores absolutos os resultados experimentais, pode-se observar que os tempos de mistura em ambos os casos diminuem exponencialmente com o aumento da vazão de gás, sendo que os valores dos expoentes da equação que relaciona os dados experimentais variam entre 0,3 e 0,6. A existência dessa mesma tendência valida o modelo numérico em termos qualitativos, ou seja, esse modelo já pode mostrar, de forma comparativa, quais serão os efeitos de uma mudança de posição do *plug* de injeção.

Também se confirma a observação feita por Mazumdar e Guthrie⁽³⁾ de que os tempos dependem dos pontos de injeção e monitoramento do traçador injetado. Tempos de mistura maiores para o sensor inferior indicam que esse pode estar localizado numa região de baixa velocidade, um vórtice ou um volume estagnado.

Com o objetivo de descartar essa hipótese de qual a melhor posição para um sensor de monitoramento de traçador, uma nova metodologia de análise dos tempos de mistura é proposta. Para que não haja problemas com nomenclaturas, esta será chamada de cálculo dos “tempos de homogeneização” e se baseia na equação (15).

Utilizando os recursos que o modelo numérico dispõe, a cada passo de tempo o traçador foi monitorado pela sua diferença de concentração dentro do banho. Considerando que para um escoamento totalmente homogêneo essa diferença é igual a zero, a mistura foi considerada homogênea nos instantes em que essa diferença atinge 5% da concentração final do traçador, ou seja,

$$\Delta C \leq 0,05C_{Final} \quad (15)$$

A Figura 4 mostra através de gráficos (tempo *versus* vazão de gás) uma comparação dos tempos obtidos com um sensor posicionado na suposta zona de volume estagnado (SI) e utilizando a nova metodologia de cálculo.

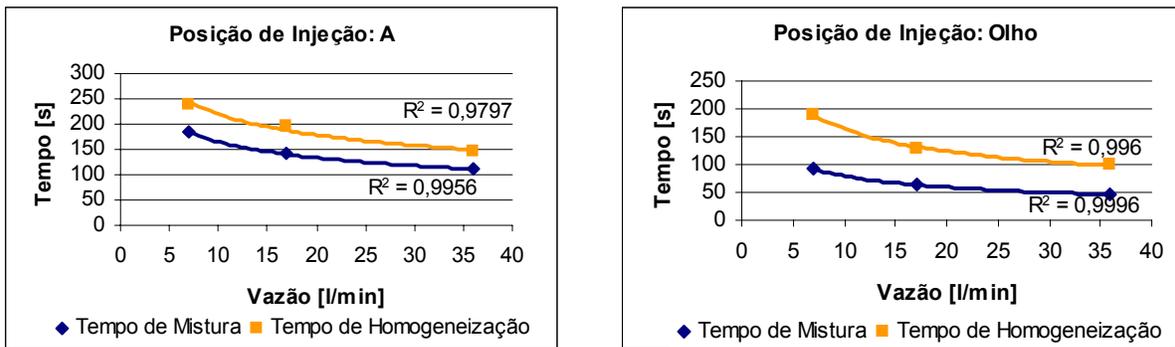


Figura 4. Comparação dos tempos de mistura e tempos de homogeneização.

Como se pode observar, tanto para posição de injeção de traçador no olho da pluma quanto na posição A (Figura 1), os “tempos de homogeneização” apresentaram valores sempre acima dos “tempos de mistura”, mostrando que outras zonas de estagnação são presentes no escoamento e reforçando a preocupação de Mazumdar e Guthrie⁽³⁾ quanto à dificuldade de se escolher a melhor posição para um sensor de monitoramento.

Diferentes configurações, para a posição do *plug* de injeção de gás em uma panela de perfil não-circular, foram então estudadas utilizando essa nova metodologia. Nas Figuras de 5 a 7, apresentadas a seguir, foi fixada uma vazão total de 17 l/min para cada configuração.

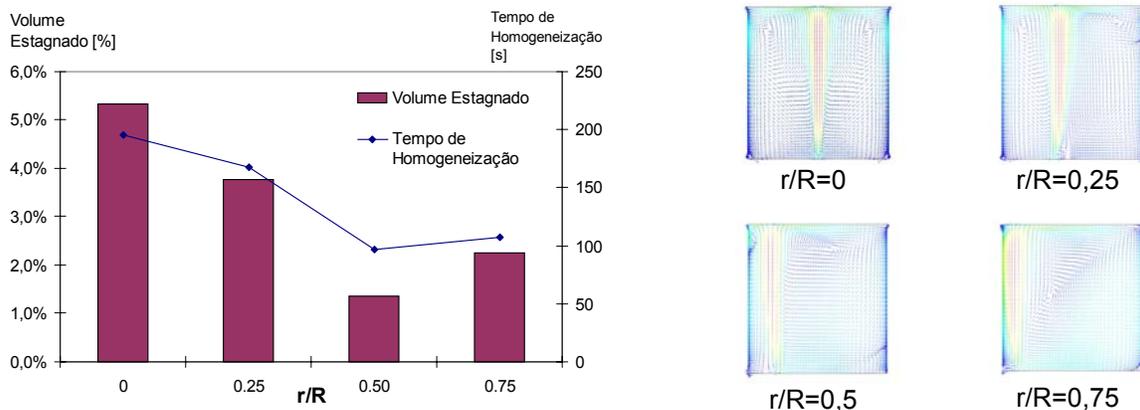


Figura 5. Gráfico de volumes estagnados e tempos de homogeneização para um *plug* de injeção de gás em diferentes posições.

A Figura 5 mostra a comparação dos volumes estagnados (volumes de água com velocidade abaixo de 0,01 m/s) e os tempos de homogeneização para 4 diferentes posições do *plug* de injeção de gás. Assim como Asai et al.⁽⁴⁾ e Kim, Fruehan e Guthrie⁽⁵⁾ observa-se que os tempos de homogeneização decrescem com o deslocamento do *plug* para fora do centro da panela, chegando a um valor mínimo a meio raio. Nota-se também que os volumes estagnados também caíram de 5,3% para 1,4 % do volume total da panela. Isso mostra a importância da componente angular de momentum sobre o fenômeno de mistura.

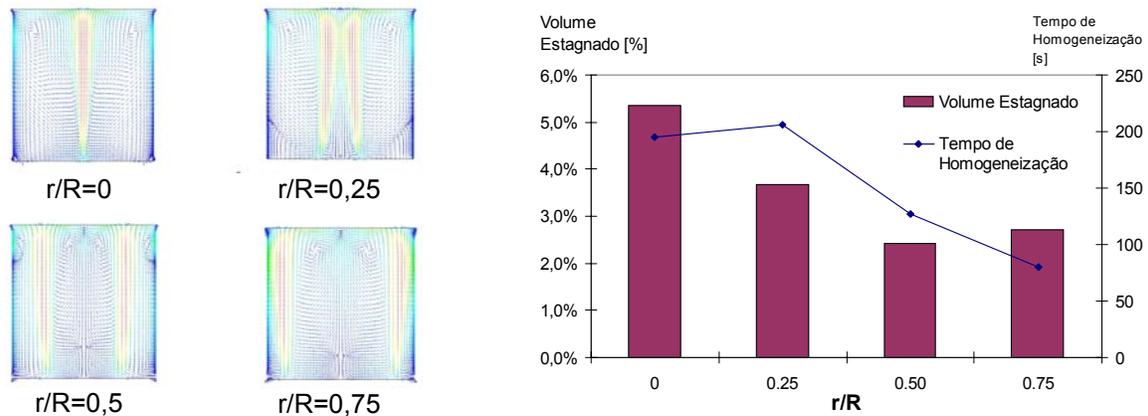


Figura 6. Gráfico de volumes estagnados e tempos de homogeneização para dois *plugs* de injeção de gás em diferentes posições.

Com a presença de um segundo *plug* de injeção de gás (Figura 6), fixando a vazão total em 17 l/min, ou seja, 8,5 l/min em cada *plug*, também se nota uma queda do volume estagnado para posição de meio raio. Segundo Joo e Guthrie,⁽¹⁾ uma das grandes vantagens da utilização de dois *plugs* de injeção de argônio está na possibilidade de se inserir um volume maior de gás na panela sem que ocorram as chamadas “aberturas de olho” na superfície do banho.

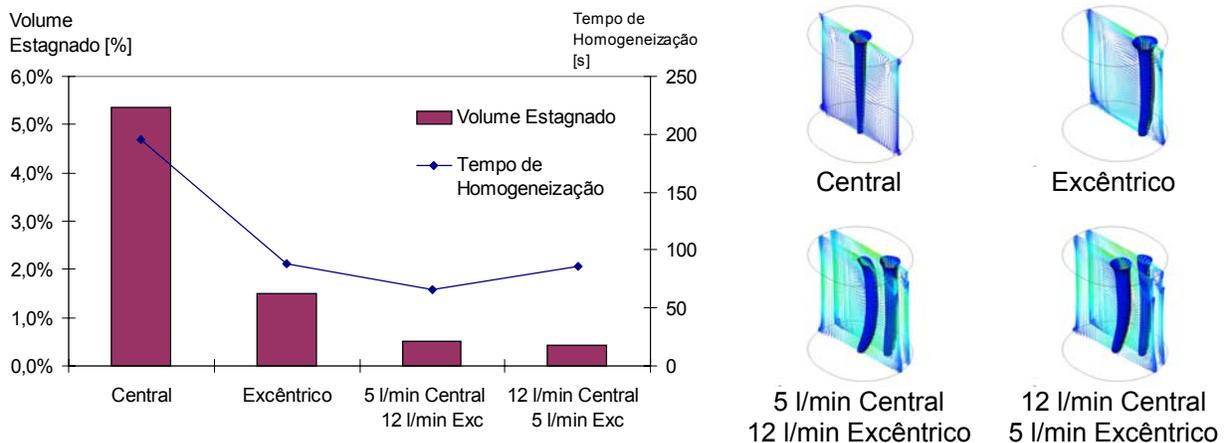


Figura 7. Gráfico de volumes estagnados e tempos de homogeneização para as novas configurações testadas.

Por fim, combinando as configurações apresentadas nas Figuras 5 e 6, foram testados os seguintes casos: um *plug* excêntrico, 2 *plugs* com vazão de 5 l/min central e

12l/min excêntrico e 2 *plugs* com vazão de 12 l/min central e 5 l/min excêntrico. A Figura 7 apresenta esses resultados em comparação a um *plug* central.

Pela comparação das Figuras 5, 6 e 7, observa-se que a melhor configuração foi a de 2 *plugs* com vazão de 5 l/min central e 12l/min excêntrico. Esse esquema alcançou valores de volumes estagnados extremamente baixos (0,4%) e menor tempo de homogeneização (70 s) dentre todas as condições testadas.

4 CONCLUSÕES

Conclui-se com esse estudo que o modelo numérico da panela mostra de forma comparativa os efeitos de uma mudança de posição do *plug* de injeção, embora ainda não reproduza em valores absolutos os resultados experimentais. Viu-se também que nova metodologia do cálculo de tempos de homogeneização é independente da existência de zonas estagnadas no banho, ao contrário da utilizada experimentalmente.

Os resultados mostram que a melhor posição para um *plug* ou dois *plugs* deslocados sobre o raio maior da panela, assim como na literatura, é a de meio raio. No entanto, observa-se que a colocação de um segundo *plug* de injeção de gás, além do central, colocado excentricamente, contribui para redução dos tempos de homogeneização e volumes estagnados.

Por fim, conclui-se que a aplicação do CFD nesse fenômeno apresenta-se como uma ferramenta muito útil na otimização do processo de mistura e refino de uma panela siderúrgica.

REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

- 1 JOO, S.; GUTHRIE, R.I.L. Modeling flows and mixing in steelmaking ladles designed for single and dual-plug bubbling operations. **Metallurgical and Materials Transactions B**, v. 23B, p. 765-778, Dec.1992.
- 2 SZEKELY, J. **Fluid flow phenomena in metals processing**. New York: Academic Press, 1979. p. 175-203.
- 3 MAZUMDAR, D.; GUTHRIE, R.I.L. Mixing models for gas metallurgical reactors. **Metallurgical and Materials Transactions B**, v. 17B, p. 725-733, Dec. 1986.
- 4 ASAI, S.; OKAMOTO, T.; HE, J. C.; MUCHI, I. Mixing times of refining vessels stirred by gas injection. **Transactions ISIJ**, v. 23, p. 43-50, 1983.
- 5 KIM, S.; FRUEHAN, R. J.; GUTHRIE, R.I.L. **Steelmaking process**. Pittsburgh: ISS-AIME, 1987. p. 107-118.
- 6 MIETZ, J.; SCHNEIDER, S.; OETERS, F. Model experiments on mass transfer in ladle metallurgy. **Steel Research**, v. 62, n.1, p.1-9, 1991.
- 7 ANSYS TECHNOLOGY. **Solver manual**. Harwell: 2004. (CFX 5.7)
- 8 COOK, T.L.; HARLOW, F.H. **Report No. LA-10021-MS**. Los Alamos: Los Alamos Nat. Lab, 1983.
- 9 DAVIDSON, M.R. Numerical calculations of two-phase flow in a liquid bath with bottom gas injection: the central plume. **Applied Mathematical Modelling**, v.14: p. 67-76, 1990.
- 10 Xia, J. L.; Ahokainen, T.; Holappa, L. Analysis of flows in a ladle with gas-stirred melt. **Scandinavian Journal of Metallurgy**, v.30, p. 69-76, 2001.

- 11 GRACE, J.R.; WEBER, M.E. Hydrodynamics of drops and bubbles. In: HETSRONI, G. **Handbook of multiphase systems**. Hemisphere: G. Hetsroni, 1982.
- 12 DREW, D.A.; LAHEY JR., R.T. The virtual mass and lift force on a sphere in rotating and straining inviscid flow. **International Journal of Multiphase Flow**, v.13, p. 113–121, 1987.
- 13 LOPEZ DE BERTODANO, M. **Turbulent bubbly two phase flow in a triangular duct**. 1992. PhD Thesis - Rensselaer Polytechnic Institute, 1992.
- 14 LAUNDER, B.E.; SPALDING, D.B. The numerical computation of turbulent flows. **Applied Mechanics Engineering**, v.3, p. 269–289, 1974.

15 STUDY OF INFLUENCE OF THE GAS PLUG NUMBER AND POSITION IN A GAS-STIRRED LADLE USING CFD TOOL¹

Rafael Skrzek Sicorski²
Ismael Lis Alves Daoud³
Julio Anibal Morales Pereira⁴
Leonardo Barboza Trindade⁵
Antônio Cezar Faria Vilela⁶

Abstract

Intensifying the molten/slag reactions, homogenizing the liquid steel chemical and thermally and assisting the impurities removal are the main purposes of the gas stirring during the secondary refining stage of the steelmaking process. The objectives of the present work are to analyze numerically the influence of gas injection in different positions and to use a second plug porous on the mixture times and on stagnant volumes in siderurgical ladle. A numerical study of the two-phase fluid flow was carried out using the CFX software. The two-phase Euler model was used in the solution of liquid-gas flow. The effects of drag, lift and turbulent dispersion forces have been considered in the interactions of bubbles/liquid interface. Firstly, a three-dimensional model with centered gas injection plug was created in the base ladle and the mixture times was compared with experimental results. Later, another plug was added in several positions on the system and its effects have been evaluated. The results show a good agreement between the physical and numerical model. This study may evaluate the plug influence displacement and the addition another gas injection source. Finally, this work shows as the CFD tool can be used to optimize the mixture process during the refining in the ladle.

Key-words: Physical and mathematical modeling, secondary refining, gas-stirred ladle.

¹ Technical contribution to XXXVI STEELMAKING SEMINAR, May 16-18 2005, Vitória/ES

² Mechanical Engineer, MSc Student of PPGEM/UFRGS, CNPq

³ Mechanical Engineer, MSc Student of PPGEM/UFRGS, CAPES

⁴ Metallurgical Engineer, Doctorate Student of PPGEM/UFRGS

⁵ Physicist, Dr., Researcher of LASID/CT/UFRGS, CNPq

⁶ Metallurgical Engineer, Dr-Ing, Professor of DEMET/PPGEM/UFRGS