

# DISTRIBUIÇÃO DO GÁS INERTE E SEU EFEITO SOBRE O CAMPO DE FLUXO DURANTE O LINGOTAMENTO CONTÍNUO DE PLACAS: MODELAGEM MATEMÁTICA<sup>1</sup>

Paulo Luiz Santos Junior<sup>2</sup>  
Carlos Antônio Silva<sup>3</sup>  
Itavahn Alves da Silva<sup>4</sup>  
Bruno Augusto Batista Ribeiro<sup>5</sup>  
Michel Vieira Santos<sup>6</sup>

## Resumo

O uso de gás inerte no sistema refratário durante o lingotamento contínuo de placas é fundamental para se evitar a deposição de inclusões no sistema. Na primeira fase do estudo se avaliou as consequências da distribuição do gás no campo do fluxo em modelo físico e modelamento matemático (*computational fluid dynamics* - CFD). O modelo matemático foi elaborado de maneira a representar as condições físicas do modelo em água com observância das dimensões reais do mesmo. O software utilizado foi o CFX em módulo permanente, com fase contínua água e fase dispersa ar. Neste estudo a distribuição do gás no molde e seu efeito sobre o campo de fluxo, ao se variar vazão de água e diâmetro de injeção das bolhas, é analisada utilizando modelamento matemático. As consequências da distribuição do gás no campo de fluxo e os efeitos metalúrgicos são discutidos.

**Palavras-chave:** Simulação numérica; Lingotamento contínuo; Distribuição de gás inerte.

## INERT GAS DISTRIBUTION AND ITS EFFECT ON THE FLUX FIELD DURING CONTINUOUS CASTING OF SLABS: MATHEMATICAL MODELLING

### Abstract

The use of inert gas in the refractory system during continuous casting of slabs is crucial to avoid inclusions deposition in the system. In the previous study the consequences of the gas distribution in the flow field was evaluated for physical and mathematical modelling (*computational fluid dynamics* - CFD). The mathematical modelling was developed in order to represent the real dimensions of physical model. The software has been used was CFX set in permanent model, with water as a continuous phase and air as a dispersed phase. In this study the distribution of gas in the mold and its effect on the flow field, due the variation of water flow and gas bubbles diameter, are analyzed using mathematical modelling. The consequences of distribution of the gas flow field and the metallurgical effects are discussed.

**Key words:** Mathematical modelling; Continuous casting; Inert gas distribution.

<sup>1</sup> Contribuição técnica ao 44º Seminário de Aciaria – Internacional, 26 a 29 de maio de 2013, Araxá, MG, Brasil.

<sup>2</sup> MSc. em Engenharia de Materiais, Professor, Núcleo de Tecnologia, Centro Universitário Izabela Hendrix, Belo Horizonte, Brasil; pluizjunior@uol.com.br.

<sup>3</sup> MSc, PhD, Professor, Depto. de Engenharia Metalúrgica e de Materiais, Escola de Minas, UFOP, MG, Brasil; casilva@em.ufop.br.

<sup>4</sup> MSc, DSc. Professor, Depto. de Engenharia Metalúrgica e de Materiais, Escola de Minas, UFOP, MG, Brasil; itavahnufop@yahoo.com.br.

<sup>5</sup> Engenheiro, Engenheiro de Simulação Numérica, Magnesita, Contagem, MG, Brasil; brunoa@magnesita.com.

<sup>6</sup> Aluno de graduação, Engenharia Metalúrgica, Escola de Minas, UFOP, MG, Brasil; michelvieira.ufop@gmail.com.

# 1 INTRODUÇÃO

Nas últimas décadas a indústria automobilística tem constantemente demandado novos aços para produção de automóveis, em especial os aços ultra-baixo carbono. Estes aços além da sua característica principal relacionado à ausência de carbono na sua micro-estrutura demandam uma elevada limpidez, visto que durante sua laminação, estampagem e pintura os defeitos provenientes da Aciaria podem se tornar evidentes, o que acarreta na redução de rendimento do processo e/ou desvio de produtos para qualidades inferiores.

Por sua vez esta demanda crescente da indústria automobilística por aços ultra-baixo carbono com elevada limpidez e custos competitivos tem levado as usinas siderúrgicas produtoras de placas e os fornecedores de refratários ao desenvolvimento contínuo de tecnologias de novos materiais, projetos e processos para produção de aço.

Conforme Yuan<sup>(1)</sup> durante a produção dos aços baixo e ultra-baixo carbono acalmados ao alumínio um dos fenômenos que prejudicam em muito a produtividade e a qualidade deste produto é a deposição de inclusões de alto ponto de fusão, tais como: alumina e alguns tipos de aluminatos de cálcio, o que acarreta em obstrução parcial ou total das válvulas e dos sistemas de controle de fluxo. Este tipo de obstrução representa um problema associado à produção de aço acalmado ao Al. A obstrução por alumina ( $Al_2O_3$ ) implica num processo de lingotamento instável, numa elevação dos custos e em uma redução na produtividade e na qualidade do produto. Para Suzuki et al.,<sup>(2)</sup> na produção de aço via lingotamento contínuo a injeção de Argônio (Ar) através dos refratários tem um papel fundamental no controle da obstrução, na melhora da uniformização da temperatura superficial do aço no molde e na promoção da separação das inclusões não metálicas. Por outro lado quando as bolhas de Ar ficam presas na frente de solidificação durante o lingotamento estas podem acarretar defeitos internos. Da mesma forma que as práticas de injeção do argônio na válvula superior do distribuidor, a estrutura da válvula e o material poroso estão bem estabelecidos há mais de dez anos.<sup>(2)</sup>

Banderas et al.<sup>(3)</sup> estudaram o fluxo bifásico gás-líquido dentro da válvula submersa (SEN) e no molde para placas e a sua influência na região superior do molde. Utilizou um modelo físico (escala 1:2 do molde Imexsa Steel), gravação de vídeo, simulações matemáticas e analisador de velocidade de partículas por imagens (*Particle Image Velocimetry* – PIV). Grandes quantidades de gás (razão entre vazões de gás e de líquido) e elevadas velocidades no lingotamento levam ao aumento da quantidade de bolhas e do tamanho destas devido à velocidade do processo de coalescência ser superior ao de ruptura das bolhas. Bolhas acumuladas no fundo da válvula submersa sofrem cisalhamento e ruptura pelas bordas do poço e da saída da válvula e posteriormente são lançadas no molde. Uma vez no molde as bolhas então sofrem um processo de coalescência e ruptura que tem sua cinética definida pela vazão de gás e provavelmente pela distribuição de tamanhos das bolhas na saída da válvula submersa.

Neste estudo a distribuição de gás no interior do molde é analisada utilizando modelamento matemático (*computational fluid dynamics* – CFD) e modelo físico em água para validação do modelo matemático. O modelo em água tem dimensões em escala industrial e o modelo matemático foi construído com as mesmas dimensões. Os efeitos da distribuição do gás no molde e os aspectos metalúrgicos são discutidos.

## 2 MATERIAL E MÉTODOS

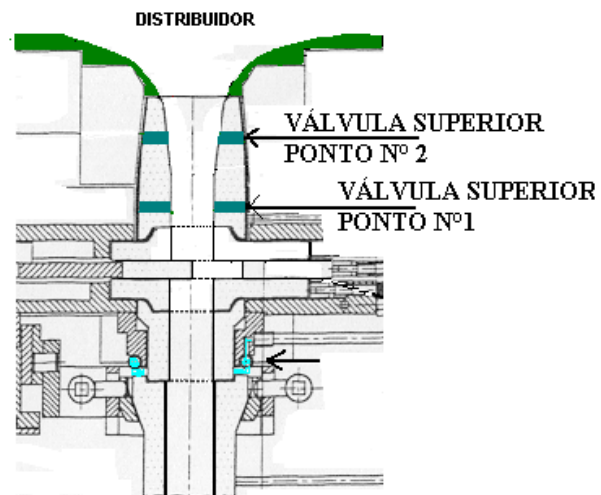
### 2.1 Modelo Físico

Utilizou-se modelo de molde em escala 1:1 com largura de 1.260 mm e espessura de 200 mm. O líquido utilizado na simulação foi água a 25°C. Foi construída uma réplica em acrílico da válvula submersa (*Submerged Entry Nozzle* - SEN). As dimensões internas da peça em acrílico são idênticas as da válvula refratária. De maneira a se obter uma condição similar de lingotamento a válvula em acrílico tem também as dimensões da base (região que permanece submersa) idênticas ao projeto.

A válvula superior e a válvula em acrílico foram montadas seguindo uma configuração similar a utilizada na montagem do sistema de refratários (Figura 1a). Contudo, alguns ajustes foram realizados, tais como: a válvula em acrílico foi construída com duas peças, uma representando a válvula submersa e outro o monobloco, o controle de fluxo é realizado por uma válvula entre o reservatório de água e a válvula superior (Figura 1a) e não por um sistema com válvula deslizante. O gás utilizado na simulação em água em substituição ao argônio (Ar) foi ar injetado nos dois pontos de injeção da válvula superior (Figura 1b). O controle de vazão de gás foi realizado utilizando-se reguladores de pressão e medidor de vazão mássica Omega da série FMA; a vazão de água foi ajustada com o auxílio de um medidor do tipo palheta (previamente calibrado para a tubulação de alimentação) e inversor de frequência para controle de rotação da bomba.



(a)



(b)

**Figura 1.** (a) Montagem modelo em escala 1:1; (b) esquema de montagem dos refratários para lingotamento contínuo.

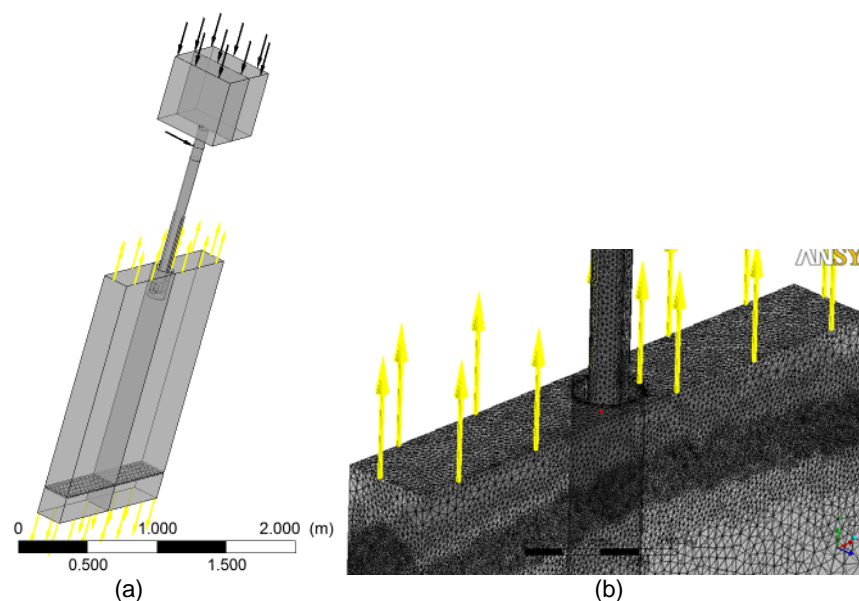
Empregou-se duas vazões de água, a 336 l/min e 400 l/min, equivalentes a 2,35 t/min e 2,8 t/min de aço, respectivamente, enquanto as vazões de ar foram fixadas em 4 NI/min, 8 NI/min, 12 NI/min e 16 NI/min, estas vazões foram determinadas com base em critério de similaridade. De acordo com este a similaridade é atingida se a razão entre vazões de líquido e gás se mantiverem,

comparando-se máquina industrial e modelo. A profundidade de imersão da SEN, medida entre a parte superior da porta de saída e o nível de líquido foi fixada em 120 mm.

Foram realizadas filmagens da metade do molde com utilização de *laser (laser sheet visualization)* para determinação do comportamento das bolhas de ar e do fluxo de água no molde. Em alguns experimentos foram adicionadas partículas de SG6 de mesma densidade da água para explicitar o movimento da água na região do menisco e nas regiões com poucas bolhas de ar.

## 2.2 Modelo Matemático

O modelo matemático foi elaborado de maneira a representar as condições físicas do modelo em água com observância das dimensões reais do mesmo (Figura 2a). O software utilizado foi o CFX em módulo permanente. A fase contínua foi definida como água a 25°C e 1 atm e a fase dispersa como ar na condição de gás ideal. A vazão de água utilizada foi de 336 L/min e 400 L/min com a vazão de ar de 12 NI/min. Também avaliou-se o efeito do diâmetro da bolha no modelo, valores de 2 mm e 3 mm. A malha foi construída com 35.400 nós, sendo mais refinada na saída da válvula submersa e na região do jato (Figura 2b). Tomou-se a tensão interfacial entre gás e água como igual a 0,7 N/m. Verificou-se também a influência de opções de fase dispersa desconsiderando e considerando a força de empuxo.



**Figura 2.** Imagem em 3-D gerada pelo software CFX (a) do modelo físico; (b) do molde e da válvula submersa com ênfase na malha.

Para a descrição do campo de velocidades utilizou-se o modelo k-epsilon –  $k-\epsilon$  de turbulência, embutido no Ansys®. Neste modelo,  $k$  representa a energia cinética de turbulência, definida pelas flutuações de velocidade;  $\epsilon$  é taxa de dissipação de energia. O modelo  $k - \epsilon$  introduz duas variáveis no sistema de equações, que passam a ser:

### 2.2.1 Continuidade

$$\frac{\partial \rho}{\partial t} + \nabla \cdot (\rho U) = 0$$

### 2.2.2 Navier stokes

$$\frac{\partial \rho U}{\partial t} + \nabla \cdot (\rho U \otimes U) - \nabla \cdot (\mu_{eff} \nabla U) = -\nabla p + \nabla \cdot (\mu_{eff} \nabla U)^T + B$$

### 2.2.3 Viscosidade efetiva

$$\mu_{eff} = \mu + \mu_t$$

### 2.2.4 Equações auxiliares, k - ε

$$\frac{\partial \rho k}{\partial t} + \nabla \cdot (\rho U k) = \nabla \cdot \left[ \left( \mu + \frac{\mu_t}{\sigma_k} \right) \nabla k \right] + P_k - \rho \varepsilon$$

$$\frac{\partial \rho \varepsilon}{\partial t} + \nabla \cdot (\rho U \varepsilon) = \nabla \cdot \left[ \left( \mu + \frac{\mu_t}{\sigma_\varepsilon} \right) \nabla \varepsilon \right] + \frac{\varepsilon}{k} (C_{\varepsilon 1} P_k - C_{\varepsilon 2} \rho \varepsilon)$$

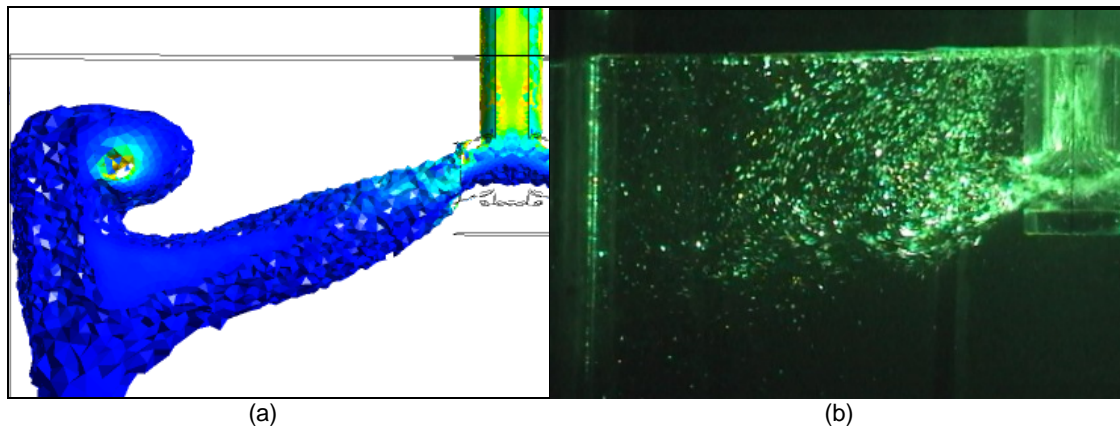
### 2.2.5 Viscosidade turbulenta

$$\mu_t = C_\mu \rho \frac{k^2}{\varepsilon}$$

Estas equações são resolvidas iterativamente, até a convergência, considerando-se condições de contorno características do sistema. A energia cinética de turbulência e a taxa de dissipação de energia na entrada da SEN são determinadas a partir da velocidade média no corpo da válvula, isto é, pela vazão e área de seção reta de fluxo. Nas paredes (do molde, do corpo da válvula) emprega-se condição de não deslizamento, a qual implica em energia cinética de turbulência, taxa de dissipação de energia e velocidade nulas. No topo do molde, interface metal-atmosfera, à componente vertical de velocidade é assinalado um valor nulo; e as outras componentes são deixadas a flutuar. Os valores de variáveis na base do molde não são especificados, sendo portanto determinados pelo programa.

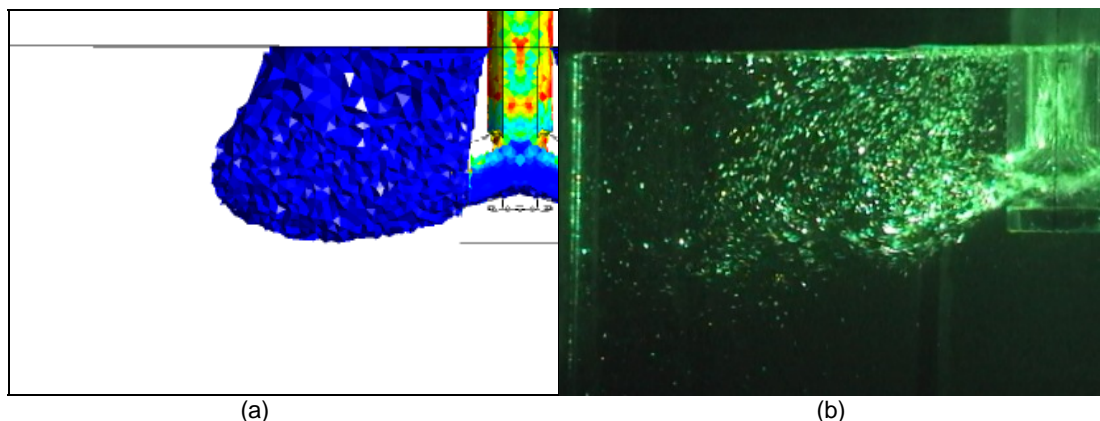
## 3 RESULTADOS E DISCUSSÃO

Para a simulação com vazão de água de 336 L/min, injeção de ar de 12 NI/min e diâmetro de bolha igual a 3 mm sem a consideração de empuxo para as bolhas, pôde-se observar que a distribuição volumétrica do gás acompanha o campo de fluxo (Figura 3a). Contudo, quando se compara os frames da distribuição volumétrica (prevista pelo modelo matemático CFX), Figura 3a, e a distribuição de bolhas observada no modelo físico, sem uso de partículas, Figura 3b, para a mesma condição de vazão de água e de gás, observa-se uma clara discrepância entre o modelo matemático e o modelo físico. Enquanto no modelo físico as bolhas apresentam um movimento ascendente logo após a saída da SEN, no modelo matemático o gás acompanha o fluxo da fase líquida até a extremidade estreita do molde.



**Figura 3.** Imagens da distribuição gasosa gerada (a) na simulação matemática (sem empuxo), bolha de 3 mm de diâmetro; e (b) na simulação física, 336 lpm e 12 NI de gás por minuto sem partículas.

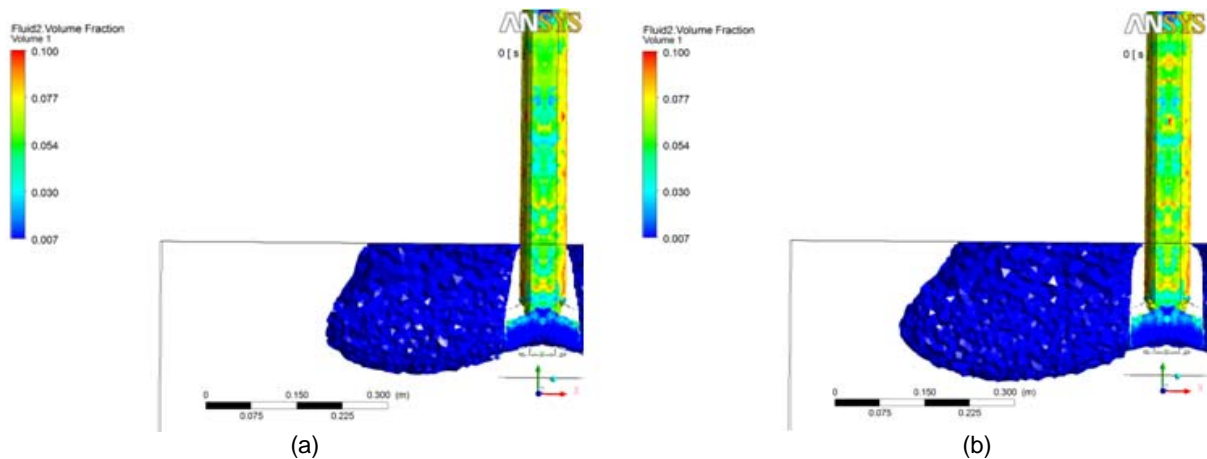
Todavia, quando avalia-se o caso de 336 l/min de água, 12 NI/min de ar e diâmetro de 3 mm, com a consideração de empuxo para as bolhas, observa-se que o modelo, imagem à esquerda (Figura 4), apresenta a fração volumétrica em um movimento inicialmente direcionado pelo fluxo do líquido na região próxima a saída da válvula, e posteriormente em um movimento claramente ascendente a medida que se afasta da válvula submersa, desde a saída da válvula até cerca da metade da largura do molde, o que coincide com o movimento da fase gasosa observada no modelo físico, imagem a direita (Figura 4). O que demonstra, nas condições simuladas, a importância da consideração do empuxo para a fase gasosa para obter-se um ajuste adequado do modelo matemático.



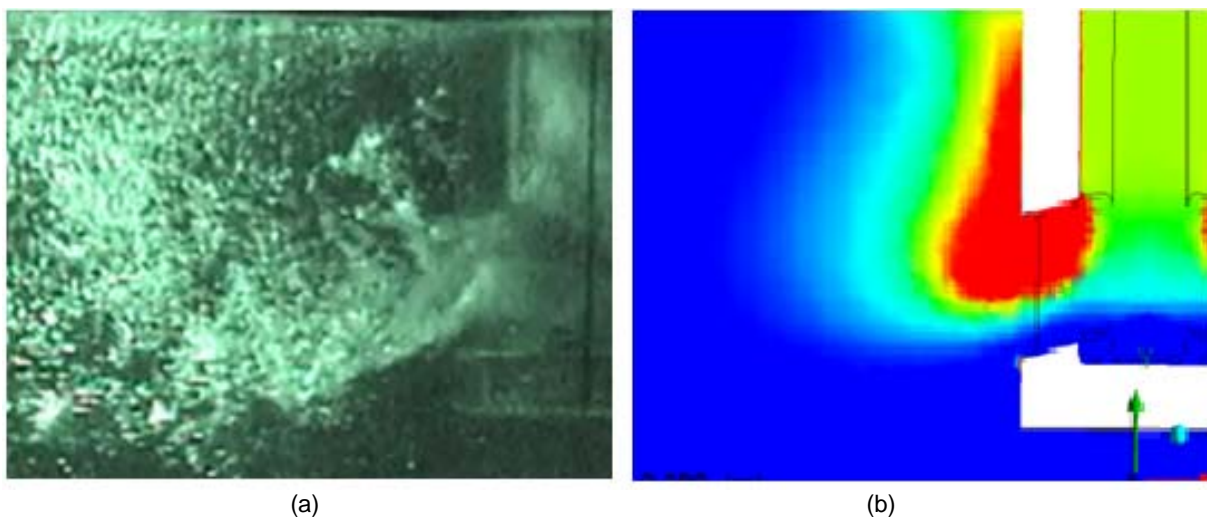
**Figura 4.** Imagem distribuição gasosa gerada (a) na simulação matemática (com empuxo), bolha de 3 mm de diâmetro; e (b) na simulação física, 336 lpm e 12 NI de gás por minuto.

Para a condição de 336 l/min de água com 12 NI/min de ar com empuxo e bolhas com diâmetro de 2 mm e 3 mm (Figura 5) observa-se, como seria esperado que a redução do diâmetro da bolha implica em forças de empuxo menores e conseqüentemente uma expansão da região da fração volumétrica. Todavia, como observado na Figura 6, para vazões mais baixas de água, ocorre um processo de coalescência de bolhas e/ou desprendimento de bolsas de gás localizadas na região de recirculação na saída da SEN ou no fundo da mesma. Em função deste fenômeno o diâmetro de bolha igual a 3 mm é o que ajusta melhor o modelo matemático ao modelo físico. O que por sua vez coincide com as observações realizadas por Suzuki.<sup>(2)</sup>



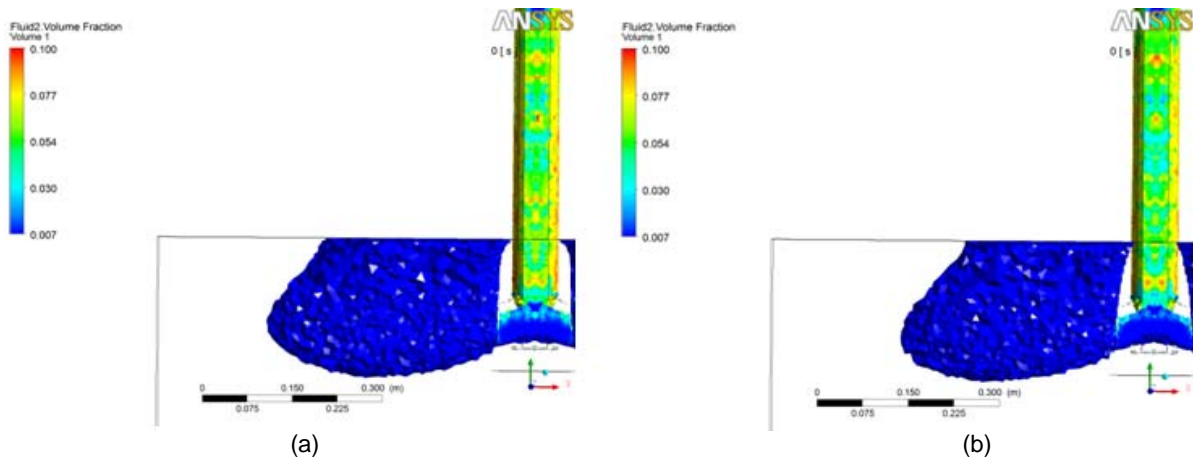


**Figura 5.** Imagem distribuição gasosa gerada na simulação matemática vista 3-D, vazão 336 lpm e 12 NI/min de gás com empuxo (a) diâmetro de bolha de 3 mm; e (b) diâmetro de bolha 2 mm.



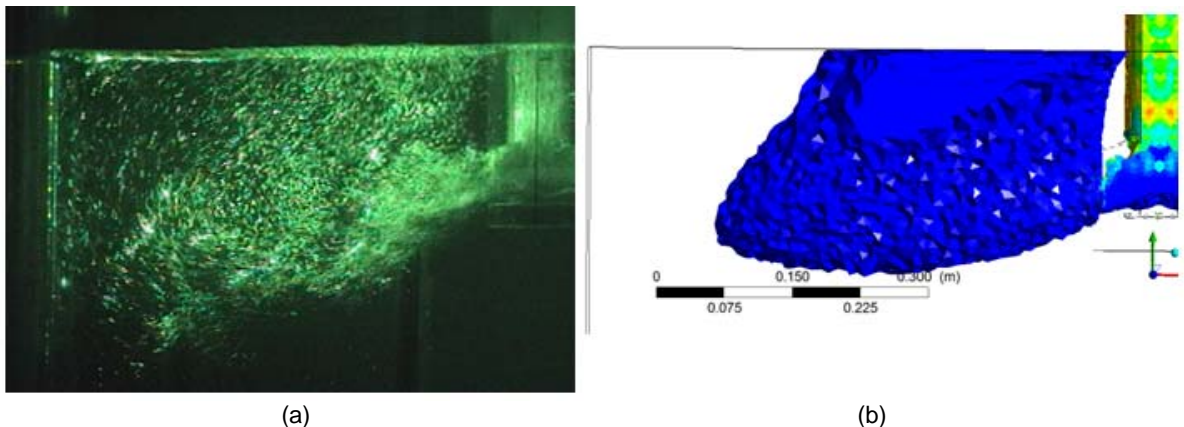
**Figura 6:** Imagens referentes a 336 lpm e 12 NI/min, (a) simulação física; e (b) simulação matemática com diâmetro de bolha de 3 mm com empuxo, corte no plano central.

Quando se compara as imagens do modelo matemático para a simulação de 336 lpm com bolhas de 2 mm com a simulação de 400 lpm com bolhas de 3 mm (Figura 7), vê-se que a região da fração volumétrica é muito semelhante para ambos os casos. A vazão de gás utilizada nos dois casos foi de 12 NI/min de ar. Contudo, ao observar-se mais atentamente é possível perceber que a condição de 336 lpm com diâmetro de 2 mm, apresenta uma região mais expandida de fração volumétrica, que a condição de 400 lpm com diâmetro de 3 mm. Isto por sua vez demonstra que o diâmetro da bolha no molde, e os mecanismos que determinam este tamanho, ruptura e coalescência das bolhas, é fator crítico na determinação do comportamento da fase gasosa no molde, conforme discutido por Banderas *et al.*<sup>(5)</sup> Desta maneira a vazão do fluido, para as faixas de vazão avaliadas neste estudo, também se mostra determinante no processo de distribuição do gás no molde, mas além da alteração direta da velocidade e da energia cinética do jato na saída da válvula, tem-se o efeito destes parâmetros no diâmetro da bolha no molde, ou seja, maiores vazões de água acarretam em menores diâmetros de bolhas no molde.



**Figura 7.** Imagem distribuição gasosa gerada na simulação matemática vista 3-D, (a) vazão 336 lpm e 12 NI/min de gás com empuxo e diâmetro de bolha de 2 mm; e (b) 400 lpm e 12 NL/min diâmetro de bolha com empuxo e diâmetro de bolha de 3 mm.

Todavia ao avaliar-se a condição de 400 lpm com bolhas de 2 mm e 3 mm se encontra a melhor concordância com o observado no modelo físico, quando se admite no modelo matemático um diâmetro médio de bolha igual a 2 mm (Figura 8). Isto por sua vez confirma que o mecanismo de coalescimento e ruptura de bolhas no fundo e na saída da SEN, fator crítico para determinação do tamanho médio da bolha no molde, apresenta papel importante na definição do fluxo no molde. Nas imagens do modelo físico se observa bolhas menores no molde sem a coalescência de bolhas grandes na saída da SEN (Figura 8). Resultados similares também foram observados por Thomas e Bai<sup>(4)</sup> e Yavuz e Sengupta.<sup>(5)</sup>

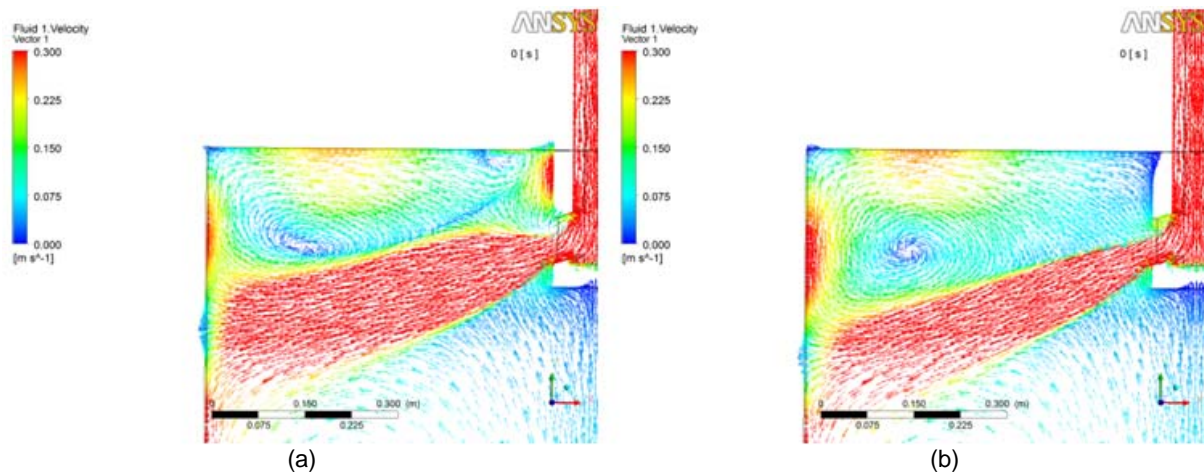


**Figura 8.** Imagem distribuição gasosa gerada na simulação física e matemática, 400 lpm e 12 NI de gás por minuto, diâmetro de bolha 2 mm.

A imagem dos vetores de velocidade para condição de 336 lpm de vazão de água e 12 NI/min, com diâmetro de bolha de 3 mm e com empuxo (Figura 9a), sugere que a formação do fluxo de duplo rolo nesta condição fica prejudicada. O movimento ascendente das bolhas gera uma distorção do movimento do rolo superior e um fluxo ascendente próximo à saída da válvula que reduz a velocidade do menisco nesta região. Na Figura 9b o resultado sem empuxo para as mesmas condições representa um fluxo de duplo rolo inalterado. Outro ponto que pode ser observado (Figura 9a), é o formato e o ângulo do jato principal para a condição com empuxo: o fluxo central, com maior velocidade, se expande e apresenta um ângulo superior reduzido em relação à Figura 9b. Estes resultados ressaltam a necessidade de consideração do empuxo nas simulações matemáticas e por consequência da

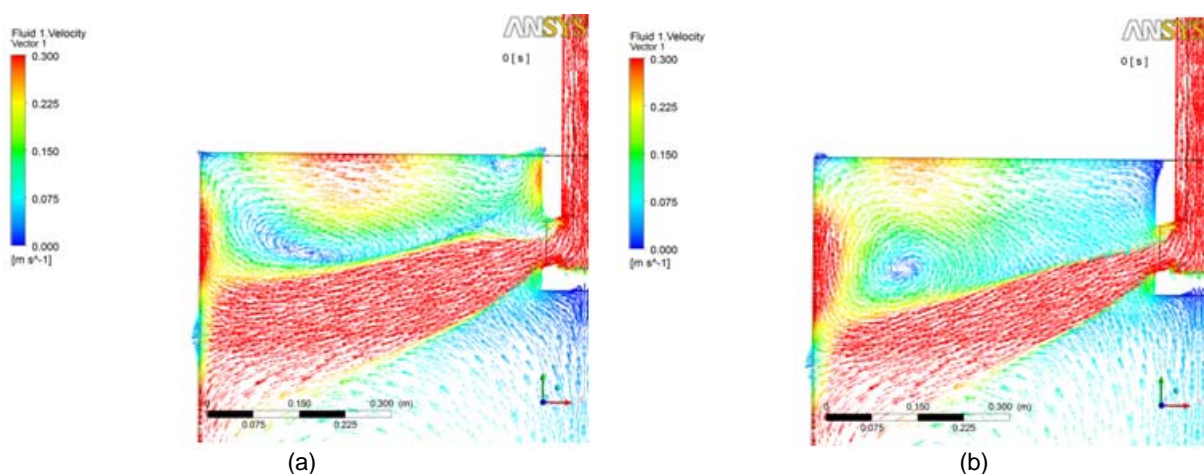


definição precisa do tamanho da bolha. Esta ocorrência também foi observada e comentada por Thomas et al.<sup>(6)</sup>



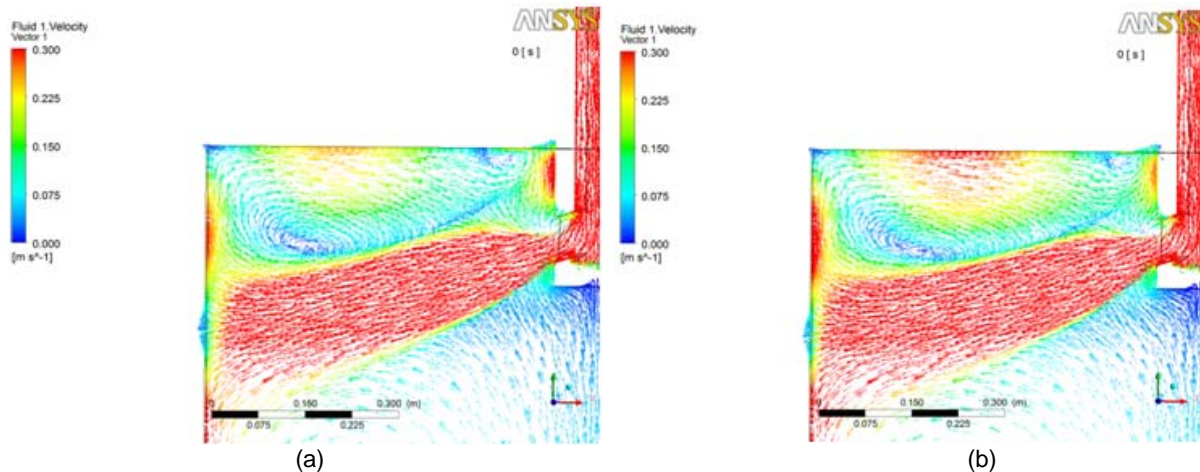
**Figura 9.** Imagem vetores de velocidade 336 lpm e 12 NI/min de gás com bolhas com diâmetro de 3 mm (a) com empuxo; e (b) sem empuxo.

O mesmo fenômeno é observado para a condição de 400 lpm com 12 NI/min e bolhas com diâmetro de 3 mm. Nota-se uma modificação do fluxo central e de seu ângulo superior o que altera por sua vez o fluxo de duplo rolo (Figura 10a). Também se observa um pequeno fluxo ascendente próximo a saída da válvula submersa. Na simulação física este fenômeno não é perceptível, provavelmente devido ao fato de que as bolhas para a condição de 400 lpm se apresentam menores no modelo físico, o que propicia o arraste para junto da face estreita. Um efeito que fica perceptível com a injeção de ar (Figura 10a) é o aumento da velocidade do menisco na área central do molde. Quando se compara a condição com empuxo (Figura 10a), com a condição sem empuxo (Figura 10b), percebe-se que o efeito da injeção de gases na inclinação do jato central acarreta em uma elevação da velocidade na região do menisco, o que por sua vez retrata melhor a condição de aquecimento do menisco. Novamente estes resultados ressaltam a necessidade de consideração do empuxo e da definição precisa do tamanho da bolha. As velocidades da região central do menisco ficam entre 0,23 m/s e 0,3 m/s, o que conforme Yavuz<sup>(4)</sup> está dentro da faixa ideal de velocidades para se evitar defeitos em placa.



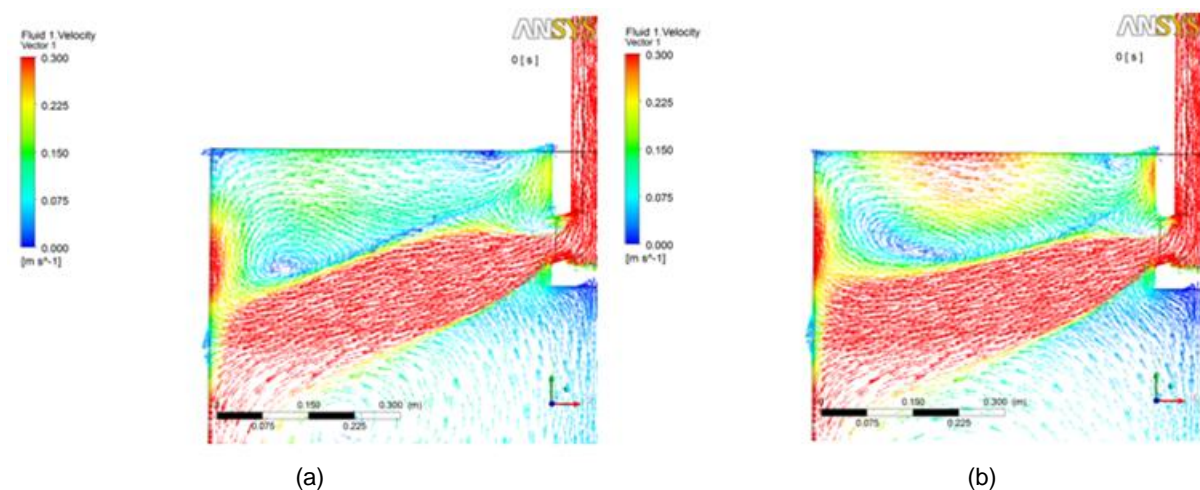
**Figura 10.** Imagem vetores de velocidade 400 lpm e 12 NI/min de gás com bolhas com diâmetro de 3 mm (a) com empuxo; e (b) sem empuxo.

Ao se comparar a condição de 336 lpm com 400 lpm (Figura 11), se confirma a criticidade da condição de baixa vazão para a produção de aço com exigências de limpidez, caso do UBC para parte exposta crítica. Conforme já mencionado, para 336 lpm o duplo rolo fica prejudicado e também a velocidade no menisco. Diferentemente a condição do fluxo de aço no molde para 400 lpm com injeção de gás a qual apresenta uma melhora do perfil de velocidades no menisco.



**Figura 11.** Imagem vetores de velocidade com bolhas com diâmetro de 3 mm para (a) 336 lpm e 12 NI/min; e (b) 400 lpm e 12 NI/min.

Quando se compara a condição do fluxo no molde para 400 lpm com bolhas de 2 mm e 3 mm (Figura 12), observa-se que para 2 mm a velocidade do menisco ficaria abaixo de 0,225 m/s; e que os resultados são afetados de modo significativo pela escolha do diâmetro. O processo de coalescência e ruptura de bolhas no molde, tal como descrito no estudo de Banderas et al.,<sup>(3)</sup> se caracteriza pela produção de uma distribuição de tamanho de bolhas não uniforme ao longo do molde. Ao se considerar diâmetro de bolha igual a 2 mm parece que distribuição gasosa se aproxima melhor daquela observada na simulação física (Figura 8). Por outro lado o diâmetro de bolha de 3 mm é o que melhor se adequa ao critério de velocidade crítica de menisco.



**Figura 12.** Imagem vetores de velocidade 400 lpm e 12 NI/min de gás com bolhas com diâmetro de, (a) 2 mm; e (b) 3 mm.

Desta maneira, para a condição de 400 lpm, sugere-se que uma condição dinâmica no molde que contemple a variação do diâmetro de bolha de 2 mm, na região próxima a saída da SEN, e posterior aumento deste diâmetro para 3 mm, para a região central do molde até a face estreita do molde, o que perfeitamente se encaixa nas observações e resultados de Banderas et al.,<sup>(3)</sup> produziria resultados mais realísticos. A fixação do diâmetro de bolha no CFX se torna um limitador para avaliar condições diferenciadas de lingotamento.

#### **4 CONCLUSÃO**

Para as condições operacionais investigadas, os seguintes resultados foram obtidos:

- as simulações matemáticas referentes a 336 lpm e 12 NI/min que melhor reproduziram os resultados observados no modelo físico quando se considerou empuxo e diâmetro de bolha de 3 mm, tanto em relação a fração volumétrica do gás, quanto em relação aos vetores de fluxo da fase líquida; e
- para 400 lpm com 12 NI/min a condição que melhor reproduziu os resultados observados no modelo físico foi aquela que considerou o empuxo, com diâmetro de bolha de 2 mm, no caso de comparação entre as frações volumétricas; e diâmetro de 3 mm para o caso de comparação entre os vetores de fluxo da fase líquida.

#### **Agradecimentos**

A Superintendência de Assistência Técnica da Magnesita, ao CNPq e a Fapemig.

#### **REFERÊNCIAS**

- 1 YUAN, F. "Numerical simulation of Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub> deposition at a nozzle during continuous casting". Journal of the University of Science and Technology Beijing, Vol 15, Number 3, p. 227, Jun. 2008.
- 2 SUZUKI, H. et al. "Structure of Porous Upper Nozzle for Tundish and Gas Bubble Behavior". Shinagawa Technical Report, 2003.
- 3 BANDERAS, A. R.; et al. Dynamics of two-phase downwards flows in submerged entry nozzle and its influence on the two-phase flow in the mold. International Journal of Multiphase Flow, Vol. 31, p 643-665, 2005, Mexico.
- 4 THOMAS, B. G.; BAI, H. Turbulent Flow of Liquid Steel and Argon Bubbles in Slide-Gate Tundish Nozzles: Part I. Effect of Operation Conditions and Nozzle Design. Metallurgical and materials transactions. Vol. 32B. Abril, 269 p. Illinois, 2001.
- 5 YAVUZ, M. M.; SENGUPTA, J. "Nozzle Design for ArcelorMittal Dofasco's N° 1 Continuous Caster for Minimizing Sliver Defects". AISTech 2010 Proceedings - Volume II.
- 6 THOMAS, B. et al. "Behavior of Argon Bubbles during Continuous Casting of Steel". ISS 80<sup>th</sup> Steelmaking Conference, p. 375-384. 1997.