

## NUMERICAL SIMULATION OF FLUID DYNAMICS DURING STEEL DRAINING OF LADLE

**Eliana F. Rodrigues<sup>a</sup>, Augusta M. Miranda<sup>b</sup> and Luiz Joaquim Cardoso Rocha<sup>a</sup>**

<sup>a</sup>*Grupo de Mecânica Computacional, Universidade Federal de Ouro Preto, Campus Universitário, Ouro Preto/MG-35400.000, Brasil, elianafr@em.ufop.br, <http://www.em.ufop.br>*

<sup>b</sup>*Graduanda de Engenharia Metalúrgica, Universidade Federal de Ouro Preto, Ouro Preto/MG-35400.000, Brasil, augusta\_met@yahoo.com.br, <http://www.em.ufop.br>*

**Keywords:** Draining ladle, vortex, fluid flow steel, free surface, VOF FEM.

**Abstract.** It is well known that precise temperature control is essential in the steel industry. Even though a general estimation can be obtained with the help of heat balance evaluation for every phase of a given process, more accurate results can only be obtained if other phenomena are taken into account, particularly when the mutual influence of subsequent process phases is considered. In the process of continuous casting, the liquid steel is transferred from the ladle to the tundish through a nozzle in the bottom of the ladle. During previous process a superficial layer of slag is formed, to make this transfer of metallurgical vessels has a risk of passage of slag to the tundish. Due to the formation of vortex and sink drain in the steel bath, there is a need for the process to be stopped before the ladle is empty, observing the waste of some part of the liquid steel. In this work, some variables will be analyzed by means of numerical simulations: the variables such as: the eccentricity of the nozzle teeming, the inclination of the bottom of the ladle and the ratio of the diameter of the cone and the diameter of the casting ladle, which influences the pulling of slag during taping of steel, order to quantify the minimum amount of liquid steel contained in the ladle.

## 1 INTRODUÇÃO

O processo de lingotamento contínuo é responsável pela maior parte da produção de aço atual. Isso devido ao maior controle do processo, maior rendimento, melhor qualidade do produto, tanto internamente quanto superficialmente, e menores custos de produção que ele proporciona. Esse processo é o responsável pela solidificação do aço, que passa da panela para o distribuidor, desse para o molde, onde o aço solidifica no seu formato final, como mostra a [Figura 1](#).

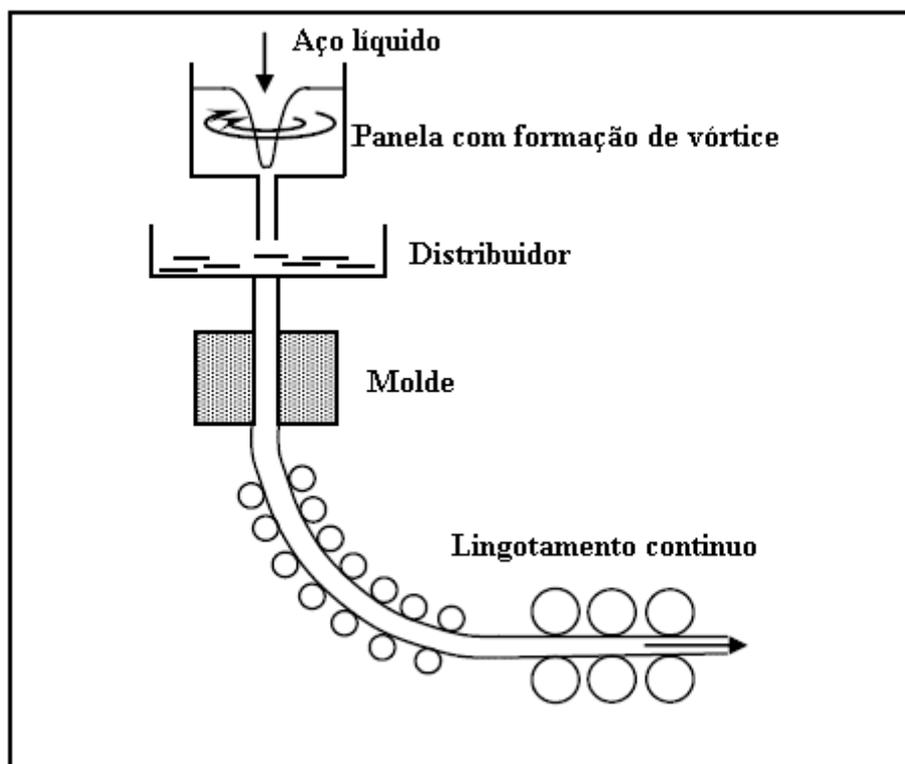


Figura 1: Lingotamento contínuo dos aços ( SINGH, P. K. 2004).

Depois de completado o trabalho de refino do aço, a corrida é vazada numa panela e transportada até o local onde acontece o processo de lingotamento contínuo. Na panela, podemos observar a existência, além do aço, da escória que, por diferença de densidade com o aço permanece na parte superior do banho líquido de aço que conseqüentemente impedem o banho de oxidações indesejáveis.

A panela possui geralmente forma cilíndrica ou tronca de cone, com a base maior para cima, podendo ser plana ou inclinada, com um bocal de vazamento, podendo ser localizado na posição central ou não. As dimensões e os formatos das panelas devem ser projetados de tal maneira que permitam a melhor qualidade do produto, eliminando as inclusões que causam defeitos do produto final, e de acordo com o foco produtivo de cada empresa.

As inclusões são particulados não-metálicos indesejáveis imersos no banho metálico formadas principalmente por óxidos originados, na maioria das vezes, de impurezas presentes nos elementos de liga, por produtos de desoxidação, por reoxidação do banho, pelo contato com a escória e pelo desgaste dos refratários. Para eliminar essas inclusões é visada sua adesão na camada de escória: elas devem ser arrastadas até a escória pelo fluxo interno de aço ou pela injeção de gases inertes no fundo da panela, levando-as a flutuarem.

Com o avanço do processo de escoamento da panela, a interface aço/escória eventualmente desvia para o orifício de drenagem, adotando a forma de um cone invertido (funil). O funil

formado conduz a escória da panela para distribuidor. A drenagem é, geralmente, interrompida quando os primeiros indícios de escórias são detectados no orifício por dispositivos magnéticos ou de vibrações mecânicas. Porém, tais dispositivos são incapazes de detectar o desenvolvimento do fluxo do aço, por isso existe uma quantidade significativa de aço deixada na panela.

Segundo [Mazzaferro et al. \(2004\)](#), existem dois mecanismos diferentes que podem conduzir a um desvio na superfície do aço: vórtice ou *drain sink*. O vórtice apresenta movimentos espirais ao redor do orifício de vazamento. Ele surge devido à diferença de pressão de duas regiões vizinhas e, quando isso ocorre, o aço tende a equilibrar o sistema e flui para esta região, mudando, eventualmente, a direção original do escoamento e, com isso, gerando o funil. É caracterizado por altas velocidades tangenciais perto do bocal e pode ser desenvolvido mesmo com uma alta coluna de aço na panela. A formação do vórtice pode aparecer na panela quando o fluido tem importante velocidade inicial tangencial, especialmente se o bocal está centralizado. A quantidade de líquido na panela, quando o vórtice atinge o orifício, depende da velocidade de rotação inicial e da excentricidade do mesmo. O vórtice está representado na [Figura 2](#). Não se espera a formação do vórtice nas condições gerais de plantas metalúrgicas.

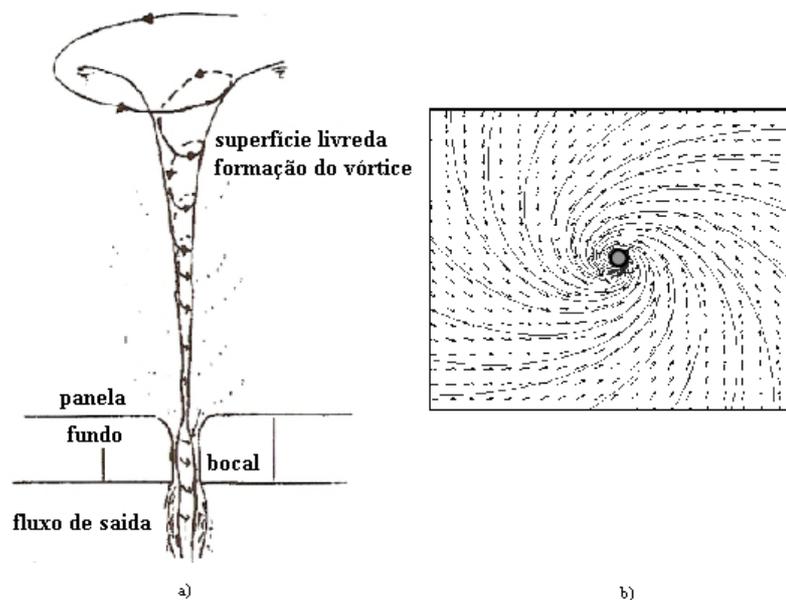


Figura 2: Formação do vórtice (a) [Silva et al.\(2008\)](#) e b) [Mazzaferro et al. \(2004\)](#).

O fenômeno “*drain sink*” é caracterizado pelo fluxo radial e desenvolve-se no último estágio do processo de vazamento, quando há uma pequena quantidade de aço líquido na panela. O *drain sink* está sempre presente no final do processo e não depende da formação anterior de um vórtice. A altura da coluna do líquido não vazado da panela, quando o “*drain sink*” alcança o bocal, é aproximadamente igual ao diâmetro do bocal. O *drain sink* alcança o bocal, ao contrário do vórtice, levando uma significativa proporção de escórias para o distribuidor. O esse fenômeno está representado na [Figura 3](#).

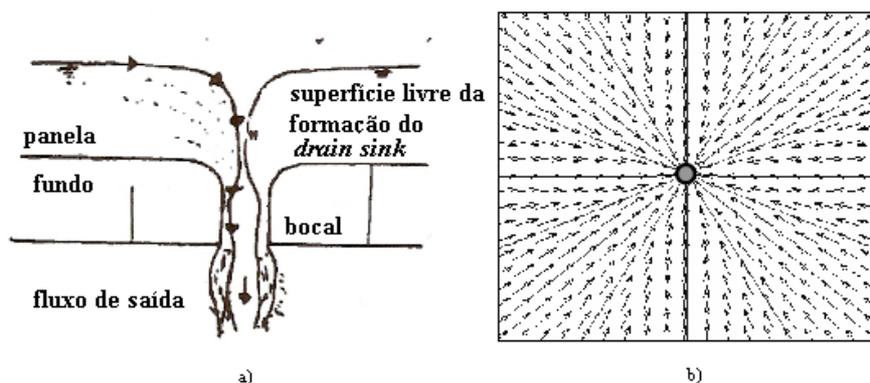


Figura 3: Formação do *drain sink* (a) Silva et al.(2008) e b) Mazzaferro et al. (2004).

Um estudo da influência das seguintes variáveis: excentricidade do orifício de vazamento, inclinação do fundo da panela e presença de escória, sobre o escoamento do aço contido na panela durante seu vazamento por meio de um orifício posicionado na sua parte inferior, é realizado visando minimizar essencialmente o arraste da escória de topo da panela para o distribuidor, objetivando o mínimo de aço residual na panela, buscando a maior eficiência desse processo.

## 2 MODELO MATEMÁTICO

Simulações foram realizadas para várias configurações geométricas de painéis de aciaria com o intuito de avaliar a excentricidade do orifício de vazamento, a inclinação do fundo da panela e a razão do diâmetro do cone de vazamento, sobre o campo de escoamento. A Figura 4 ilustra os casos simulados no ANSYS para um modelo 2D (bidimensional) sem incluir a presença de uma camada de escória. Em todos os casos, as painéis foram construídas com 1m de altura, não foi considerada uma altura real pelo fato de este trabalho objetivar o estudo do vórtice, que ocorre no final do vazamento (próximo a base), com diâmetro de 2,7 m e o furo com 0,01m de diâmetro e seu canal de 0,4m de altura. Quando o orifício for composto de tronco de cone com uma parte cilíndrica, o troco de cone tem uma altura de 0,2m com diâmetro maior de 0,03m e menor de 0,01m e o cilindro tem altura de 0,2m e o diâmetro de 0,1m.

No caso I, temos o orifício central de uma panela de base plana. No caso II, têm-se panela de base inclinada de 5 graus, com o orifício central. No caso III, é uma panela de base plana, mas com orifício excêntrico e no caso IV, a panela é inclinada de 5 graus e com orifício excêntrico.

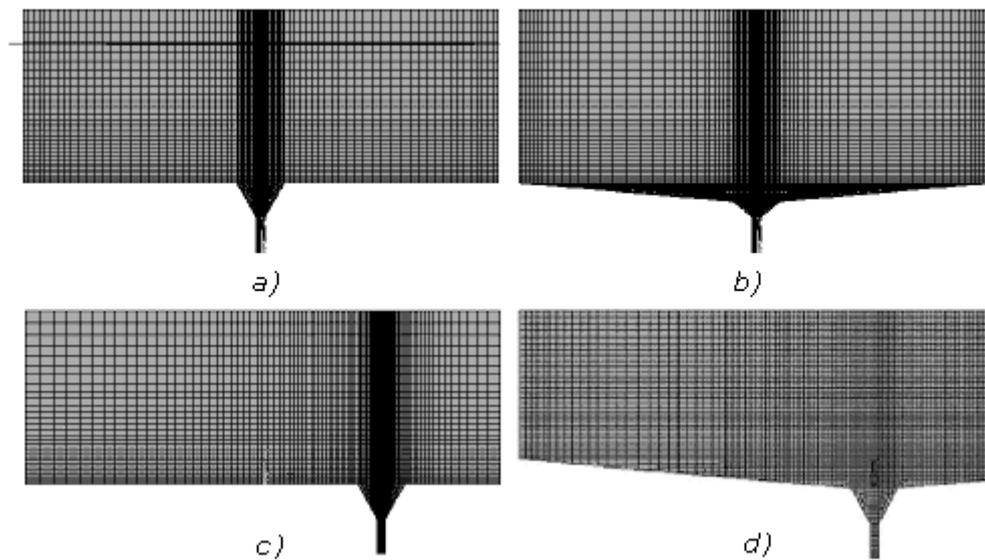


Figura 4: Configurações das panelas estudadas (2D) com orifícios centrais ( $\epsilon=0$ ), sendo elas a) caso I com base plana e b) caso II com fundo inclinado de  $5^\circ$ , e com excentricidade ( $\epsilon=0.5$ ), sendo c) caso III com fundo plano e d) caso IV fundo inclinado de  $5^\circ$ .

Na Figura 5 o modelo está representado em uma configuração da malha em 3D com a presença uma presença inicial de 10 cm de camada de escória, utilizando-se o software CFX.

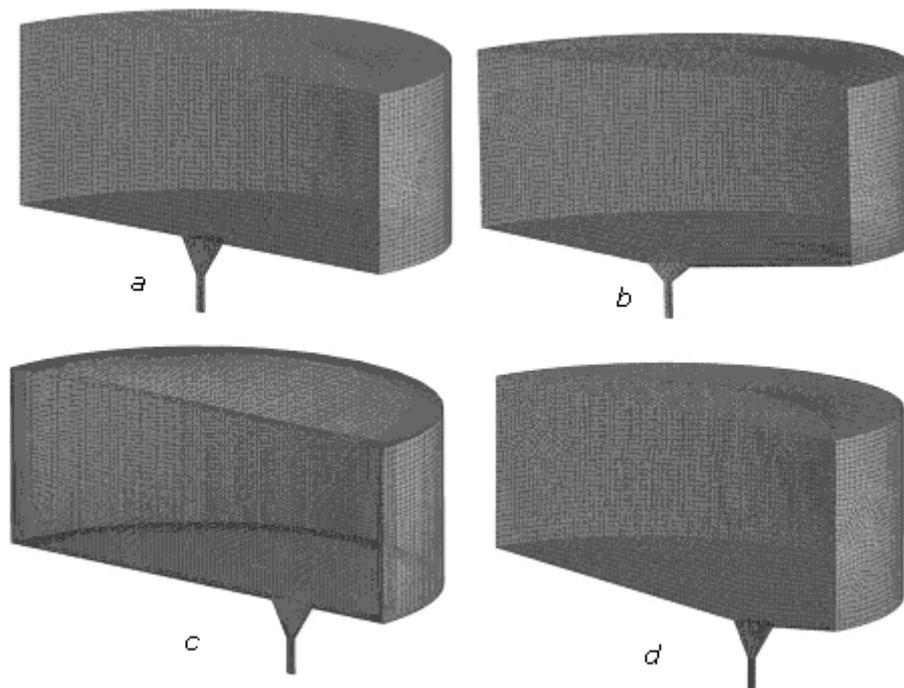


Figura 5: Configurações das panelas estudadas (3D), a) com orifícios centrais ( $\epsilon=0$ ), e base plana - caso I b) com fundo inclinado de  $5^\circ$  - caso II c) e com excentricidade ( $\epsilon=0.5$ ), e com fundo plano caso III e d) caso IV fundo inclinado de  $5^\circ$ .

Na Tabela 1 encontram-se os valores das propriedades do aço e escória, utilizadas nas simulações.

<i>Propriedade</i>	<i>símbolo</i>	<i>Valor</i>	<i>unidades</i>
Densidade do aço líquido	$\rho_s$	$7010+(T-T_{mp})(0.833)$	$\text{Kg/m}^3$
Condutividade térmica do aço	$k_s$	41	$\text{W/m K}$
Calor específico do aço	$Cp_s$	750	$\text{J/kg K}$
Viscosidade do aço	$\mu_s$	0,006	$\text{Pa s}$
Densidade do ar	$\rho_a$	1,225	$\text{Kg/m}^3$
Condutividade térmica do ar	$k_a$	0,0242	$\text{W/m K}$
Calor específico do ar	$Cp_a$	1006,43	$\text{J/kg K}$
Viscosidade do ar	$\mu_a$	$1.789 \times 10^{-5}$	$\text{Pa s}$
Densidade da escória	$\rho_e$	2750	$\text{Kg/m}^3$
Condutividade térmica da escória	$k_e$	6,96	$\text{W/m K}$
Viscosidade da escória	$\mu_e$	0,13	$\text{Pa s}$
Tensão superficial	$\sigma$	1,3	$\text{N/m}$

Tabela 1: Propriedades físicas dos fluidos, Davila et al. (2006).

### 3.1– Equações

Como a superfície livre desloca-se com o tempo, é necessário utilizar a formulação VOF. Para todas as simulações, considerou-se o escoamento transiente bidimensional da equação de Navier-Stokes.

As equações utilizadas para descreve os fenômenos ocorridos no aço líquido contido na panela de aciaria durante o processo de vazamento para o distribuidor são as equações de Navier-Stokes em regime transiente. Como durante o vazamento a superfície livre se movimenta com o tempo, a formulação de fração de volume (VOF) é também utilizada durante a simulação computacional.

A equação da continuidade é representada por

$$\frac{\partial(r_\alpha \rho_\alpha)}{\partial t} + \nabla \cdot (r_\alpha \rho_\alpha U_\alpha) = S_{MS_\alpha} + \sum_{\beta=1}^{N_p} \Gamma_{\alpha\beta} \quad (1)$$

onde:  $r_\alpha$  representa a fração em volume de uma fase  $\alpha$ ,  $S_{MS_\alpha}$  descreve o termo fonte de massa específica usada e  $\Gamma_{\alpha\beta}$  é a taxa de fluxo de massa por volume da fase  $\beta$  para a fase  $\alpha$ , sendo esse termo utilizado somente quando ocorre a transferência de massa interfásica e o numero total de fases é dado  $N_p$  e a fração em volume de cada fase é representada por  $\alpha$ , onde  $\alpha=1$  até  $N_p$ .

Equação da conservação da quantidade de movimento

$$\frac{\partial(\rho U)}{\partial t} + \nabla \cdot (\rho U \otimes U - \mu(\nabla U + (\nabla U)^T)) = S_M + \nabla p \quad (2)$$

onde:

$$\rho = \sum_{\alpha=1}^{N_p} r_\alpha \rho_\alpha \quad (3)$$

e

$$\mu = \sum_{\alpha=1}^{N_p} r_{\alpha} \mu_{\alpha} \quad (4)$$

Considera que a soma total da fração de volume é unitária.

$$\sum_{\alpha=1}^{N_p} r_{\alpha} = 1 \quad (5)$$

#### Equação da conservação da energia cinética turbulenta

A distribuição espacial das quantidades  $k$  e  $\varepsilon$  pode ser obtida através da solução das equações de conservação para estas variáveis a seguir:

$$\frac{\partial(\rho k)}{\partial t} + \nabla \cdot (\rho U k) = \nabla \cdot \left[ \left( \mu + \frac{\mu_t}{\sigma_k} \right) \nabla k \right]_M + P_k - \rho \varepsilon \quad (6)$$

Sendo,

$$P_k = \mu_t \nabla U \cdot (\nabla U + (\nabla U)^T) - \frac{2}{3} \nabla \cdot U (3 \mu_t \nabla \cdot U + \rho k) + P_{kb} \quad (7)$$

e  $P_{kb}$  é dado por:

$$P_{kb} = - \frac{\mu_t}{\rho \sigma_p} g \nabla \rho \quad (8)$$

e  $\mu_t$ ,  $\sigma_k$  e  $\sigma_p$  são constantes.

Equação da taxa de dissipação de energia cinética turbulenta,

$$\frac{\partial(\rho \varepsilon)}{\partial t} + \nabla \cdot (\rho U \varepsilon) = \nabla \cdot \left[ \left( \mu + \frac{\mu_t}{\sigma_{\varepsilon}} \right) \nabla \varepsilon \right]_M + \frac{\varepsilon}{k} (C_{\varepsilon 1} P_k - C_{\varepsilon 2} \rho \varepsilon) \quad (9)$$

onde  $C_{\varepsilon 1}$ ,  $C_{\varepsilon 2}$  e  $\sigma_{\varepsilon}$  são constantes.

Para escoamentos multifásicos, a equação de energia térmica por entalpia estática é,

$$\frac{\partial(r_{\alpha} \rho h_{\alpha})}{\partial t} + \nabla \cdot (r_{\alpha} (\rho_{\alpha} U_{\alpha} h_{\alpha} - \lambda_{\alpha} \nabla T_{\alpha})) = \sum_{\beta=1}^{N_p} (\Gamma_{\alpha\beta}^{+} h_{\beta s} - \Gamma_{\beta\alpha}^{+} h_{\alpha s}) + Q_{\alpha} + S_{\alpha} \quad (10)$$

onde:  $h_{\alpha}$ ,  $T_{\alpha}$  e  $\lambda_{\alpha}$  são respectivamente a entalpia, a temperatura e a condutividade térmica da fase  $\alpha$ .  $S_{\alpha}$  o termo fonte de calor.  $Q_{\alpha}$  denota a transferência de calor interfásica da fase  $\alpha$  para as outras fases. E o termo,

$$(\Gamma_{\alpha\beta}^{+} h_{\beta s} - \Gamma_{\beta\alpha}^{+} h_{\alpha s}) \quad (11)$$

representa a indução da transferência de calor pela transferência de massa interfásica.

Fazendo uso das técnicas de elementos finitos, é necessário resolver as equações diferenciais anteriores para que o problema seja resolvido. Entretanto, a solução numérica depende dos valores escolhidos para as constantes que envolvem a equação de conservação para  $k$  e  $\varepsilon$ . Os valores das constantes do modelo de turbulência são os recomendados por [Lauder & Spalding \(1974\)](#).

$C_\mu$	$C_{\varepsilon 1}$	$C_{\varepsilon 2}$	$\sigma_k$	$\sigma_\varepsilon$
0,09	1,44	1,92	1,0	1,3

Os valores acima apresentados são válidos somente para modelo de turbulência completamente desenvolvido. Entretanto, dentro da panela existem algumas regiões (por exemplo, próximo da parede e em outras interfaces), onde inevitavelmente o número de Reynolds turbulento local é muito baixo, logo, os efeitos viscosos nestas regiões predominam sobre os efeitos turbulentos. ( $Re_t = k^2 / (\nu \varepsilon)$ , onde  $\nu$  é a viscosidade cinemática).

O método analítico descrito por [Lauder & Spalding \(1974\)](#), “*função-parede*”, foi adotado com introdução dos valores para parede rugosa.

### 3.2–Condições de contorno

É considerada a hipótese de não deslizamento para as componentes da velocidade, para o *aço líquido* junto à parede e as condições de contorno adotadas para o modelo de turbulência,  $k$  e  $\varepsilon$  assumidos valores nulos. No eixo de simetria, as derivadas das componentes das variáveis são nulas e a componente da velocidade radial também é nula. Na superfície do banho os valores da componente radial e os valores de  $k$  (energia cinética turbulenta) e  $\varepsilon$  (a taxa de dissipação de energia cinética turbulenta) nulos. No orifício de vazamento assumem os mesmos valores empíricos aplicados à entrada do bocal do distribuidor, utilizados por [Joo & Guthrie \(1993\)](#), [Yeh et al. \(1993\)](#), fornecidos pelas relações seguintes,

$$\begin{aligned} u_o &= \sqrt{2gH}, \\ k_o &= 0,01 \cdot u_o^2, \\ \varepsilon_o &= \frac{k_o^{3/2}}{r_o}. \end{aligned} \quad (12)$$

As condições de contornos térmicas consideram uma temperatura inicial uniforme e constante de 1850 K que representa uma condição de taxa de resfriamento de 0,5°C/minuto de temperatura imediatamente após a injeção de argônio para a panela cheia, ou com uma temperatura uniforme de 1875 K para a condição de um nível de 1/3. A condição de contorno pelas paredes laterais e do fundo é representada por um fluxo de calor de 9500 W/m<sup>2</sup>, conforme sugestão de [Davila et al. \(2006\)](#), e um fluxo nulo na superfície superior, que representa uma presença espessa de camada de escória de 0,10 m de espessura.

## 3 RESULTADOS E DISCUSSÃO

Os resultados das simulações realizadas no programa ANSYS (simulações em 2D) são apresentados a seguir conforme ilustram as figuras 6 a 3.9. A [Figura 6](#) – Representa a condição inicial da fração volumétrica das simulações I a IV, sendo em vermelho o aço e em azul o ar. A [Figura 7](#) ilustra a evolução da fração volumétrica e a [Figura 8](#) o campo de velocidade durante o processo de vazamento para uma situação de orifício central e panela de base plana (caso I).

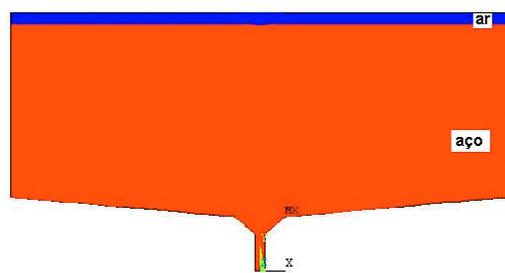


Figura 6 – Representação inicial da fração volumétrica das simulações I, II, III e IV.

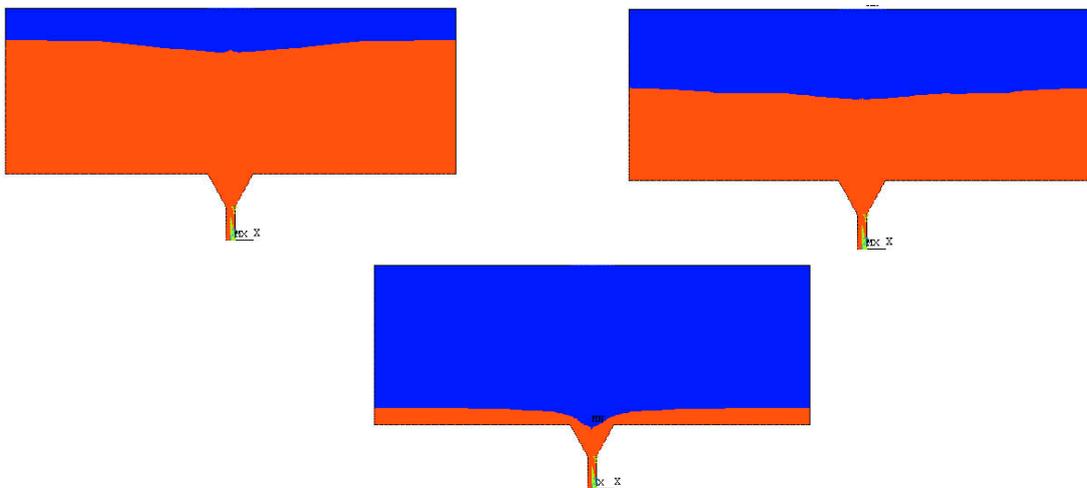


Figura 7 – Resultados da simulação do caso I, mapa de fração volumétrica.

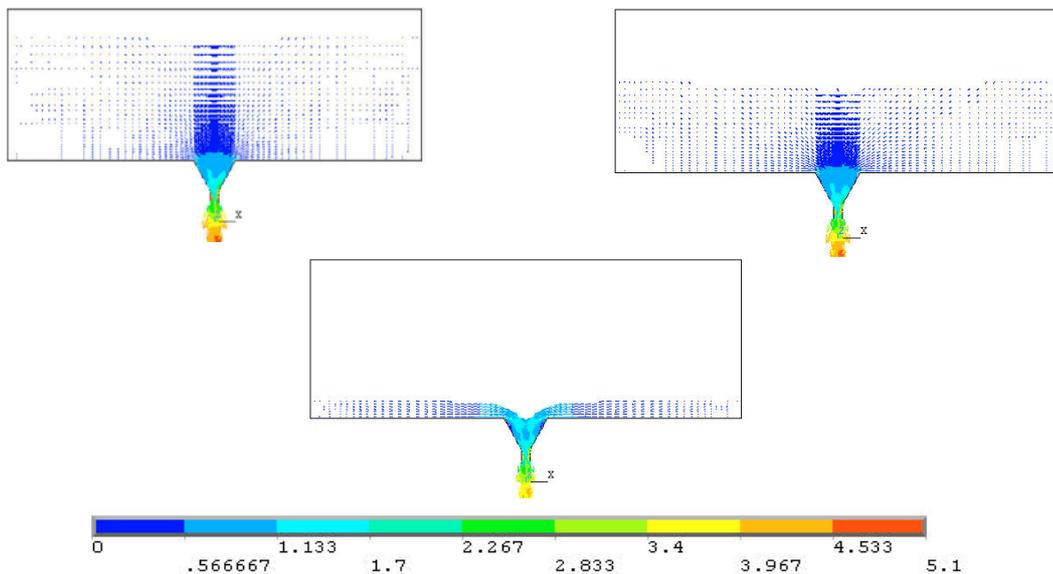


Figura 8 – Resultados da simulação do caso I, campo de velocidades em m/s conforme escala.

As [Figura 9](#) e [Figura 10](#) mostram os resultados da simulação com o orifício central e panela de base inclinada de 5 graus (caso II), observa-se uma que a quantidade de aço remanescente na panela é bem menor nesta configuração de fração volumétrica e campo de velocidade comparado com a simulação anterior e na [Figura 7](#) durante o processo de vazamento.

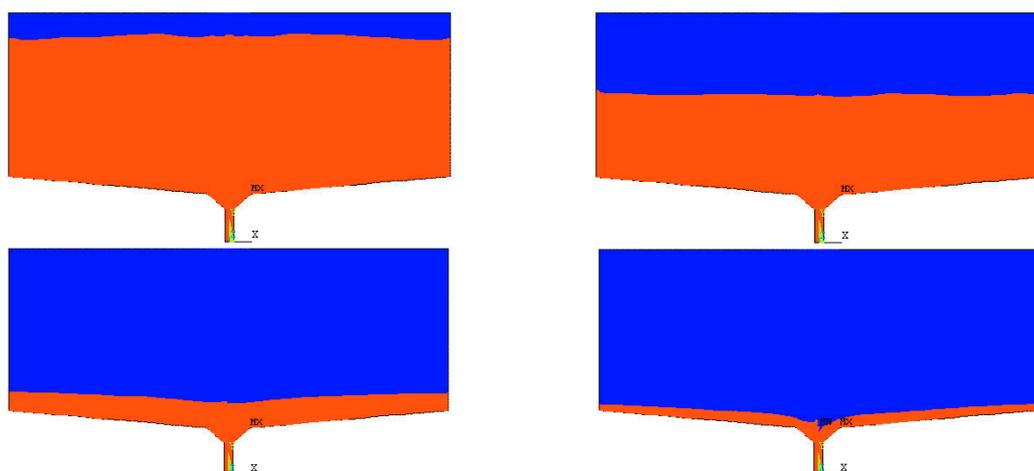


Figura 9 – Resultados da simulação do caso II, mapa de fração volumétrica.

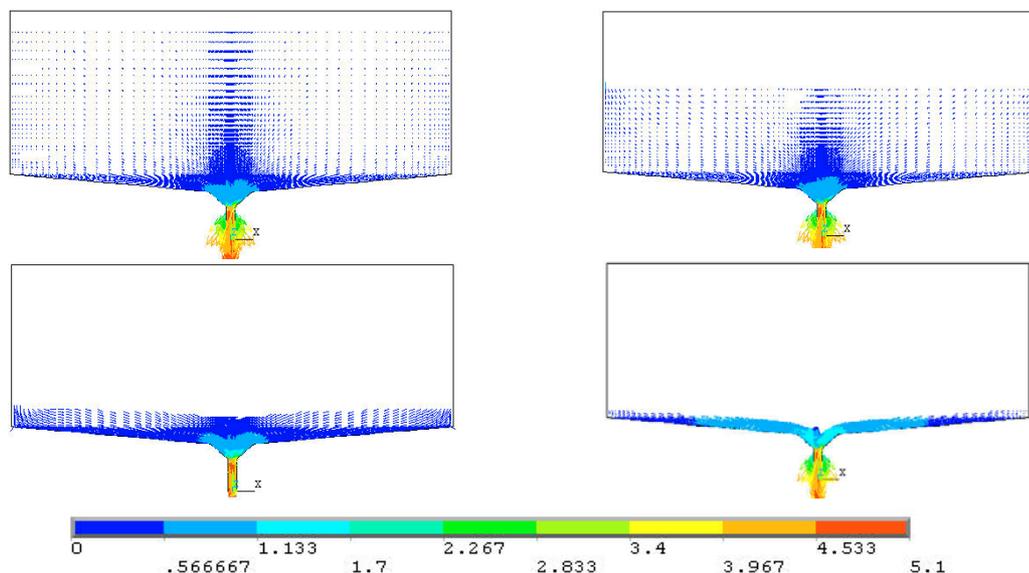
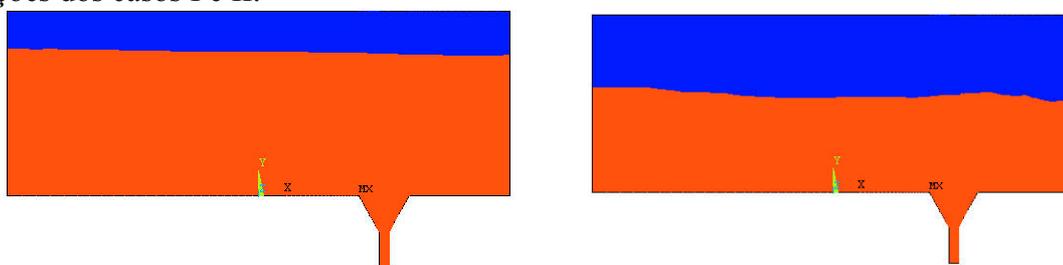


Figura 10 – Resultados da simulação do caso II, campo de velocidades em m/s conforme escala.

Os resultados da simulação quando o orifício de vazamento possui uma excentricidade de  $\epsilon=0.5$  e a panela possui a base plana (caso III) são mostrados nas [Figura 11](#) e [Figura 12](#), observa-se que a quantidade de aço remanescente nos instantes finais é um pouco superior as simulações dos casos I e II.



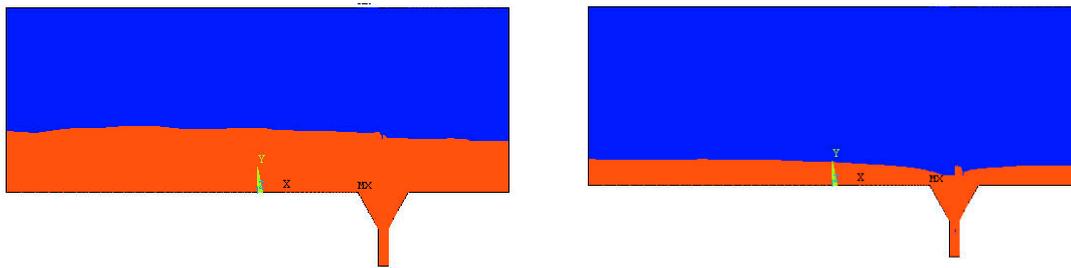


Figura 11 – Resultados da simulação do caso III, mapa de fração volumétrica.

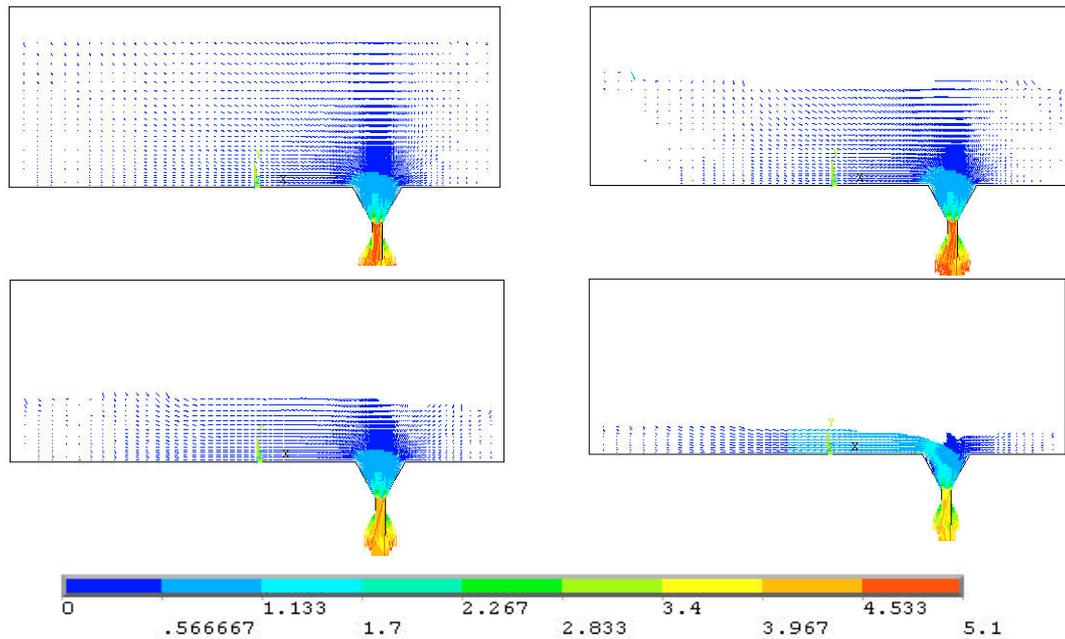


Figura 12 – Resultados da simulação do caso III, campo de velocidades em m/s conforme escala.

Nas [Figura 13](#) e [Figura 14](#), têm-se os resultados da simulação quando o orifício de vazamento possui uma excentricidade de  $\epsilon=0.5$  e a panela possui a base inclinada de 5 graus (caso IV), observa-se que a quantidade de aço remanescente nos instantes finais é um pouco superior a simulação do caso II, mas inferior aos casos I e III.

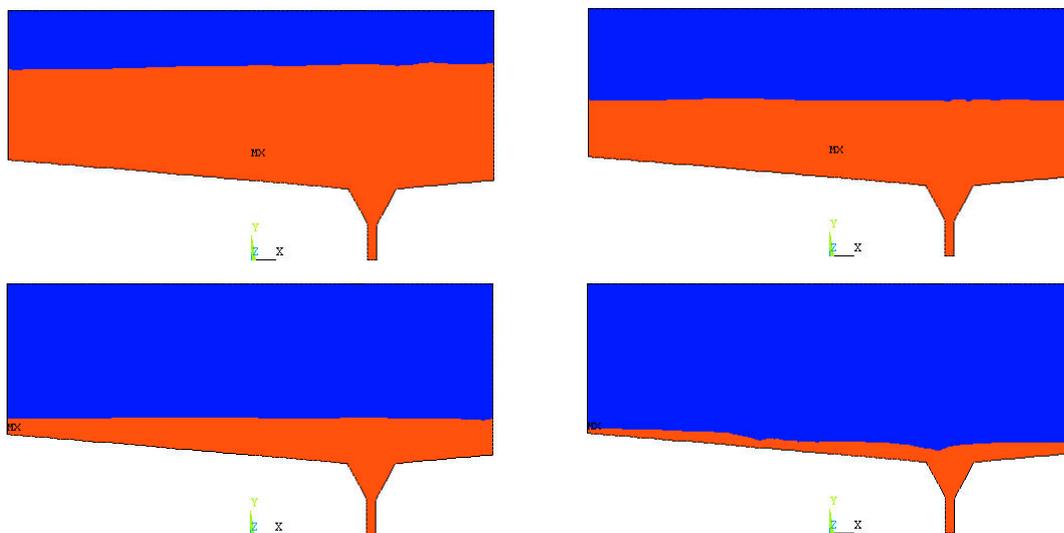


Figura 13 – Resultados da simulação do caso IV mapa de fração volumétrica.

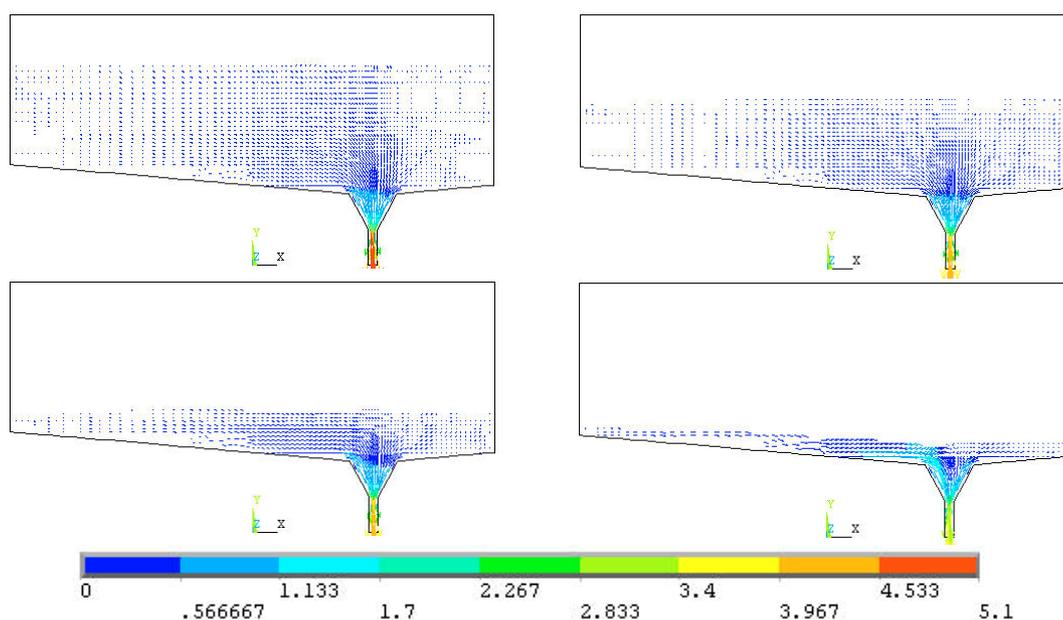


Figura 14 – Resultados da simulação do caso IV, campo de velocidades em m/s conforme escala.

Nas [Figura 15](#) a [Figura 29](#), são mostrados os resultados das simulações realizadas no programa Ansys CFX (simulações em 3D). Na [Figura 15](#), está representando a condição inicial da fração volumétrica para o caso I, altura da superfície de aço inicial de 0,3 metros com a presença de uma camada superior de escória de 0,1 m. As [Figura 16](#) e [Figura 17](#), ilustram a evolução da fração volumétrica e o campo de velocidade durante o processo de vazamento para uma situação de orifício central e panela de base plana (caso I).

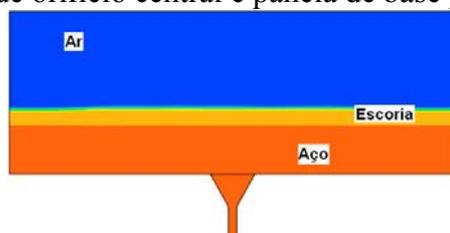


Figura 15: Representa a condição inicial da fração volumétrica da simulação com a presença de escoria dos casos I.

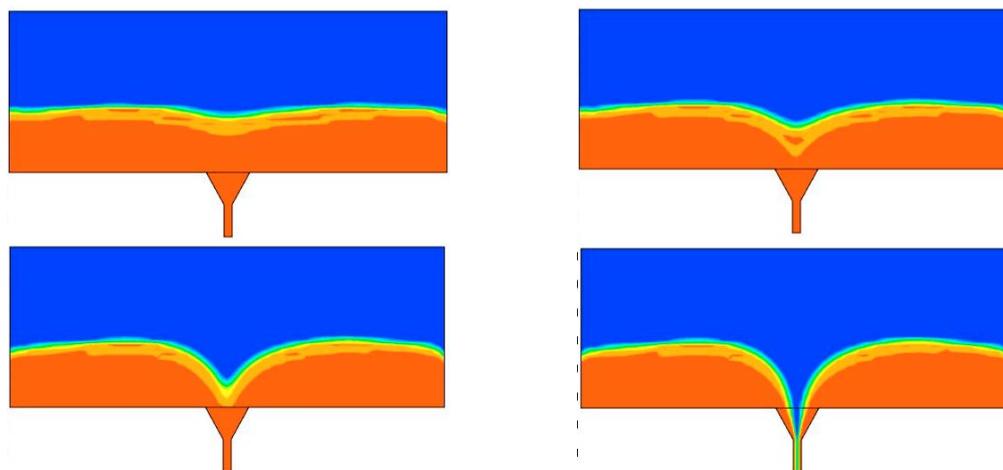


Figura 16: Resultados da simulação do caso I, mapa de fração volumétrica nos tempos 5; 10; 15 e 20 segundos.

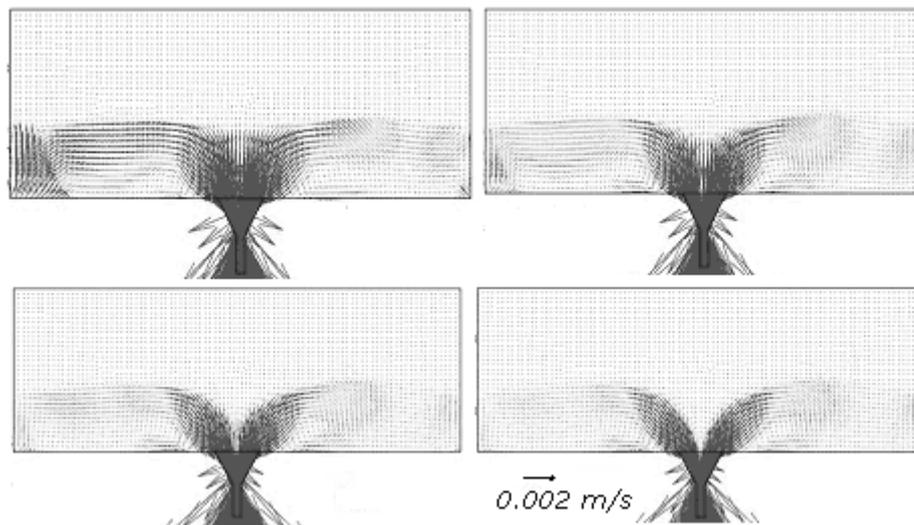


Figura 17: Resultados da simulação do caso I, campo da velocidade superficial do aço no plano de simetria em m/s, nos tempos 5; 10; 15 e 20 segundos.

As [Figura 18](#) a [Figura 21](#) mostram os resultados da simulação com o orifício central e panela de base inclinada de 5 graus para uma camada de escória de 100 mm de espessura acima de um nível de 300 mm de aço líquido (caso II), observa-se o início da formação de *drain sink* ocorre 12s após o início da simulação e o araste da escória a 16 segundos.

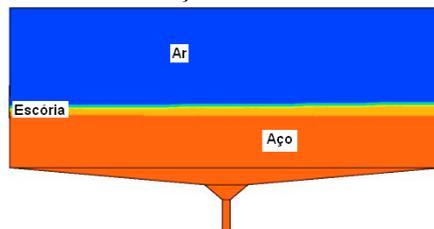
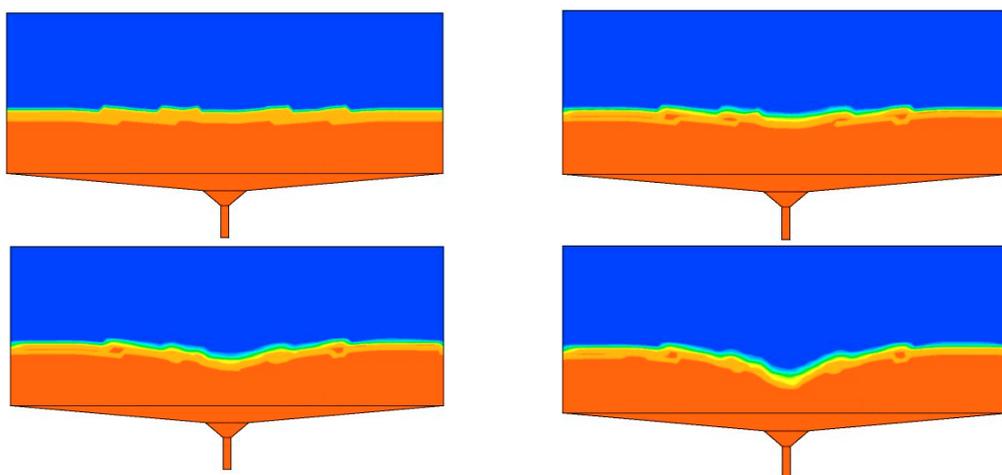


Figura 18: Representa a condição inicial da fração volumétrica da simulação com a presença de escória dos casos II.



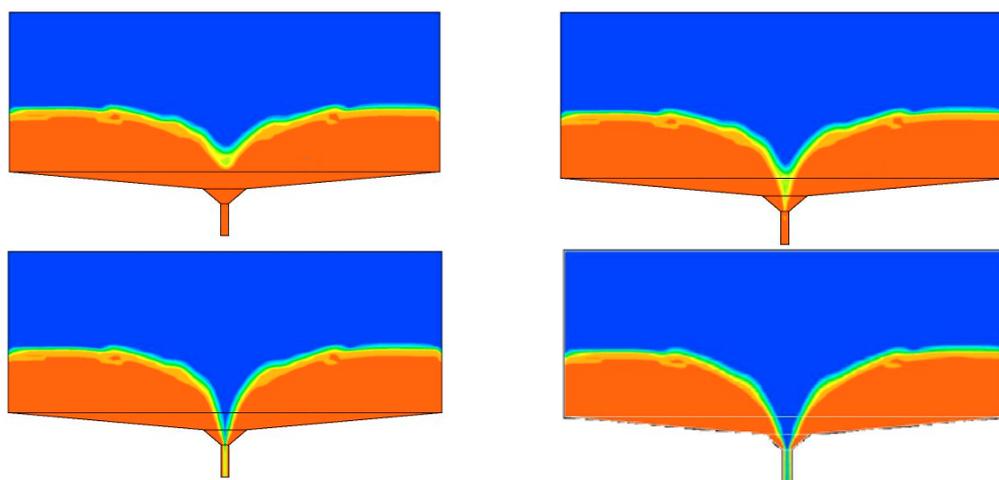


Figura 19 – Resultados da simulação do caso II, evolução da fração volumétrica no plano de simetria, em 1s; 4s; 8s; 12s; 16s; 18s; 20s e 30 segundos.

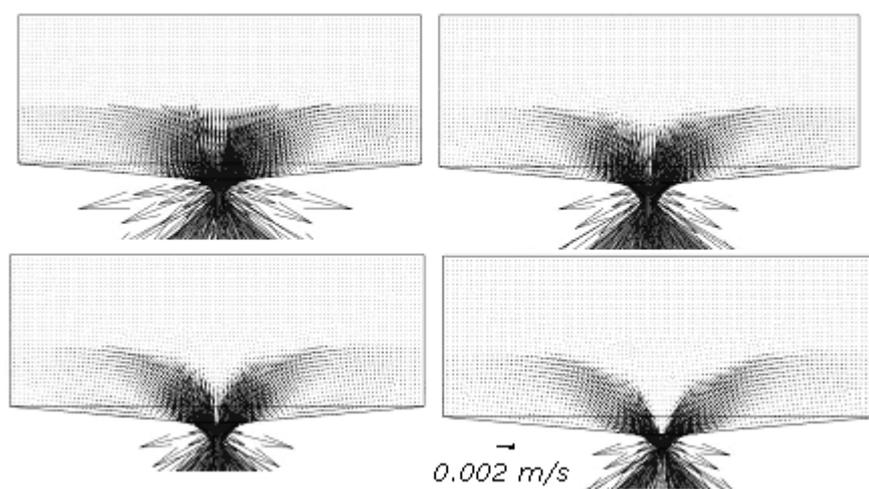


Figura 20 – Resultados da simulação do caso II, campo da velocidade superficial do aço no plano de simetria em m/s, em 1s; 8s; 16s; 18s e 20 segundos.

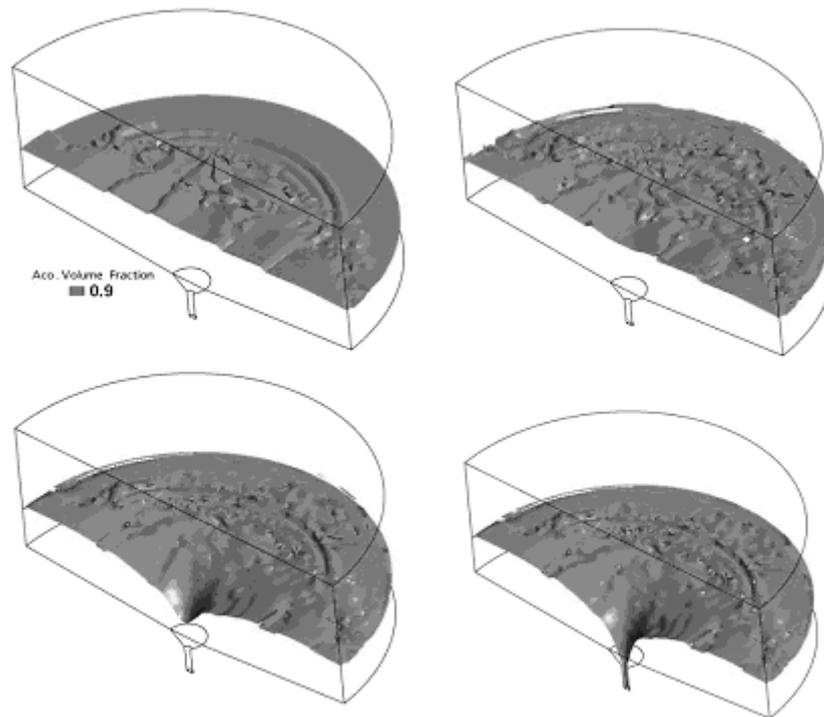


Figura 21 – Resultados da simulação do caso II, evolução das isosuperfícies superiores da camada de aço (fração volumétrica =0.9) no tempo de 2 s; 8s; 16s; 20 segundos.

Os resultados da simulação quando o orifício de vazamento possui uma excentricidade de  $\epsilon=0.5$  e a panela possui a base plana (caso III) são mostrados nas Figura 22 a Figura 26, observa-se que o início da formação *drain sink* a 7,5 segundos após o início da simulação e o araste da escória a 12 segundos.

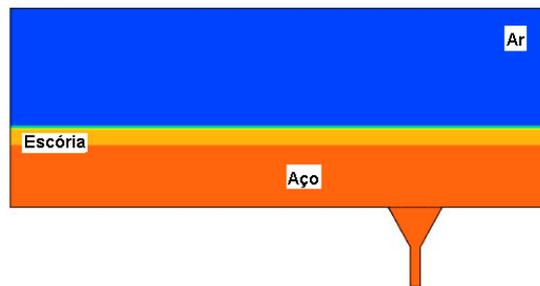
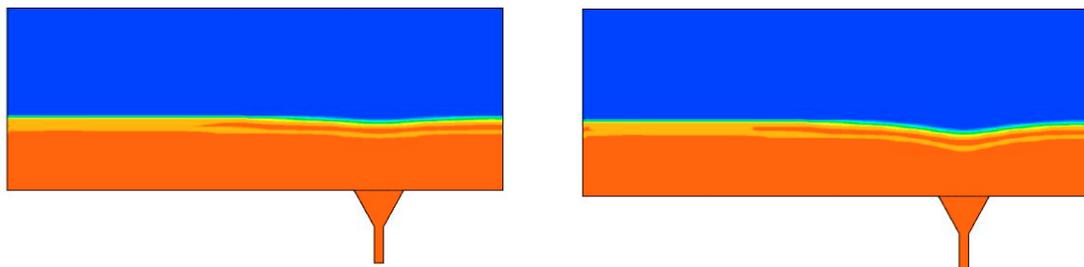


Figura 22: Representa a condição inicial da fração volumétrica da simulação com a presença de escoria dos casos III.



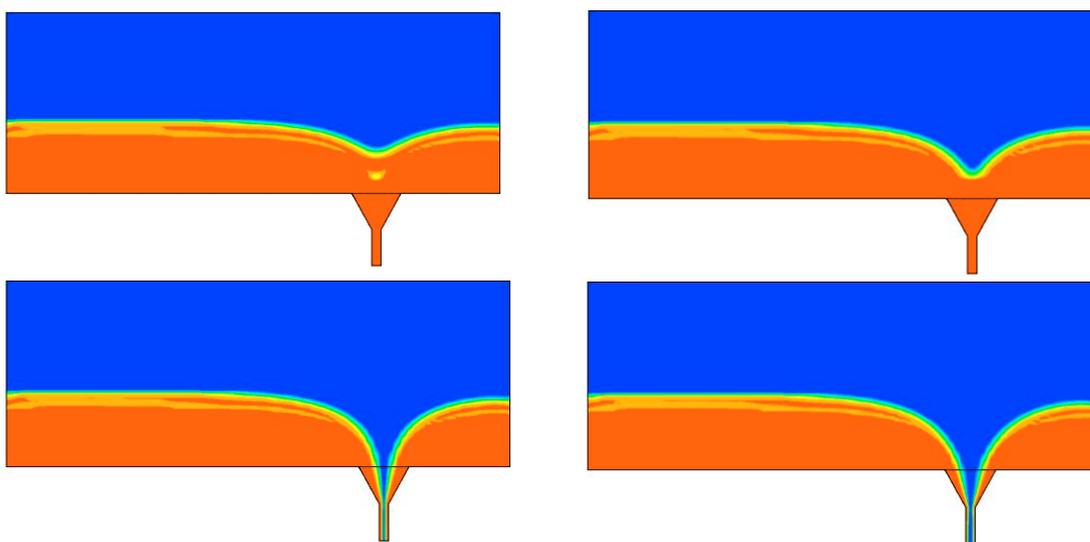


Figura 23: Resultados da simulação do caso III, evolução da fração volumétrica no plano de simetria nos tempos de 2,5 s; 5 s; 10s; 12s; 15s e 30 segundos.

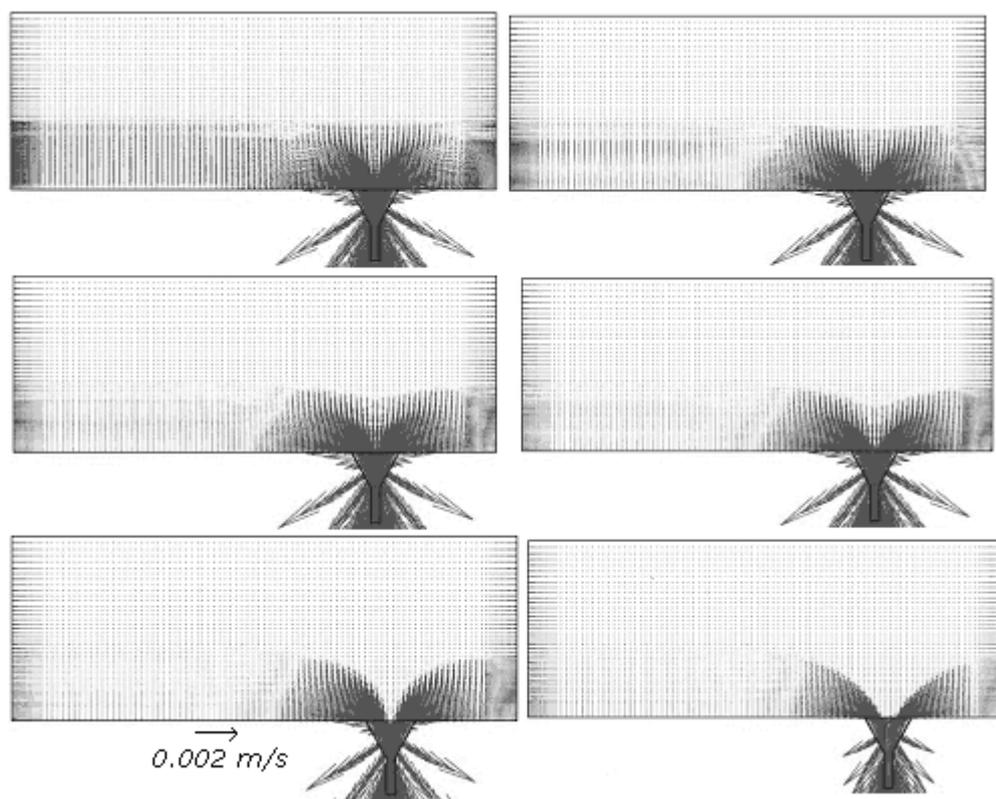


Figura 24: Resultados da simulação do caso III, campo de velocidade do aço no plano de simetria nos tempos de 2,5 s; 5 s; 10s; 12s; 15s e 30 segundos.

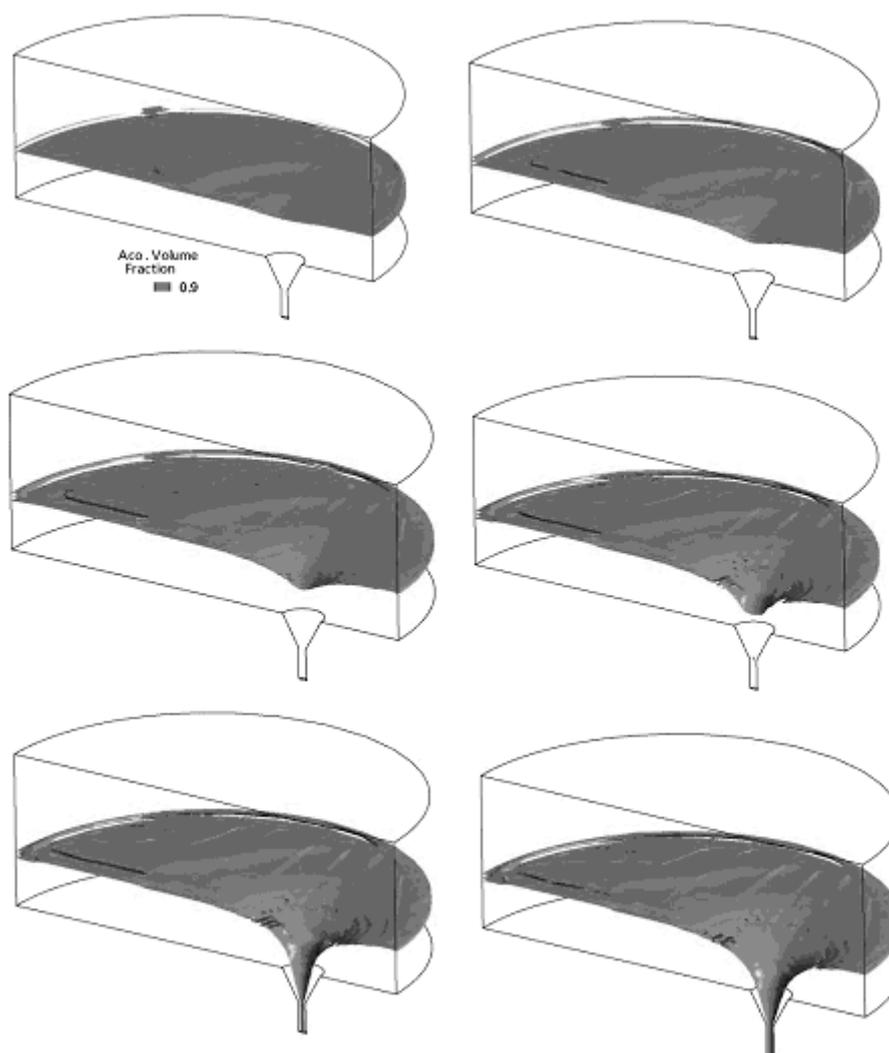


Figura 25– Resultados da simulação do caso III, evolução das isosuperfícies superiores da camada de aço (fração volumétrica =0.9) em 2,5s; 5s; 10s; 12s; 15s e 30 segundos.

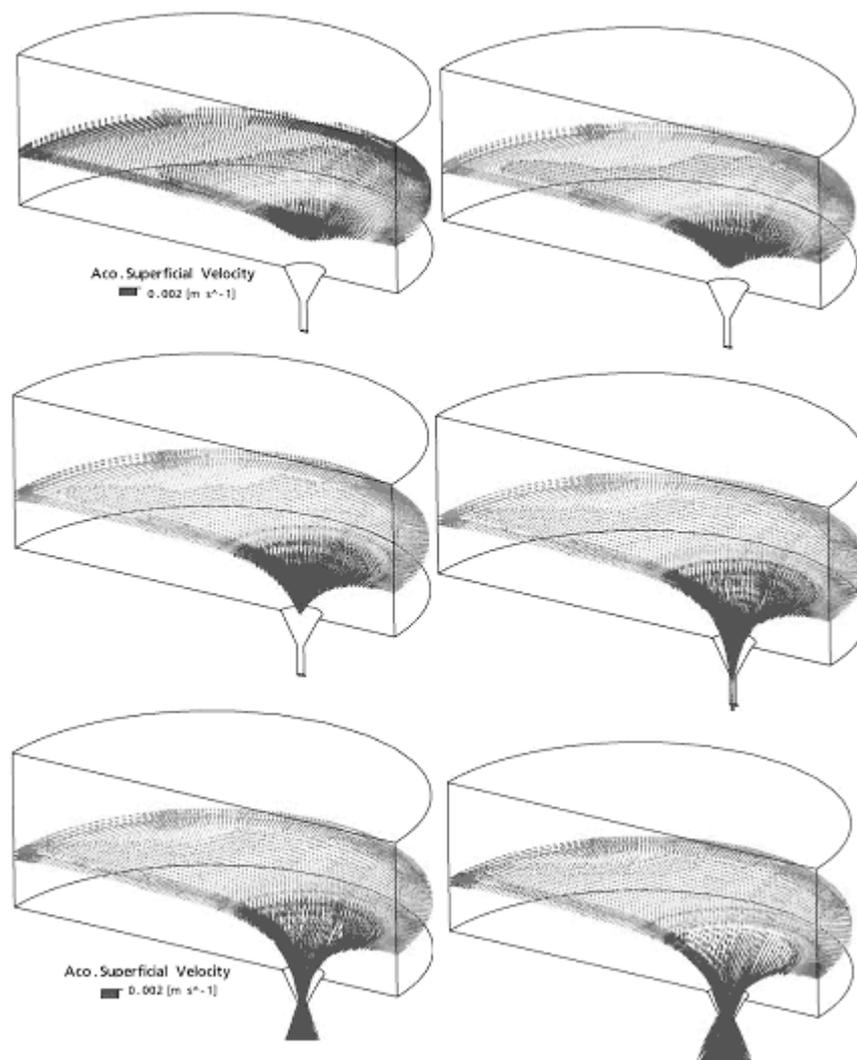


Figura 26 – Resultados da simulação do caso III, campos de velocidades superficiais de aço, em 2,5s; 5s; 10s; 12s; 15s e 30 segundos.

Nas [Figura 27 a](#) [Figura 29](#) tem-se os resultados da simulação quando o orifício de vazamento possui uma excentricidade de  $\epsilon=0.5$  e a panela possui a base inclinada de 5 graus (caso IV), observa-se que o início da formação de *drain sink* a 5s após o início da simulação e o araste da escória a 14s.

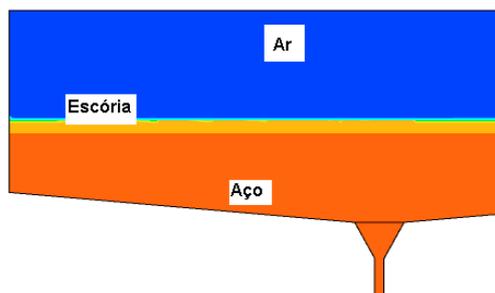


Figura 27: Representa a condição inicial da fração volumétrica da simulação com a presença de escoria dos casos VI.

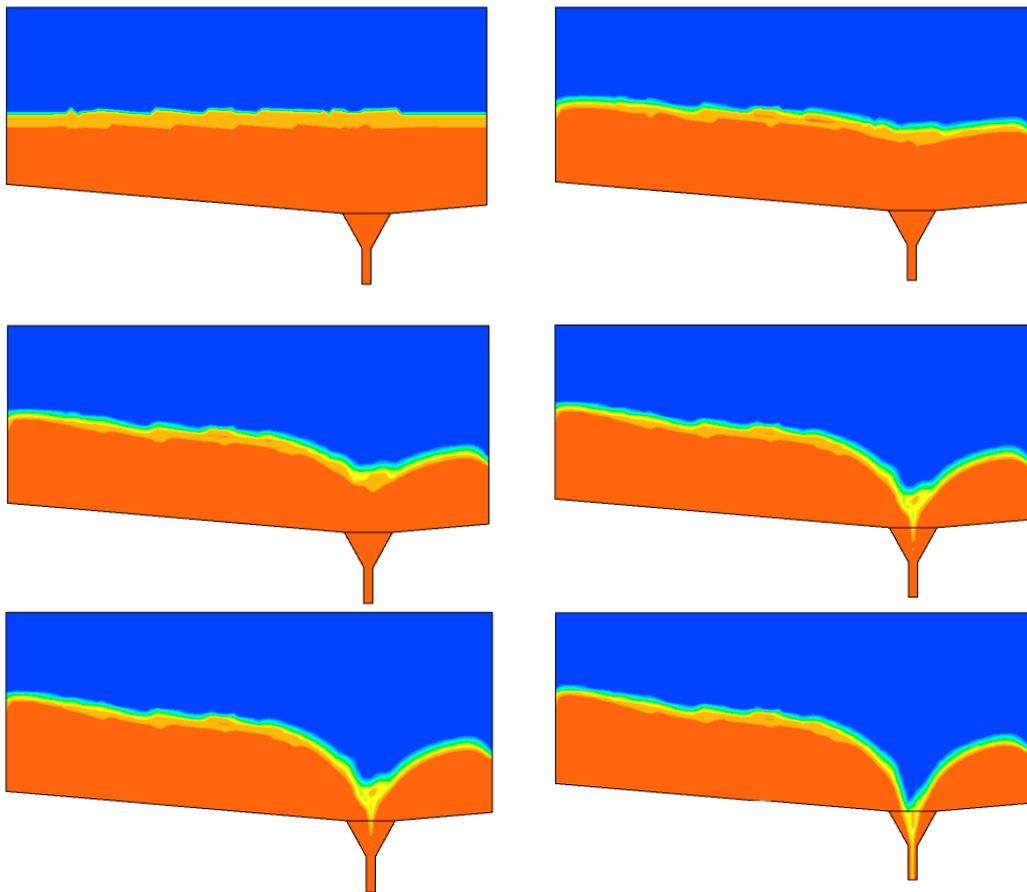


Figura 28 – Resultados da simulação do caso IV, evolução da fração volumétrica inicial em 1s; 5s; 10s; 14s; 15s e 16 segundos.

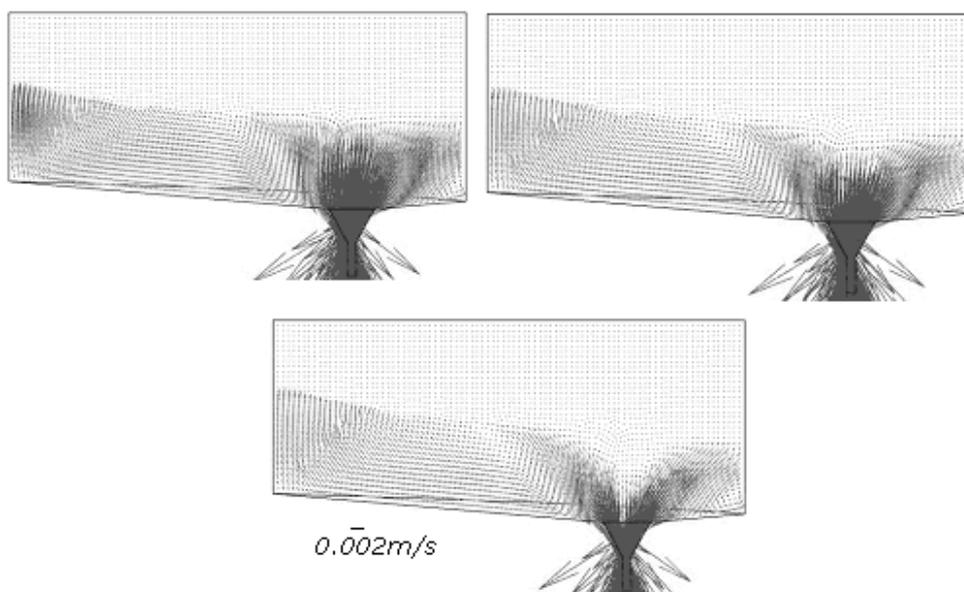


Figura 29 – Resultados da simulação do caso IV, campos de velocidades na simetria em 5s; 10s e 15 segundos.

Os resultados numéricos mostram que a altura crítica nas proximidades do bocal não é afetada pela inclinação do fundo da panela, entretanto a quantidade de aço remanescente não

vazado pode ser fortemente reduzida nas panelas com inclinação de 5°, fato confirmado por [Mazzaferro et al. \(2004\)](#). Embora não tenha concluído o processo de vazamento nas simulações com presença de escória devido à demanda de tempo computacional, pode-se observar que a altura crítica do banho, na presença de escória, se dá para todos os casos entre os 25 segundos iniciais, com altura inicial de 300 mm.

#### 4 CONCLUSÃO

Tendo em vista as configurações estudadas pode-se afirmar que a geometria da panela interfere na quantidade restante de aço para uma simulação fluidodinâmica sem levar em conta a presença da camada de escória, embora não se tenha completado o tempo de vazamento nas simulações na presença de escória. A inclinação no fundo da panela influenciou significativamente a quantidade restante de aço nos instantes finais. Por outro lado o posicionamento do furo de vazamento afetou menos do que a inclinação do fundo da panela.

Observou-se nas simulações com presença de escória que a formação do *drain sink* ocorre nos primeiros instantes da simulação, mas o mesmo não acontece nas simulações sem a presença da camada de escória.

Os resultados das simulações estão em boa concordância com dados da literatura.

#### REFERENCIAS

ANSYS User's Manual, version 11.0 e CFX, 2007, SAS Inc.

Davila, O., Morales, R. D., Garcia-Demed L., simulation of fluid dynamics during steel draining operations from ladle. *Metallurgical and Materials Transactions B*, 37:71-87, 2006.

Goldschmit, M. B.; Ferro S. F., Príncipe R. J. e Owen A. H. C. Numerical modelling of liquid steel continuous casting processes. *International Journal of Heat & Technology*, 21:43-50, 2003.

Hammerschmidt P., Tacke K.A, Popper H., Weber L. e Schwerdtfeger K. *Ironmaking and Steelmaking*, 11, 1984.

Joo, S. e Guthrie R. I. L. Inclusion behavior and heat transfer phenomena in Steelmaking Tundish Operations: Part I. Aqueous Modeling. *Metalurgical Transactions B*, 24B:755-765, 1993.

Lauder, B. and D. Spalding. The numerical computation of turbulent flows. *Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering* 3, p. 269-289. 1974.

Mazzaferro, G.M., Piva M., Ferro S. P., Bissio P.. Experimental and numerical analysis of ladle teeming process. *Iromaking and Steelmaking*, 31:503-508, 2004.

Pan, Y., Grip, C. E., Björkman, B. Numerical studies on the parameters influencing steel ladle heat rate, thermal stratification during holding and steel stream temperature during teeming. *Scandinavian Journal of Metallurgy*, 32:71-85, 2003.

Piva, M., Iglesias M., Bissio P., Calvo A. Experiments on vortex funnel formation during drainage. *Physica A: Statistical Mechanics and its Applications*, North Holland, 329: n. 1-2, 1-6, 2003.

Porto H. P., Valadares G. A. e Beligoni G. C. *11th Steelmaking Seminar Proc., Argentinean Institute of Iron and Steel*, San Nicolas, Argentina, p. 199-210. 1987.

Santos, S. S. Estudo do Mecanismo de Formação de Vórtice Durante a Etapa de Vazamento do Aço da Panela para o Distribuidor do Lingotamento Contínuo da CST Através da Modelagem Física. Tese (Mestrado)-REDEMAT, Universidade Federal de Ouro Preto, Ouro Preto, 101p., 2006.

- Silva C. A., Silva I. A. Uma Macrovisão do Desempenho Metalúrgico do Processo de Lingotamento Contínuo, *Apostila DEMET- Escola de Minas*, Ouro Preto, p.30-38, jul. 2008.
- Singh, P. K., Scale model experiment and numerical study on a steel teeming process, Tese (mestrado)-Faculdade de engenharia, Universidade de Kentucky, Kentucky. 54p, 2004,
- Yeh, J.L., Hwang, W.S., Chou, C.L. The Development of a Mathematical Model to Predict Composition Distribution in Casting Slab and Intermix Slab Length during Ladle Changeover Period and Its Verification by Physical Model. *ISIJ International*, 33: n. 5, 588-594, 1993.