

UNIVERSIDADE FEDERAL DE MINAS GERAIS
Programa de Pós-Graduação em Engenharia Metalúrgica, Materiais e de Minas

Tese de Doutorado

“Influência da Alteração do Layout do Pote de Zinco no Arraste de *Dross* no Material Galvanizado a Quente”

Autor: Ronaldo Rodrigues Vieira
Orientador: Maurício Covcevich Bagatini
Coorientador: Roberto Parreiras Tavares

Belo Horizonte
Junho/2022

Ronaldo Rodrigues Vieira

**INFLUÊNCIA DA ALTERAÇÃO DO LAYOUT DO POTE DE ZINCO SOBRE O
ARRASTE DE *DROSS* NO MATERIAL GALVANIZADO A QUENTE**

Tese apresentada ao Programa de Pós-Graduação em Engenharia Metalúrgica, Materiais e de Minas da Escola de Engenharia da Universidade Federal de Minas Gerais, como requisito parcial para obtenção do título de Doutor em Engenharia Metalúrgica, Materiais e de Minas

Área de concentração: Metalurgia Extrativa

Orientador: Maurício Covcevich Bagatini

Coorientador: Roberto Parreiras Tavares

Belo Horizonte

Escola de Engenharia da UFMG

2022

V657i Vieira, Ronaldo Rodrigues.
Influência da alteração do layout do pote de zinco no arraste de Dross no material galvanizado a quente [recurso eletrônico] / Ronaldo Rodrigues Vieira. – 2022.
1 recurso online (108 f. : il., color.) : pdf.

Orientador: Maurício Covcevich Bagatini.
Coorientador: Roberto Parreiras Tavares.

Tese (doutorado) - Universidade Federal de Minas Gerais, Escola de Engenharia.

Bibliografia: f. 100-105.
Exigências do sistema: Adobe Acrobat Reader.

1. Engenharia metalúrgica - Teses. 2. Metalurgia extrativa - Teses. 3. Modelos matemáticos - Teses. 4. Galvanização - Teses. I. Bagatini, Maurício Covcevich. II. Tavares, Roberto Parreiras. III. Universidade Federal de Minas Gerais. Escola de Engenharia. IV. Título.

CDU:669(043)

Ficha catalográfica elaborada pela Bibliotecária Letícia Alves Vieira - CRB-6/2337
Biblioteca Prof. Mário Werneck - Escola de Engenharia da UFMG



UNIVERSIDADE FEDERAL DE MINAS GERAIS
ESCOLA DE ENGENHARIA
Programa de Pós-Graduação em Engenharia
Metalúrgica, Materiais e de Minas



A tese intitulada "Influência da Alteração do Layout do Pote de Zinco no Arraste de Dross no Material Galvanizado a Quente", área de concentração: Metalurgia Extrativa, apresentada pelo candidato **Ronaldo Rodrigues Vieira**, para obtenção do grau de Doutor em Engenharia Metalúrgica, Materiais e de Minas, foi aprovada pela comissão examinadora constituída pelos seguintes membros:

Dr. Maurício Covcevich Bagatini
Orientador (UFMG)

Dr. Roberto Parreiras Tavares

Dr. Sérgio Luiz de Souza Costa
(Consultor)

Dr. Bernardo Martins Braga
(UFMG)

Dr. Martin Poulsen Kessler
(Instituto ESSS)

Dra. Roberta de Oliveira Rocha
(USIMINAS)

Dr. Fernando de Souza Costa
(USIMINAS)

Coordenador do Programa de Pós-Graduação em
Engenharia Metalúrgica, Materiais e de Minas/UFMG

Belo Horizonte, 30 de junho de 2022

AGRADECIMENTOS

Primeiramente agradeço a Deus pela oportunidade da vida!

Agradeço a todos os meus familiares pelo importante incentivo e apoio na condução destes estudos, em especial a minha esposa Tatiana e minhas filhas Ísis e Liz, que por muitas vezes compreenderam os motivos pelos quais não me dediquei a elas para a realização deste trabalho.

Agradeço aos Professores Maurício Covcevich Bagatini e Roberto Parreiras Tavares pela contribuição e orientação para o desenvolvimento desta tese.

Agradeço aos gestores da Unigal Usiminas pela oportunidade do aprimoramento e capacitação profissional que esta formação acadêmica me propiciou e por acreditarem nos resultados que tive e que puderam ser aplicados para compreensão e melhoria do processo de galvanização.

Agradeço a toda equipe técnica da Unigal Usiminas pelo apoio na realização deste trabalho, em especial a Izabela Diniz Duarte e Hugo Ovidio Lima Souza pela importante contribuição na realização dos testes de validação com a simulação física.

Agradeço aos gestores do centro de pesquisas e desenvolvimento da Usiminas por cederem todos os recursos necessários para construção e realização dos testes com o modelo físico a frio.

Agradeço a toda equipe técnica do centro de pesquisa e desenvolvimento da Usiminas pelo apoio na montagem do modelo de simulação física a frio do pote de galvanização, em especial aos colegas Hudson Dias Costa e Isaias Dionísio Valbusa.

Agradeço também a equipe do Instituto ESSS, em especial a Thalisson Gustavo de Oliveira e Martin Poulsen Kessler pelos ensinamentos sobre a manipulação do software Ansys Fluent, o que possibilitou o desenvolvimento de grande parte deste trabalho.

RESUMO

A produção de aços galvanizados por imersão a quente tem cada vez mais requerido conhecimentos aprofundados sobre os fenômenos envolvidos na interação da tira de aço em movimento com o banho de zinco fundido. Um dos maiores desafios é o controle do defeito proveniente do arrasto de *dross* pela tira em processo. O *dross* é a combinação do Fe cedido pela tira para o banho de galvanização e os elementos do banho de metal fundido composto por 99,8% de Zn e 0,2% de Al. Alguns estudos envolvendo simulação matemática e física têm sido desenvolvidos para melhor entendimento dos fenômenos envolvidos neste processo. Entretanto, há muitas configurações de layouts e dimensões de potes de galvanização diferentes e nem todas estas configurações e geometrias de potes de galvanização foram estudadas.

No presente trabalho foram propostas e testadas 4 condições, listadas a seguir, a fim de se verificar a influência da alteração do layout do pote de zinco no arraste de *dross* no material galvanizado a quente. Estas condições ainda não exploradas em outros estudos e que ocorrem no interior do pote de galvanização durante o processo produtivo e que têm efeitos sobre a formação de *dross* e arraste destas partículas pela tira de aço em processo. As quatro condições são: 1) o efeito da posição dos indutores elétricos de aquecimento e manutenção da temperatura do banho de galvanização sobre o destino das partículas de *dross* geradas na “zona v”, região compreendida entre a parte da tira que entra e a tira que sai do pote; 2) os efeitos da inversão da posição dos rolos estabilizadores também sobre o destino das partículas de *dross* geradas na “zona v”; 3) o efeito que possui a profundidade do *snout* dentro do banho de zinco sobre o destino das partículas de *dross* geradas na “zona v”; 4) o efeito da profundidade de imersão do lingote de zinco para fusão, durante o abastecimento do pote, sobre as partículas de *dross* precipitadas pelo resfriamento local durante a fusão.

O efeito da alteração dessas condições foi também avaliado através de modelo matemático com a utilização do software ANSYS FLUENT, que por sua vez teve o seu perfil das velocidades validado em um modelo físico a frio. Nos resultados foram vistos que para a condição 1, dependendo da posição do indutor utilizada, as partículas de *dross* podem ser aderidas à tira de forma mais facilitada em determinadas regiões do banho, no caso de indutores frontais a tira, e, ainda, podem ser direcionadas para o *snout* de forma mais intensa, no caso de indutores laterais. Para a condição 2, notadamente, o número de partículas de *dross* incidentes na face superior da tira é menor que na posição original de projeto, quando se tem a inversão dos rolos estabilizadores. Para a condição 3, observou-se também que profundidade que o *snout* penetra no banho também tem efeitos importantes sobre o destino de partículas de *dross* precipitadas

na “zona v”, sendo que quanto mais profundo, mais partículas são arrastadas pela tira. Para a condição 4, a partir dos resultados obtidos, ficou evidente que a profundidade de imersão do lingote para fusão possui grande influência no destino das partículas de *dross* precipitadas durante o resfriamento local do banho na frente de fusão do lingote, sendo que quanto mais profundo, mais partículas se espalham pelo banho de zinco e encontram a tira. As condições 3 e 4 também foram testadas em escala industrial e tiveram resultados coerentes com os encontrados nas simulações computacionais.

Com os resultados obtidos neste trabalho fica evidente que as condições da configuração de layout do pote de galvanização contribuem significativamente com as ocorrências de arraste de *dross* e que alteração nestas condições pode alterar, reduzir ou intensificar estas ocorrências.

Palavras-chave: Simulação Computacional, Modelo Matemático, Galvanização a Quente,

Dross.

ABSTRACT

The production of hot-dip galvanized steel has increasingly required in-depth knowledge of the phenomena involved in the interaction of the moving steel strip with the molten zinc bath. One of the biggest challenges is controlling the defect from dragging dross through the strip in the process. Dross is the combination of the Fe provided by the strip to the galvanizing bath and the elements of the molten metal bath composed of 99.8% Zn and 0.2% Al. Some studies involving mathematical and physical simulation have been developed to better understand the phenomena involved in this process. However, there are many different galvanizing pot layouts and dimensions and not all of these galvanizing pot configurations and geometries have been studied.

In the present work, four conditions, listed below, were proposed and tested in order to verify the influence of the changing in the zinc pot layout on dross drag in hot galvanized material. These conditions, which have not yet been explored in other studies, occur inside the galvanizing pot during the production process and have effects on the formation of dross and the dragging of these particles by the steel strip in the process. The four conditions are: 1) the effect of the position of the electrical inductors for heating and maintaining the temperature of the galvanizing bath on the fate of the dross particles generated in the “v zone”, the region between the part of the strip that enters and the strip that comes out of the pot; 2) the effects of reversing the position of the stabilizing rollers also on the fate of the dross particles generated in “v zone”; 3) the effect that the snout depth within the zinc bath has on the fate of dross particles generated in the “v zone”; 4) the effect of the immersion depth of the melting zinc ingot, during pot filling, on the dross particles precipitated by local cooling during melting.

The effect of changing these conditions was also evaluated through a mathematical model using the ANSYS FLUENT software, which in turn had its flow pattern validated in a cold physical model. In the results, it was seen that for condition 1, depending on the position of the inductor used, the dross particles can be adhered to the strip more easily in certain regions of the bath, in the case of inductors facing the strip, and can also be directed to the snout more intensely, in the case of lateral inductors. For condition 2, notably, the number of dross particles incident on the upper face of the strip is lower than in the original design position, when there is an inversion of the stabilizer rollers. For condition 3, it was also observed that the depth at which the snout penetrates into the bath also has important effects on the fate of dross particles precipitated in the “v zone”, the deeper it goes, the more particles are dragged by the strip. For condition 4, from the results obtained, it was evident that the immersion depth of the ingot for melting has

a great influence on the fate of the dross particles precipitated during the local cooling of the bath in the melting front of the ingot, the deeper it is, the more particles spread through the zinc bath and find the strip. Conditions 3 and 4 were also tested on an industrial scale and had consistent results with those found in computer simulations.

With the results obtained in this work, it is evident that the conditions of the galvanizing pot layout configuration contribute significantly to the occurrences of dross drag and that changes in these conditions can alter, reduce, or intensify these occurrences.

Keywords: Computational Simulation, Mathematical Model, Hot Galvanizing, Dross.

LISTA DE ILUSTRAÇÕES

Figura 3.1: Esquema de uma linha de galvanização por imersão a quente, VARDEJO *et al.* (2009).

Figura 3.2: Perfis de concentração de Mn obtidos via GDOES para o aço DP800 recozido nos pontos de orvalho avaliados, GUIMARÃES (2015).

Figura 3.3: Esquema da passagem da tira pelo pote de galvanização a quente, CUZZOLA (2010).

Figura 3.4: Limite de Solubilidade do Fe e Al no Banho de Zn, ILINCA (2006)

Figura 3.5: Observação do perfil das velocidades a partir da injeção de partículas em um plano laser, BINET (2000).

Figura 3.6: Imagem esquemática do que foi observado por LEE (2002) com montagem de bloqueadores de fluxo próximo aos rolos estabilizadores.

Figura 3.7: Imagem do simulador físico a frio utilizado por FEI *et al.* (2021) para observar dispersão de bottom-dross.

Figura 4.1: Imagem esquemática do aparato utilizado nos ensaios de simulação física.

Figura 4.2: Modelo de pote de galvanização para simulação física a frio construído em acrílico em escala de 1:5 em relação ao pote industrial.

Figura 4.3: Projeção de um plano laser transpassando a parede de acrílico translucido do modelo de pote de galvanização para simulação física a frio.

Figura 4.4: Método de injeção de solução de NaCl a 20% em um determinado ponto para medição da velocidade do fluido.

Figura 4.5: Variação de velocidade medida no modelo matemático em função do tamanho máximo do elemento de malha.

Figura 4.6: Visão superior do pote A com o posicionamento horizontal dos indutores frontais a tira.

Figura 4.7: Visão lateral do pote B com o posicionamento vertical dos indutores frontais a tira.

Figura 4.8: Visão superior do pote B com o posicionamento horizontal dos indutores laterais a tira.

Figura 4.9 a e b: Plano de corte de dois potes de galvanização como rolos estabilizadores invertidos.

Figura 4.10 a e b: Plano de corte de dois potes de galvanização como profundidade de penetração dos *snouts* diferentes.

Figura 4.11 a, b e c: Plano de corte de três potes de galvanização como profundidade de penetração dos lingotes para fusão diferentes.

Figura 4.12: Definição das regiões no interior do banho de zinco.

Figura 5.1: Vetores de velocidade de deslocamento de zinco líquido observado em um plano de corte localizado no meio do pote.

Figura 5.2 a) e b): Resultados de similaridades entre as simulações física e computacional em um plano no meio do pote com detalhe da região 1.

Figura 5.3 a) e b): Resultados de similaridades entre as simulações física e computacional em um plano no meio do pote com detalhe da região 2.

Figura 5.4 a) e b): Resultados de similaridades entre as simulações física e computacional em um plano no meio do pote com detalhe da região 3.

Figura 5.5 a) e b): Resultados de similaridades entre as simulações física e computacional em um plano no meio do pote com detalhe da região 4.

Figura 5.6 a) e b): Resultados de similaridades entre as simulações física e computacional em um plano no meio do pote com detalhe da região 5.

Figura 5.7 a) e b): Resultados de similaridades entre as simulações física e computacional em um plano no meio do pote com detalhe da região 6.

Figura 5.8: Pontos de medição de velocidade em um plano de corte localizado próximo a parede do pote.

Figura 5.9: Medição de velocidade no modelo físico por alteração de condutividade após injeção de solução de NaCl a 20% em um plano localizado próximo a parede do pote.

Figura 5.10: Pontos de medição de velocidade em um plano de corte localizado próximo aos braços dos rolos submersos do pote.

Figura 5.11: Medição de velocidade no modelo físico por alteração de condutividade após injeção de solução de NaCl a 20% em um plano localizado próximo aos braços dos rolos submersos do pote.

Figura 5.12: Pontos de medição de velocidade em um plano de corte localizado no ponto médio entre as paredes laterais do pote.

Figura 5.13: Medição de velocidade no modelo físico por alteração de condutividade após injeção de solução de NaCl a 20% em um plano localizado no ponto médio entre as paredes laterais do pote na posição 3.

- Figura 5.14: Medição de velocidade no modelo físico por alteração de condutividade após injeção de solução de NaCl a 20% em um plano localizado no ponto médio entre as paredes laterais do pote na posição 4.
- Figura 5.15: Medição de velocidade no modelo físico por alteração de condutividade após injeção de solução de NaCl a 20% em um plano localizado no ponto médio entre as paredes laterais do pote na posição 5.
- Figura 5.16: Visão frontal do pote A com indutores laterais à tira.
- Figura 5.17: Visão frontal do pote B com indutores frontais à tira.
- Figura 5.18: Visão lateral do pote A com indutores laterais à tira.
- Figura 5.19: Visão lateral do pote B com indutores frontais à tira.
- Figura 5.20: Tempo de residência das partículas de *top-dross* de 20 μ m no banho de zinco e o caminho traçado por elas no interior do pote tipo A
- Figura 5.21: Tempo de residência das partículas de *top-dross* de 500 μ m no banho de zinco e o caminho traçado por elas no interior do pote tipo A.
- Figura 5.22: Tempo de residência das partículas de *top-dross* de 20 μ m no banho de zinco e o caminho traçado por elas no interior do pote tipo B.
- Figura 5.23: Tempo de residência das partículas de *top-dross* de 500 μ m no banho de zinco e o caminho traçado por elas no interior do pote tipo B.
- Figura 5.24: Perfil das velocidades em um plano de corte localizado no ponto médio entre as paredes laterais do pote com os rolos estabilizadores em posição normal.
- Figura 5.25: Perfil das velocidades em um plano de corte localizado no ponto médio entre as paredes laterais do pote com os rolos estabilizadores em posição Invertida.
- Figura 5.26: Perfil das velocidades em um plano de corte localizado no ponto médio entre as paredes laterais do pote com um comprimento de 200mm de bico do *snout* imerso no banho.
- Figura 5.27: Perfil das velocidades em um plano de corte localizado no ponto médio entre as paredes laterais do pote com um comprimento de 400mm de bico do *snout* imerso no banho.
- Figura 5.28: Perfil das velocidades do banho de zinco no pote de galvanização em plano de corte exibindo o pote e os dois indutores do pote.
- Figura 5.29: Distribuição de temperaturas com o lingote sólido a 40°C completamente inserido no banho de zinco.
- Figura 5.30: Distribuição de temperaturas após a fusão completa do lingote inserido no banho de zinco após 7,7min.

Figura 5.31: Distribuição de temperaturas com o lingote sólido a 40°C 50% inserido no banho de zinco.

Figura 5.32: Distribuição de temperaturas depois da fusão do lingote 50% inserido no banho de zinco após 7,6min.

Figura 5.33: Distribuição de temperaturas com o lingote sólido a 40°C 25% inserido no banho de zinco.

Figura 5.34: Distribuição de temperaturas depois da fusão do lingote 25% inserido no banho de zinco após 7,2min.

Figura 5.35: Destino das partículas com lingote completamente inserido (A= ainda em trânsito no banho de zinco; B= precipitou na superfície do pote; C= precipitou na superfície do banho interna do *snout*; D= encontrou a tira na região 1; E= encontrou a tira na região 2; F= encontrou a tira na região 3; G= encontrou a tira na região 4).

Figura 5.36: Destino das partículas com meio lingote inserido (A= ainda em trânsito no banho de zinco; B= precipitou na superfície do pote; C= precipitou na superfície do banho interna do *snout*; D= encontrou a tira na região 1; E= encontrou a tira na região 2; F= encontrou a tira na região 3; G= encontrou a tira na região 4).

Figura 5.37: Destino das partículas com ¼ lingote imerso (A= ainda em trânsito no banho de zinco; B= precipitou na superfície do pote; C= precipitou na superfície do banho interna do *snout*; D= encontrou a tira na região 1; E= encontrou a tira na região 2; F= encontrou a tira na região 3; G= encontrou a tira na região 4).

Figura 5.38: Partículas de *top-dross* geradas a partir da fusão do lingote de zinco, completamente imerso, ainda residentes e dispersas no banho de galvanização após 30 min (1800s) de simulação do processo industrial

Figura 5.39: Partículas de *top-dross* geradas a partir da fusão do lingote de zinco, imerso 25%, ainda residentes e dispersas no banho de galvanização após 30 min (1800s) de simulação do processo industrial

Figura 5.40: Lingote de zinco a 40°C inserido no banho de galvanização a 460°C.

Figura 5.40: Aspecto superficial do revestimento com partícula de *top-dross* com aumento de 500X.

Figura 5.41: Aspecto da seção transversal do revestimento com partícula de *top-dross* com aumento de 2000X.

Figura 5.42: Espectro da composição química da partícula de *top-dross* encontrada no revestimento de zinco.

LISTA DE TABELAS

Tabela IV.1: Propriedades físicas envolvidas no regime estacionário.

Tabela IV.2: Propriedades físicas envolvidas no regime transiente.

Tabela V.1: Comparação das medições de velocidades encontradas no modelo computacional e físico.

Tabela V.2: Destino das partículas de *top-dross* simulando 1h de processo no Pote A

Tabela V.3: Destino das partículas de *top-dross* simulando 1h de processo no Pote B

Tabela V.4: Destino das partículas de *top-dross* com os rolos estabilizadores na posição normal

Tabela V.5: Destino das partículas de *top-dross* com os rolos estabilizadores na posição invertida

Tabela V.6: Destino das partículas de *top-dross* na simulação numérica com o *snout* de 200mm de penetração no banho de zinco.

Tabela V.7: Destino das partículas de *top-dross* na simulação numérica com o *snout* de 400mm de penetração no banho de zinco.

Tabela V.8: Destino das partículas de *top-dross* na simulação numérica durante 60min de simulando o processo industrial.

Tabela V.9: Destino das partículas de *top-dross* durante 60min de processo industrial.

Tabela V.10: Destino das partículas de *top-dross* simulando 30min de processo

Tabela V.11: Comparação dos tempos de fusão do lingote de zinco no processo industrial com os tempos vistos na simulação matemática.

Tabela V.12: Destino das partículas de *top-dross* durante 30min de processo industrial

LISTA DE ABREVIATURAS E SILGAS

Alfabeto latino

$C_{\varepsilon 1}$, $C_{\varepsilon 2}$ e C_{μ} : constantes definidas para o modelo de turbulência k - ε padrão;

c_p : calor específico, define a variação térmica de determinada substância ao receber determinada quantidade específica de calor ($J\ kg^{-1}\ K^{-1}$);

C_{vm} : fator de massa virtual com um valor padrão no software FLUENT de 0.5;

D : coeficiente de difusão molecular para equação de conservação de massa (m^2/s);

D_T : coeficiente de difusão de turbulência para equação de conservação de massa (m^2/s);

d_{pr} e d_{pm} : diâmetros de partículas real e partícula para o modelo físico para cálculo do número de Shields (m);

Eu_m : número de Euler para o modelo físico;

Eu_r : número de Euler para o equipamento industrial real;

\vec{F} : Força adicional circunstancial utilizada para cálculo do balanço de forças sobre uma partícula;

Fr_m : número de Froude para o modelo físico;

Fr_r : número de Froude para o equipamento industrial real;

G : termo relacionado à força de empuxo produzido pela turbulência no modelo k_{ε} ;

g : constante de aceleração da gravidade (m/s^2);

g_m : constante de aceleração da gravidade aplicada ao modelo utilizando o número de Froude (m/s^2);

g_r : constante de aceleração da gravidade aplicada ao equipamento real utilizando o número de Froude (m/s^2);

k : energia cinética de turbulência (J/kg);

K_L : constante de relação proporcional de escala geométrica para modelos físicos em relação ao equipamento real;

K_V : constante de relação proporcional de escala de velocidade para modelos físicos em relação ao equipamento real;

K_{μ} : constante de relação proporcional de escala de viscosidade para modelos físicos em relação ao equipamento real;

K_x : constante de relação proporcional de genérica para modelos físicos em relação ao equipamento real;

L_m : comprimento referente ao modelo físico utilizado no número de Reynolds, no caso de simulador de pote este é o valor do diâmetro do rolo defletor (m);

L_r : comprimento referente ao equipamento real utilizado no número de Reynolds para relação de escala com o modelo físico, no caso de simulador de pote este é o valor do diâmetro do rolo defletor(m);

m_p : massa da partícula utilizada para cálculo de trajetória na abordagem Lagrangeana (kg);

P: termo relacionado à produção da turbulência no modelo da turbulência k_ϵ ;

Pr_T : O número de Prandtl turbulento é um termo adimensional definido como a razão entre o momento de difusividade turbulenta e a difusividade turbulenta de transferência de calor. É utilizado para resolver problemas da transferência de calor por convecção de fluxos de camada limite turbulenta.

Q_i : termo fonte de fluxo de massa a partir do lingote de zinco sólido inserido no banho de zinco (kg/s);

Re_m : número de Reynolds para o modelo físico;

Re_r : número de Reynolds para o equipamento industrial real;

T : temperatura final (K);

T_0 : temperatura de referência (K);

u_m : velocidade calculada para o modelo físico para manter o Re do equipamento industrial(m/s);

u_r : Velocidade do equipamento industrial para se calcular Re (m/s);

\vec{u}_p : velocidade da partícula (m/s);

Alfabeto grego

β : coeficiente de expansão térmica(1/K);

$\dot{\gamma}$: taxa da tensão de deformação do fluido (N/m²s);

γ_m : peso específico do fluido utilizado no modelo físico para o número de Shields (N/m³);

γ_r peso específico do fluido utilizado no equipamento industrial para o número de Shields (N/m³);

γ_{sm} : peso específico do sedimento utilizado no modelo físico para o número de Shields (N/m³);

δ : tensor unitário;

γ_{sr} : peso específico do sedimento utilizado no equipamento industrial para o número de Shields (N/m³);

ε : taxa de dissipação de energia cinética k (W/kg);
 λ : condutividade térmica (W m⁻¹ K⁻¹);
 λ_T : condutividade térmica turbulenta (W m⁻¹ K⁻¹);
 μ : viscosidade dinâmica do fluido (Pa.s);
 μ_m : viscosidade do fluido utilizado no modelo físico para cálculo do Re (Pa.s);
 μ_r : viscosidade do fluido utilizado no equipamento industrial (Pa.s);
 μ_t : viscosidade turbulenta μ_t , é uma característica de um escoamento (Pa.s);
 ρ : densidade do fluido (kg/m³)
 ρ_m : densidade do fluido utilizado no modelo físico (kg/m³);
 ρ_r : densidade do fluido utilizado para o equipamento industrial real(kg/m³);
 ρ_p : densidade da partícula (kg/m³);
 ρ_0 : densidade referente a temperatura T_0 (kg/m³);
 σ_ε e σ_k : constantes definidas para o modelo de turbulência k_ε padrão;
 τ_{0m} : tensão de cisalhamento do fluido utilizado no modelo físico do número de Shields (N/m²);
 τ_{0r} : tensão de cisalhamento do fluido do equipamento industrial do número de Shields (N/m²);
 τ_r : tempo de relaxação da partícula calculado
 Ψ_m : número de Shields para o modelo físico;
 Ψ_r : número de Shields para o equipamento industrial;

Outros

∇ : operador diferencial representado (1/m)
 ∂ : del, indica uma derivada parcial;
 ∇c_i : é o gradiente de fração instantânea de massa (kg/s);

SÚMARIO

| | |
|---|----|
| 1 INTRODUÇÃO..... | 19 |
| 2 OBJETIVOS..... | 21 |
| 3 REVISÃO BIBLIOGRÁFICA..... | 22 |
| 3.1 Processo de Galvanização a Quente..... | 23 |
| 3.2 Histórico do desenvolvimento do processo da galvanização a quente..... | 26 |
| 3.3 O Arraste de <i>Dross</i> | 27 |
| 3.4 Simulação com Modelos Físicos e Matemáticos..... | 30 |
| 3.4.1 Critérios de similaridade..... | 30 |
| 3.4.2 Modelos físicos..... | 34 |
| 3.4.3 Modelos matemáticos..... | 40 |
| 3.4.4 Propostas de alteração nos equipamentos e processo de galvanização após realização de simulações em modelos matemáticos e físicos | 48 |
| 3.4.5 Configurações de layouts de pote de galvanização..... | 49 |
| 4 METODOLOGIA | 51 |
| 4.1 Simulação Física..... | 51 |
| 4.1.1 Condições e propriedades para simulação física..... | 56 |
| 4.2 Modelagem matemática..... | 57 |
| 4.2.1 Configuração dos parâmetros de simulação matemática para validação com a simulação física..... | 58 |
| 4.2.2 Propriedades envolvidas e condições de contorno para validação com a simulação física..... | 59 |
| 4.3 Modelagem Matemática para Análise de Quatro Casos Distintos | 60 |
| 4.3.1 Configuração dos parâmetros para simulação matemática..... | 64 |
| 4.3.1.1 Propriedades envolvidas e condições de contorno..... | 64 |
| 4.4 Validação dos resultados no processo industrial..... | 67 |
| 4.4.1 Validação do caso 3 em regime de escoamento estacionário..... | 67 |
| 4.4.2 Validação industrial do caso 4 em regime de escoamento transiente..... | 68 |
| 4.4.3 Caracterização das partículas de top-dross do caso 4..... | 69 |
| 5 RESULTADOS E DISCUSSÃO | |
| 5.1 Validação da Simulação Computacional com a Simulação Física..... | 70 |
| 5.1.1 Comparação do perfil das velocidades | 70 |
| 5.1.2 Comparação da velocidade de escoamento..... | 75 |

| | | |
|-------|---|-----|
| 5.2 | Análise de validação entre modelo físico e computacional..... | 82 |
| 5.3 | Resultado para Simulação com Modelo Matemático Alterando a Posição dos Indutores Elétricos de Aquecimento - caso 1..... | 82 |
| 5.3.1 | Comparação do perfil das velocidades | 83 |
| 5.3.2 | Efeito na trajetória de partículas de <i>top-dross</i> | 85 |
| 5.4 | Resultado para Simulação com Modelo Matemático Invertendo a Posição dos Rolos Estabilizadores - caso 2..... | 90 |
| 5.4.1 | Comparação do perfil das velocidades | 90 |
| 5.4.2 | Efeito na trajetória das partículas de <i>top-dross</i> | 92 |
| 5.5 | Resultado para Simulação com Modelo Matemático Alterando a profundidade de penetração do <i>snout</i> - caso 3..... | 94 |
| 5.5.1 | Comparação do perfil das velocidades | 94 |
| 5.5.2 | Efeito na trajetória das partículas de <i>top-dross</i> | 95 |
| 5.5.3 | Validação industrial dos resultados simulados para o caso 3..... | 97 |
| 5.6 | Resultado para simulação com modelo matemático Alterando a Profundidade de Imersão do Lingote de Zinco Para Fusão - caso 4..... | 98 |
| 5.6.1 | Comparação do perfil das velocidades e perfil térmico do banho..... | 98 |
| 5.6.2 | Efeito na trajetória das partículas de <i>top-dross</i> | 103 |
| 5.6.3 | Validação industrial dos resultados simulados para o caso 4..... | 107 |
| 6 | CONCLUSÕES | 112 |
| 7 | CONTRIBUIÇÕES ORIGINAIS AO CONHECIMENTO | 114 |
| 8 | RELEVÂNCIA DOS RESULTADOS..... | 115 |
| 9 | SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS | 116 |
| 10 | REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS..... | 118 |
| 11 | BIBLIOGRAFIA..... | 124 |
| 12 | PUBLICAÇÕES DO AUTOR RELACIONADAS COM O TRABALHO..... | 126 |

1. INTRODUÇÃO

Em resposta ao grande aumento na utilização de materiais não ferrosos e não metálicos pelas montadoras de automóveis na construção de seus modelos buscando redução de peso e tornando os veículos mais econômicos, as indústrias siderúrgicas desenvolveram novos aços. Foram conciliadas características como alta conformabilidade, resistência mecânica (aços *IF*, *BH*, Refosforados, *Dual Phase*, *Trip* e *Complex Phase*) e resistência a corrosão, essa última introduzida através da etapa de revestimento metálico sobre a superfície do aço, empregando o processo de galvanização, que pode ser eletrolítico ou por imersão a quente. O processo de galvanização por imersão a quente se tornou, nos últimos anos, o principal processo de produção de bobinas galvanizadas, para atender a fabricação de peças que compõem a carroceria de um automóvel. Esta preferência aos aços galvanizados a quente pelas montadoras de automóveis se deve ao excelente desempenho deste material nas etapas de fabricação, no aspecto estético e na durabilidade da carroceria do automóvel quando em uso. Atualmente, com a crescente demanda por aços galvanizados para construção de automóveis, as linhas de produção necessitam produzir com velocidade de processo cada vez maior e com elevados índices de qualidade quanto ao aspecto superficial da tira. Entretanto, o aumento de velocidade de processo implica em maior agitação do banho de zinco e, conseqüentemente, aumento do arraste de borra de zinco conhecida como *dross*. O arraste de *dross* torna o material impróprio para aplicação em painéis expostos de carrocerias de automóveis, sendo esse um grande desafio na produção de aços galvanizados em larga escala.

O entendimento do fenômeno da formação e desenvolvimento de *dross* no interior do banho de zinco é o primeiro e principal desafio para tentar controlá-lo. Conforme MADAL *et al.* (2009), já é conhecido que a dissolução de ferro proveniente da tira de aço em processo para o banho de zinco é uma das principais fontes que contribuem para formação de *dross*. É também sabido que os compostos intermetálicos que formam o *dross* são combinações entre o ferro que provém da tira de aço em processo e do zinco e alumínio presentes no banho em baixas concentrações. Além disso, o desequilíbrio térmico causado no banho para fusão do lingote de zinco, durante a reposição do zinco consumido pela tira, provoca a precipitação de muitas partículas de *dross*. Estas partículas de *dross* possuem ponto de fusão maior do que o banho de zinco e ficam no seu interior até subirem para superfície do pote por diferença de densidade ou serem arrastadas pela tira em processo. Entretanto, a contribuição do comportamento termo-fluidodinâmico do banho de zinco sobre as ocorrências de arraste de *dross*, o qual é influenciado pela configuração

de layout do pote de galvanização, foram pouco exploradas. Na siderurgia, os estudos de simulação computacional e física são mais comuns para as etapas de processo de aciaria e alto-forno, mas não para o processo de galvanização. Contudo, se faz necessário investigar as contribuições que a movimentação das correntes térmicas e direções do fluxo de zinco líquido com diferentes layouts de pote de galvanização têm sobre as ocorrências de arraste de *dross* pela tira de aço durante a passagem da mesma pelo banho.

Alguns estudos foram desenvolvidos no intuito de melhorar o entendimento sobre os fenômenos envolvidos no defeito arraste de *dross* e algumas propostas de alteração de condições e parâmetros de processo foram propostas. DASH *et al.* (2005), SIPPOLA *et al.* (2010), ILINCA *et al.* (2015), SUN *et al.* (2016), UNGER *et al.* (2020) e EßI *et al.* (2021) propuseram alterações e inserções de novos equipamentos no pote de galvanização baseando seus experimentos em um modelo computacional de pote com os indutores dispostos nas laterais do pote para minimizar as ocorrências do defeito arraste de *dross*. Já nos estudos conduzidos por AJERSCH *et al.* (2002), AJERSCH *et al.* (2004), AJERSCH *et al.* (2005), THIOUNN *et al.* (2012), SAWAITUL *et al.* (2012), GUANGRUI *et al.* (2016) e YU *et al.* (2016), também utilizando um modelo computacional de pote com indutores laterais. Eles sugeriram o controle de parâmetros de processo como temperatura e composição química do banho de zinco para minimizar as ocorrências de arraste de *dross*. Todos estes estudos foram conduzidos utilizando apenas um modelo de pote com indutores laterais em relação à posição da tira no pote e tiveram o intuito de minimizar a formação de partículas de *dross* no banho de zinco ou para impedir que estas partículas encontrassem a tira. Em nenhum destes estudos foi investigado o efeito que o a disposição dos indutores, dos rolos do pote, do comprimento do snout e da quantidade de inserção de lingote de zinco no banho têm sobre a formação e o destino das partículas de *dross*. Neste presente estudo pretende-se justamente preencher esta lacuna no conhecimento sobre a influência da alteração do layout do pote de zinco no arraste de *dross* no material galvanizado a quente.

A relevância deste estudo justifica-se pela importância que o defeito arraste de *dross* representa para o processo de galvanização na produção de bobinas destinadas a peças expostas de carrocerias de automóveis. Além disso, durante a produção, quando ocorre este defeito as velocidades de processo são limitadas em até 40% abaixo da velocidade nominal especificada para o equipamento, gerando atrasos na produção, aumento de custo de processo e perda de produtividade.

2. OBJETIVOS

O presente trabalho teve como objetivo geral avaliar os efeitos do comportamento fluidodinâmico do banho de zinco em diferentes layouts do pote de galvanização sobre o arraste de *dross* através de uma metodologia teórica e experimental, visando identificar formas de reduzir este tipo de ocorrência.

As metas específicas visadas para atingir o objetivo geral do trabalho foram:

- 1) Dimensionar e construir um simulador físico em escala reduzida do pote de galvanização com a mesma configuração e geometria dos potes das linhas de galvanização da Usiminas;
- 2) Desenvolver um modelo computacional para simulação do escoamento e transferência de calor no pote de galvanização com a mesma configuração e geometria dos potes das linhas de galvanização da Usiminas utilizando o software ANSYS;
- 3) Realizar simulações tanto no modelo físico, quanto no modelo computacional, e validar os resultados obtidos pela simulação computacional;
- 4) Através da comparação entre os ensaios experimentais, compreender de forma detalhada como as partículas de *dross* encontram a tira no interior do banho de zinco e são arrastadas por ela;
- 5) Sugerir modificações no processo industrial para evitar o arraste de partículas de *dross*.

3. REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

3.1 Processo de Galvanização a Quente

Em uma linha contínua de produção de aços galvanizados, o fluxo de produção possui de forma integrada vários processos que ocorrem em série. Quando as bobinas laminadas a frio são recebidas na linha de galvanização, elas possuem em sua superfície óleo, proveniente da emulsão de laminação, e pó de ferro, que se forma pelo atrito dos cilindros de laminação a frio com a superfície do material. Estas impurezas na superfície da tira impedem que ela seja galvanizada com boa qualidade superficial, por isso a primeira etapa de processo de galvanização é o desengraxe com limpeza eletrolítica.

Em uma linha contínua, em que os processos ocorrem de forma sequencial, a tira deve sair de cada processo em condições adequadas para entrar no processo seguinte. Na figura 3.1, publicada por VARDEJO *et al.* (2009), está um layout ilustrativo de uma linha contínua de galvanização por imersão a quente, nela pode ser vista que as bobinas laminadas a frio inseridas na entrada seguem para o próximo processo de forma contínua. O próximo processo é o de recozimento, tratamento térmico que fornece energia suficiente para que os grãos do aço, extremamente deformados pelo processo de laminação a frio, se reorganizem e voltem a ter as propriedades mecânicas de um material sem deformações, deixando-o apto para aplicações onde ocorrerá conformação mecânica com a estampagem. Neste processo térmico, as temperaturas praticadas dependem da composição química do material em processo e da taxa de deformação recebida no processo anterior de laminação a frio. A atmosfera interna do forno de recozimento é composta por uma mistura de nitrogênio, hidrogênio e umidade controlada em valores muito baixos para controle da oxidação seletiva na superfície material em processo.

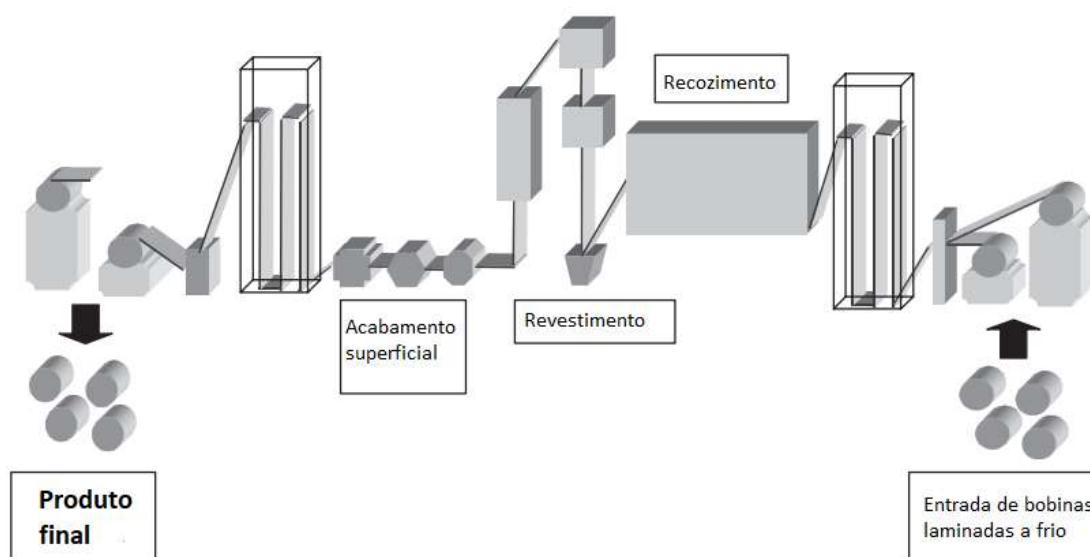


Figura 3.1 – Esquema de uma linha de galvanização por imersão a quente publicado por VARDEJO *et al.* (2009).

A aderência do revestimento de zinco na superfície da tira de aço é fundamental para qualidade superficial e resistência à corrosão do material galvanizado. Para garantir esta aderência a molhabilidade do zinco sobre a tira de aço é muito importante, a utilização de alumínio para melhorar a molhabilidade do banho de zinco sobre a tira de aço é um dos recursos mais utilizados nas linhas de galvanização. Na produção de aços contendo elementos como Mn e Si ocorre a formação de óxidos na superfície da tira por reação com a atmosfera ambiente do forno como, por exemplo, o MnO. Esta reação ocorre durante o processo de recozimento contínuo, mesmo em valores de ponto de orvalho mais baixos e com a presença de oxigênio em grandezas próximas a 10ppm. Então a utilização de alumínio no banho em valores próximos ao limite da faixa superior de controle, melhora a molhabilidade do banho de galvanização sobre a superfície da tira tornando possível a produção destes materiais como aços galvanizados, assim como mostraram os estudos conduzidos por PAREZANOVIC (2005).

Estas reações de formação de óxido na superfície da tira são inevitáveis, porém podem ser controladas manipulando-se o ponto de orvalho da atmosfera do forno, assim os teores de participação de alumínio no banho de galvanização não necessitariam ser tão próximos ao valor superior da faixa de controle. Pode-se controlar o ponto de orvalho para que a formação de óxidos como o MnO não aconteça na superfície da tira, onde iria atrapalhar a molhabilidade, e sim no interior da espessura do material. Como mostraram GUIMARÃES *et al.* (2015) em um

dos resultados de seus estudos, que pode ser visto na figura 3.2, onde percebe-se que quanto maior a temperatura de ponto de orvalho, PO, menor foi a detecção de Mn na superfície da tira. Isso ocorreu em função deste elemento ter sido oxidado no interior do material reduzindo suas chances de migrar para a superfície. Com esta técnica reduz-se a formação de óxidos na superfície da tira e a pouca quantidade dos óxidos ainda formados na superfície da tira, seriam então facilmente reduzidos pela reação de aluminotermia, que neste contexto é a redução de óxidos formados na superfície da tira pela ação do alumínio presente no banho de galvanização.

Como uma das maiores preocupações de uma linha de galvanização é formação de *dross* e a aluminotermia é uma das possíveis fontes de formação de *dross* no interior do banho de zinco, reduzir a quantidade de óxidos na superfície da tira seria bem aconselhável.

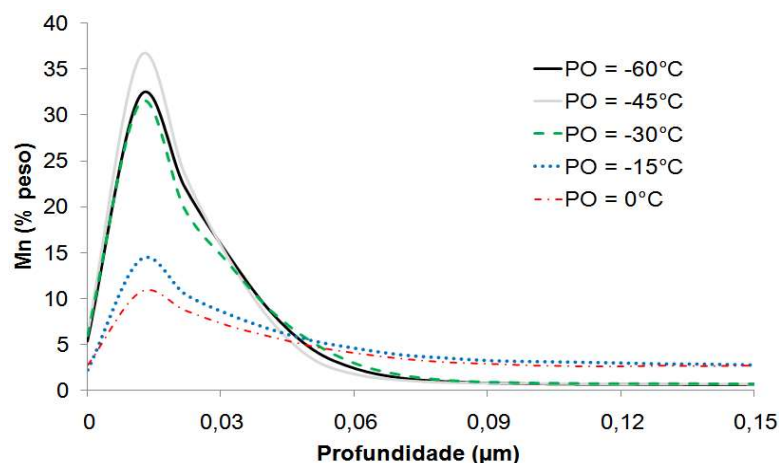


Figura 3.2 – Perfis de concentração de Mn obtidos via GDOES para o aço DP800 recozido nos pontos de orvalho avaliados publicada por GUIMARÃES (2015).

Terminada a etapa de recozimento, a tira, que ainda não entrou em contato com a atmosfera externa ao forno, imerge no pote de zinco líquido mantido a 460°C passando por um canal no final do forno de recozimento. Para chegar até o pote, a tira passa por um canal conhecido no universo da galvanização a quente como *snout*, pela similaridade com uma tromba de elefante. No fim do *snout*, que tem a ponta submersa no banho de zinco, a tira entra em contato com o banho de zinco e entra no pote, como pode ser visto na figura 3.3 utilizada por CUZZOLA (2010) em um trabalho publicado sobre controle de planicidade do material em processo de laminação e galvanização. No pote, que possui uma pequena concentração de alumínio, de 0,16% a 0,26%, a tira passa por um tempo de imersão de aproximadamente 3s, este tempo é suficiente para que ocorra a reação de aluminotermia. No pote há também um conjunto de 3

rolos, um rolo que muda a direção da tira, portanto um rolo defletor, e os outros 2 rolos transpassam a linha tangencial um do outro tocando a tira e a estabilizando, evitando vibrações e a mantendo plana. Estes rolos são conhecidos como rolos estabilizadores. Os 3 rolos são normalmente constituídos de aço AISI 316L revestidos por aspensão térmica com uma camada de um composto de WC-Co-Cr, além de receber um selante de poros superficiais normalmente a base de nitreto de boro (BN) ou ácido crômico (H_2CrO_4). Todo este cuidado com a superfície dos rolos é para minimizar os desgastes mecânicos e as reações entre os componentes químicos do banho e dos rolos, que poderiam proporcionar a nucleação de *dross* na superfície dos rolos submersos no banho de zinco.

Ao sair do pote de zinco, a tira, que está arrastando zinco em sua superfície, passa por uma cortina de gás pressurizado onde o zinco arrastado em excesso e cortado por esta cortina e escoar por gravidade de volta para o banho de zinco. Em seguida, a espessura do revestimento de zinco é medida para conferir se está conforme as normas de produção.

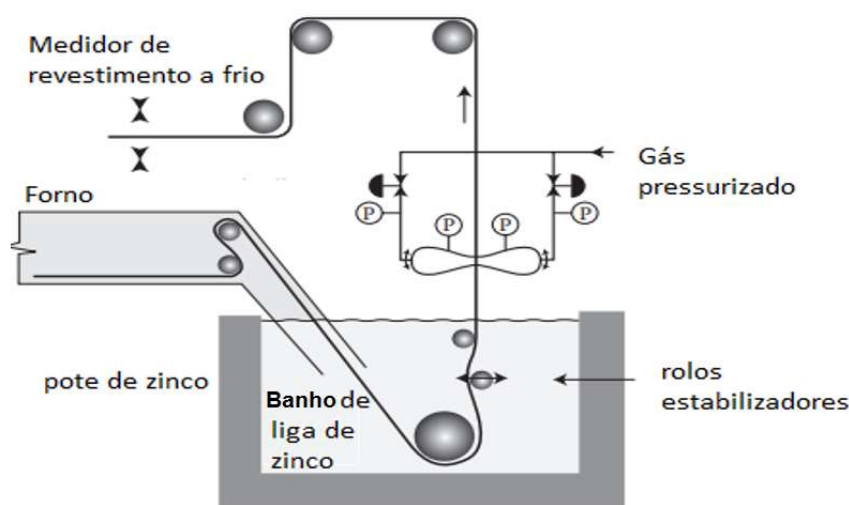


Figura 3.3 – Esquema da passagem da tira pelo pote de galvanização a quente publicada por CUZZOLA (2010).

Após ser revestida, a tira segue em processo sendo resfriada, recebendo acabamento superficial e correção de forma no laminador de encruamento. Logo após esta etapa ocorre o pós-tratamento químico, inspeção superficial e oleamento para proteção contra corrosão e então a tira é novamente bobinada.

3.2 Histórico do Desenvolvimento do Processo da Galvanização a Quente

Com a possibilidade de utilização de materiais alternativos, não ferrosos e não metálicos, pela indústria automobilística em seus modelos de automóveis, as siderúrgicas, como reação, desenvolveram projetos de melhorias em seus produtos de aço carbono para utilização em automóveis, aumentando resistência mecânica para redução de espessura e, conseqüentemente, o peso, além de melhorar também os requisitos de estampabilidade. Para tanto, aços como o *Interstitial Free, Bake Hardening*, Refosforados, *Dual Phase, Trip, Complex Phase* e etc, foram melhorados e/ou desenvolvidos. Entretanto, a resistência à corrosão ainda era um problema quando comparado a metais não ferrosos, foi então introduzida a etapa de galvanização, onde o aço carbono recebe um fino revestimento de zinco, o que promove uma proteção catódica no material. Os materiais galvanizados passaram a ser então o componente preferido para compor as carrocerias dos automóveis.

Atualmente são produzidos dois tipos mais comuns de materiais galvanizados com zinco e que são consumidos pelos mercados de construção civil, eletrodomésticos e principalmente pela indústria automotiva, são eles o revestido com zinco-ferro e o revestido com zinco considerado puro, respectivamente conhecidos como GA e GI, siglas para *galvannealed* e *galvanized*.

Os aços com revestimento GA são tradicionalmente utilizados nas carrocerias de automóveis das montadoras asiáticas e os aços com revestimento GI pelas montadoras europeias e estadunidenses.

Na produção de aços com revestimento GA, após o aço ser revestido, há um tratamento térmico para formação de fases intermetálicas entre o Zn e o Fe. O controle deste tratamento térmico é de fundamental importância para o desempenho do revestimento nas etapas de fabricação das carrocerias de um automóvel. No revestimento GI, que é constituído de zinco considerado puro, não possui este pós-tratamento térmico e o zinco solidifica sobre o aço de forma natural. Neste processo algumas partículas que podem ser formadas no banho de zinco pela reação de ferro cedido pela tira com o zinco e o alumínio podem ficar evidentes na superfície da tira galvanizada, conforme VIEIRA (2007). Segundo LEE *et al.* (2002) estas partículas, conhecidas como *dross*, são formadas através de reações que ocorrem no interior do pote de zinco em diferentes combinações: $FeZn_7$, que após formada se precipita no fundo do pote e por isso e

conhecida como *bottom-dross*, e o Fe_2Al_5 , que após sua formação precipita-se na superfície do banho e sendo assim é conhecida com *top-dross*.

3.3 O arraste de *Dross*

As reações de formação de *dross* no interior do pote de zinco fundido, mantido a uma temperatura de 460°C , ocorrem continuamente durante a produção de material galvanizado GI. Além disso, segundo DASH *et al.* (2005) e SIPPOLA *et al.* (2010), a movimentação dos rolos que ficam submersos no zinco produz linhas de fluxo que interagem com aquelas produzidas pela movimentação da tira de aço. Esta interação produz vórtices que ajudam a nuclear e coalescer as partículas de *dross*, estas por sua vez, após coalescidas, vão de encontro à tira dando origem ao problema de arraste de *dross*.

O arraste de *dross* afeta a qualidade superficial dos materiais galvanizados com revestimento de zinco e os tornam impróprios para aplicação em partes expostas de um automóvel tais como: capô, porta, para-lama, lateral etc. Por isso alguns trabalhos têm sido direcionados para o esclarecimento das condições termodinâmicas de formação e dos mecanismos de transporte das partículas de *dross* no interior do banho de zinco.

Desenvolvimentos de modelos computacionais também têm sido realizados nos últimos anos, com bons resultados quando as condições de contorno são bem conhecidas e parametrizadas corretamente. Conforme DASH *et al.* (2005), normalmente os resultados são validados experimentalmente em escala industrial com grande sucesso, tanto modelos de simulação para evidenciar o comportamento mecânico do fluido no pote de zinco, quanto para conhecer o comportamento térmico do zinco líquido durante a produção de material galvanizado.

Em alguns estudos anteriores foi proposto que a tira de aço em movimento, os equipamentos submersos no banho de zinco como indutores elétricos e rolos, promovem o deslocamento de zinco líquido formando linhas de fluxo, estas por sua vez interagem entre si e formam vórtices. Algumas soluções como a inserção de barreiras proposta por DASH *et al.* (2005) para cortar as linhas de fluxo foram propostas em modelos computacionais, porém sem validação através de modelos físicos ou em escala industrial. Em outros trabalhos como os de MATALN *et al.* (2015) e YU *et al.* (2016), há alguns direcionamentos para estudos termodinâmicos dos efeitos

da temperatura de ingresso da tira no banho de zinco e da participação de alumínio. Como descrito nestes dois estudos, alumínio no banho de zinco tem a função de melhorar a molhabilidade do banho de zinco sobre a tira de aço, além disso, controla a contaminação do banho pelo ferro cedido pela tira de aço em processo. Quando a tira imerge no banho de zinco há uma instantânea reação de sua superfície com o alumínio contido no banho, formando na superfície da tira o composto Fe_2Al_5 , conhecido como camada inibidora por impedir a continuidade das reações que ocorrem de interdifusão de ferro da tira para o banho e de zinco do banho para a tira. Esta camada inibidora pode mudar sua permeabilidade em função da reatividade da superfície da tira, e, um dos parâmetros que pode mudar esta reatividade é a temperatura da tira. Se esta temperatura for muito elevada, a camada inibidora irá se formar rapidamente, porém será muito permeável à difusão de ferro para o banho de zinco, este ferro, por sua vez, conforme REISS *et al.* (2019), irá reagir com o alumínio livre no banho e formar os compostos intermetálicos de *dross*.

Segundo REISS *et al.* (2019), a temperatura de imersão da tira no banho de zinco é uma condição de controle de difusão de ferro para o banho de zinco e posterior formação de *dross* no banho de zinco. Tanto a temperatura do próprio banho quanto a concentração do alumínio são fundamentais para controle da formação das partículas de *dross*. O ideal seria que as temperaturas da tira e do banho de zinco fossem iguais.

Durante o abastecimento do banho de zinco com lingotes, que podem variar entre 1t e 2t, o lingote é imerso no banho e inicia sua fusão, pois está circundado por zinco líquido. Segundo AJERSCH *et al.* (2004) e THIOUNN *et al.* (2012) este zinco líquido com temperatura de aproximadamente 460°C em contato com o lingote é resfriado, favorecendo assim a precipitação de partículas de *dross*, pois nesta região de inserção de lingote, que normalmente possui concentração de alumínio maior que a concentração presente no banho de zinco. A redução na temperatura formará as perfeitas condições para precipitação de partículas de *dross*, por alguns instantes, durante a fusão do lingote de zinco, a solubilidade do ferro no banho irá diminuir e a reação de $Fe_xAl_yZn_z$ será inevitável, formando Fe_2Al_5 , *top-dross*.

O banho de zinco é mantido na temperatura visada de 460°C por indução elétrica, normalmente 2 a 4 indutores são dispostos nas paredes do pote. Estes indutores possuem canais onde o zinco líquido entra e sai por correntes convectivas produzidas por diferença de temperatura e pelo

efeito das forças magnéticas de Lorentz, conforme PARK *et al.* (2008). Considerando que normalmente as dimensões do pote de galvanização são grandes, quando comparadas às dimensões dos indutores, seria perfeitamente normal encontrar gradientes de temperatura entre as partes mais próximas e mais distantes dos indutores. Além disso, segundo PARK *et al.* (2008), alterações de velocidade de processo da tira e inserção de lingotes frios podem alterar a temperatura do banho e assim o regime de funcionamento dos indutores, sendo que os indutores por sua vez podem alterar as condições do fluxo de zinco no interior do banho. Pode-se entender então que as solubilidades do ferro e alumínio em regiões distintas do pote podem ser diferentes.

A solubilidade de Fe no banho de zinco, figura 3.4 (ILINCA *et al.*, 2006), depende da disponibilidade de alumínio no banho e da temperatura do próprio banho. Segundo TANG *et al.* (2000) e AJERSCH *et al.* (2005), como os compostos que formam *dross* possuem ponto de fusão maior que o do zinco e se formam mesmo com o banho em alta temperatura, as reduções de temperatura aceleram estas precipitações. Quando um lingote de zinco sólido, mantido em temperatura ambiente é inserido no banho de zinco fundido a 460°C, assim como o banho de zinco aquece o lingote, o lingote também resfria o banho em seu entorno, nesta região as combinações de Fe e Al aceleram as formações de *dross*. Foi o que mostrou ILINCA *et al.* (2006) na figura 3.4, publicada em seu estudo sobre transição de banho da galvanização de revestimento GI para GA, onde pode-se perceber que a formação de fase sólida por combinações de Zn, Al e Fe dependem da disponibilidade de cada elemento e da temperatura do banho.

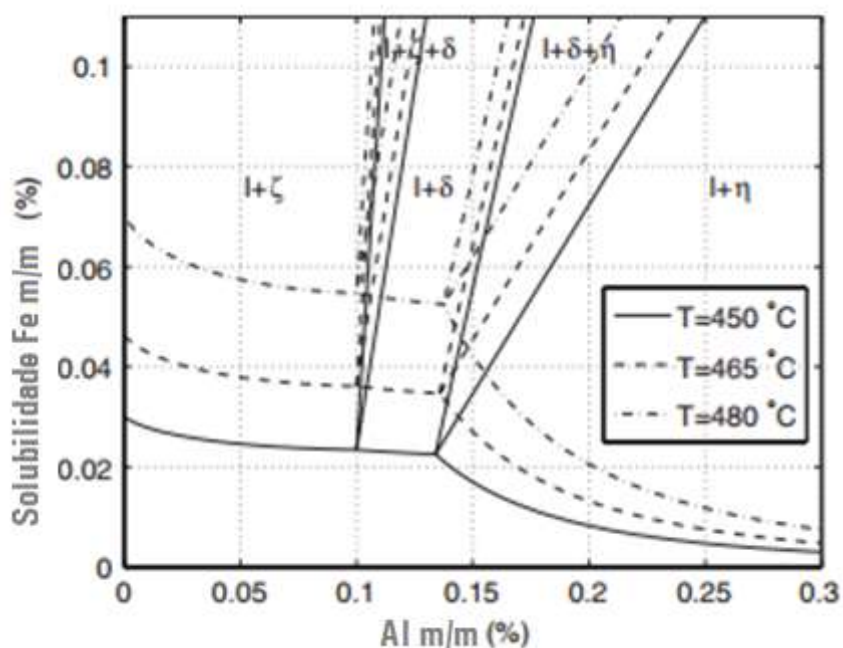


Figura 3.4 – Limite de Solubilidade do Fe e Al no Banho de Zn publicado por ILINCA (2006)

A preocupação sobre a precipitação de partículas de *dross* pelo resfriamento localizado do banho de zinco, na posição onde o lingote é fundido, deu origem a estudos como os de KIM *et al.* (2000) e AJERSCH *et al.* (2002). Nestes estudos foram sugeridos que a posição de inserção de lingotes de zinco no banho deve ser a mais distante possível da posição de entrada e saída da tira no banho, região conhecida como zona “V”. Outras conclusões destes mesmos estudos sugerem que o ideal seria a posição de inserção de lingotes no banho próxima à saída do indutor que mantém o banho aquecido, assim a velocidade de fusão do lingote aumentaria, reduzindo a precipitação de partículas de *dross* por redução de temperatura.

3.4 Simulações com Modelos Físicos e Matemáticos

3.4.1 Critérios de similaridade

Nas simulações em modelos físicos, para que os resultados encontrados no modelo sejam significativos em relação ao processo industrial real, é necessário que critérios de similaridade sejam satisfeitos. Para tanto determinados números adimensionais para modelo em escala reduzida e para o equipamento em escala real devem ser semelhantes (FOX *et al.*, 2006).

Na observação dos resultados, os critérios de similaridade, que devem ser satisfeitos, dependem do que se pretende observar.

Se o que se pretende observar for a interação das forças de inércia com as forças viscosas na movimentação de um fluido, o critério de similaridade é a igualdade do número de Reynolds, conforme indicado na equação (3.1):

$$\text{Re}_m = \text{Re}_r \rightarrow \frac{\rho_m L_m v_m}{\mu_m} = \frac{\rho_r L_r v_r}{\mu_r} \quad (3.1)$$

Sendo:

Re_m o número de Reynolds a ser praticado no modelo;

Re_r o número de Reynolds encontrado no processo industrial;

L , V , ρ e μ são respectivamente comprimento característico, velocidade do escoamento, massa específica e viscosidade dinâmica do fluido envolvido. Os índices m e r são referentes às grandezas do modelo físico e do processo industrial, respectivamente.

Se o que se pretende observar é influenciado pela interação das forças de inércia com a força da gravidade, o critério passa a ser a igualdade do número de Froude. Este número é utilizado quando o escoamento ocorre em canais abertos, vertedouros, orifícios, e onde há possibilidade de formação de ondas. O número de Froude é definido na equação (3.2).

$$\text{Fr}_m = \text{Fr}_r \rightarrow \frac{v_m}{\sqrt{g_m L_m}} = \frac{v_r}{\sqrt{g_r L_r}} \quad (3.2)$$

Onde:

Os índices m e r são referentes às grandezas do modelo físico e do processo industrial. As grandezas V , g e L são respectivamente velocidade de escoamento, constante gravitacional e L o comprimento ou altura.

Quando se pretende analisar a relação entre as forças de pressão e as forças de inércia no escoamento de um fluido, é adotado o número de Euler. Este número é utilizado no estudo de escoamentos em torno de perfis, em tubos e em máquinas hidráulicas etc. Sua definição está apresentada na equação (3.3):

$$Eu_m = Eu_r \rightarrow \frac{\Delta p_m}{\rho_m v_m^2} = \frac{\Delta p_r}{\rho_r v_r^2} \quad (3.3)$$

Onde:

Os índices m e r são referentes às grandezas do modelo físico e do processo industrial. As grandezas Δp , ρ e V são, respectivamente, diferença de pressão, massa específica e velocidade do escoamento.

A similaridade entre as forças de inércia e as forças de arrasto na relação de fluido e sedimentos é estabelecida através do número de Shields. Este número, definido na equação (3.4), é utilizado no estudo de escoamentos que removem depósitos de sedimentos.

$$\Psi_m = \Psi_r \rightarrow \frac{\tau_{0m}}{(\gamma_{sm} - \gamma_m)d_{pm}} = \frac{\tau_{0r}}{(\gamma_{sr} - \gamma_r)d_{pr}} \quad (3.4)$$

Os índices m e r são referentes às grandezas do modelo físico e do processo real. As grandezas τ , γ_s , γ e d são respectivamente tensão de cisalhamento do fluido, peso específico do sedimento, peso específico do fluido e diâmetro característico da uma partícula do sedimento.

Segundo BRUNETTI (2008), para realizar simulações válidas em modelos, certas condições devem ser atendidas. Devem existir similaridades entre o modelo e o equipamento real. Estas similaridades devem ser:

- Similaridade geométrica, onde o modelo pode ser menor que o equipamento real, mas a proporção dimensional e o formato geométrico devem ser mantidos;
- Similaridade cinemática, onde os regimes de escoamento entre o modelo físico e o processo real sejam iguais;
- Similaridade dinâmica, onde as forças que agem em pontos homólogos, modelo e escala real, deverão manter relações constantes.

Para verificar estas similaridades, deve-se observar as escalas de semelhanças, que são as relações entre uma grandeza referente ao modelo e a mesma grandeza referente ao equipamento real identificada como K, por exemplo:

- Escala geométrica

$$K_L = \frac{L_m}{L_r} \quad (3.5)$$

- Escala das velocidades

$$K_V = \frac{u_m}{u_r} \quad (3.6)$$

- Escala das viscosidades

$$K_\mu = \frac{\mu_m}{\mu_r} \quad (3.7)$$

No caso da simulação do processo no pote de galvanização usando como fluido de ensaio a água em um modelo em escala reduzida, seria possível garantir a escala geométrica e provavelmente a escala de velocidade, isto se ela não for muito elevada para se garantir a igualdade do número de Reynolds.

Genericamente, pode-se determinar a semelhança da escala com sendo:

$$K_x = \frac{x_m}{x_r} \quad (3.8)$$

Onde x representa qualquer grandeza envolvida no fenômeno estudado.

Em um trabalho realizado por YEU *et al.* (2017), foram adotadas similaridades utilizando os números de Froude e Shields. O que foi estudado nesses trabalhos foram, respectivamente, os efeitos causados pelo zinco líquido cortado como excesso na superfície da tira e retornando por gravidade para dentro do pote e a movimentação de partículas em repouso no fundo do pote durante as partidas de linha para início de produção.

A correta conceituação dos fenômenos envolvidos nos ensaios tem fundamental importância para se obter resultados corretos, deve-se, portanto, identificar quais são as forças envolvidas no processo e repeti-las na simulação. Na simulação física, desde que se definam bem os critérios de similaridade, a observação visual dos fenômenos que realmente acontecem no processo é mais fácil de ser feita, pois as condições físicas são similares.

Atualmente existe um consenso que o avanço dos softwares de simulação tem facilitado a construção de modelos matemáticos e têm sido obtidos resultados de forma mais rápida, porém com isso aumenta o risco de obter-se resultados incorretos por condições do contorno mal definidas, esquecidas ou até mesmos por desconhecimento dos fenômenos envolvidos no processo analisado.

A utilização de modelos físicos para validação dos resultados de modelos matemáticos tem se mostrado eficiente para embasar a sugestão de alteração de processo em escala industrial de forma segura sem riscos de prejuízo ao processo. Para validação dos modelos numéricos, alguns autores têm repetido os experimentos nos modelos físicos. Quando os resultados convergem, os modelos matemáticos são considerados corretos. Nestes estudos a condição de escoamento em regime turbulento é obtida na simulação física com número de Reynolds de magnitude 10^5 e os modelos a frio dimensionados em escala de 1 para 5 ou 1:10 (KUROBE *et al.*, 1996; BINET, 2000; LEE *et al.*, 2002; KUROBE *et al.*, 2003; YEU *et al.*, 2017 e FEI *et al.*, 2021). A similaridade entre o modelo a frio e o pote industrial é obtida igualando as condições de regime de escoamento, ou seja:

Regime de escoamento:

$$Re_m = Re_r \rightarrow \frac{\rho_r L_r v_r}{\mu_r} = \frac{\rho_m L_m v_m}{\mu_m} \quad (3.11)$$

A dimensão L é tomada com sendo o diâmetro de um dos rolos submersos no fluido, sendo assim pode ser possível encontrar a velocidade de ensaio no modelo mantendo a similaridade com o equipamento industrial.

Velocidade para o modelo a frio:

$$v_m = \frac{\rho_r L_r v_r \mu_m}{\mu_r \rho_m L_m} \quad (3.12)$$

3.4.2 Modelos físicos

A construção de modelos a frio para simulação utilizando água ou alguma outra solução translúcida vem sendo realizada com a utilização de polimetilmetacrilato (PMMA) ou simplesmente acrílico translúcido, como material de construção do modelo, como o construído por KUROBE *et al.* (2003). O material de construção deve ser translúcido para que seja possível o monitoramento da movimentação do fluido com a utilização de técnicas tais como visualização de fluxo em plano laser com injeção de partículas, anemometria Doppler a laser (LDA) e/ou velocimetria por imagem de partículas (PIV). Estas técnicas utilizam câmeras de alta resolução e sensibilidade que capturam o movimento de partículas traçadoras que são inseridas no fluido.

O monitoramento do fluido por câmeras de alta definição tem sido utilizado para observação do perfil das velocidades ou para alimentar softwares de interpretação de dados. Com esta tratativa de dados de imagem é possível determinar as direções, os sentidos e as velocidades do deslocamento do fluido proporcionado pela movimentação da tira, simulada por uma correia, e pelos rolos submersos que são arrastados pela tira. Sendo assim é possível confirmar o regime de escoamento e entender como partículas de *dross* em suspensão no banho de zinco encontram a tira e são arrastadas por ela.

O desenvolvimento de simuladores a frio com água como fluido em substituição ao metal fundido ou a outros tipos de fluidos obtidos nos processos industriais siderúrgicos são bem comuns, isso quando se trata das simulações das etapas iniciais da fabricação de aço, tais como as áreas de redução e refino. Modelos a frio de canal de corrida, convertedores, lingotamento contínuo, desgaseificadores etc., já são bem difundidos e consolidados. Entretanto, nas etapas finais de produção de aços planos, como o processo de galvanização por imersão a quente, principalmente no Brasil, a construção de modelos físicos a frio não é tão comum como nas etapas anteriores. Certamente isso se deve ao fato de que quando os modelos físicos eram mais utilizados, as demandas e exigências por qualidade e produção de aços galvanizados a quente eram baixas e quando esta demanda surgiu os softwares para construção de modelos matemáticos já estavam bem difundidos e com relativa facilidade de manipulação. Então os modelos físicos que requeriam investimento para construção e serviam apenas para simulação daquele tipo específico de processo foram perdendo espaço para a simulação virtual.

Um dos primeiros desenvolvimentos de simuladores a frio com água como fluido em substituição ao zinco fundido foi realizado por AJERSCH *et al.* (1993). Eles desenvolveram um modelo em escala 1:2 e observaram neste modelo que o comportamento do zinco fundido poderia ser representado pela água. Nesta simulação, como a interação das forças de inércia com as forças viscosas são as mais significativas, o número de Reynolds calculado para condição do pote foi preservado como constante para cálculo da velocidade que o modelo a frio deveria desenvolver para manter a similaridade. A velocidade encontrada foi de 3,77 vezes maior do que no processo real.

Nos experimentos de AJERSCH *et al.* (1993), a velocidade foi medida utilizando-se a injeção de partículas esféricas coloridas com densidades maior, igual e menor que a da água. As

trajetórias destas partículas foram filmadas por 26 câmeras de vídeo, posteriormente os vídeos foram observados para que a distância percorrida pelas partículas fosse medida e o tempo de deslocamento fosse cronometrado. Além disso, foi também utilizada uma técnica de injeção de ácido HCl posicionado a uma distância conhecida de uma sonda acoplada em um medidor de pH para estimar a velocidade de espalhamento do ácido e de posterior homogeneização do banho.

O trabalho de ARJESCH *et al.* (1993) serviu como base para que outros autores também construíssem simuladores a frio de potes de galvanização em escala menores. Entretanto, isso resultou em aumento da velocidade necessária para que os simuladores mantivessem similaridade, pois para se manter o número de Reynolds do modelo a frio em escala reduzida próximo ao encontrado no processo industrial. As velocidades praticadas no modelo a frio devem ser maiores que a do processo industrial quase na mesma proporção do valor de redução da escala dimensional, e isso em muitos casos pode tornar a simulação difícil. Foi o que aconteceu com KATO *et al.* (1995), que construíram um modelo a frio na escala de 1:6 e a velocidade de ensaio necessitou ser muito alta. Então foi proposto por KUROBE *et al.* (1996) que, como o número de Reynolds para o pote do processo real é da grandeza de 10^6 , ou seja, escoamento plenamente turbulento, nos simuladores é suficiente empregar uma velocidade que resulte em um número de Reynolds de magnitude 10^5 , em que o escoamento também é considerado plenamente turbulento. A similaridade entre o processo real e o simulador estaria garantida, sendo assim a velocidade para os simuladores em escala menores poderia ser menor. Neste estudo conduzido por KUROBE *et al.* (1996) foram construídos 2 modelos a frio nas escalas 1:5 e 1:10, a velocidade de escoamento do fluido foi medida com o auxílio de um anemômetro e a técnica de velocimetria a laser doppler.

Esta fundamentação de um escoamento turbulento com número da grandeza de 10^6 ser similar a um número de Reynolds de magnitude 10^5 encontra base teórica em livros acadêmicos de mecânica dos fluidos, como o do FOX *et al.* (2006) e BRUNETTI *et al.* (2008). Nestas literaturas define-se que em um escoamento em placa plana, que é o caso da simulação do processo de galvanização de uma tira de aço plano passando em uma dada velocidade por um fluido, é plenamente turbulento quando o número de Reynolds $Re > 5 \times 10^5$.

As simulações físicas realizadas em modelos em escala reduzida de potes de galvanização mostraram-se uma técnica confiável para validação de modelos computacionais, BINET (2000)

construiu um modelo físico para validação de um modelo matemático. O layout de pote utilizado com referência para os modelos físico e numérico foi muito parecido com os modelos utilizados por ARJESCH *et al.* (1993) e KATO *et al.* (1995). Os resultados obtidos em seus estudos, perfil das velocidades e velocidade, foram convergentes com os resultados dos outros dois autores. Uma das técnicas utilizadas para verificar o perfil das velocidades foi a observação de partículas injetadas empregando um plano de laser. Como pode ser visto na figura 3.5, as partículas injetadas no ponto de entrada da tira, por de trás da tira, no banho são arrastadas pela tira até a parte posterior a rolo defletor do simulador a frio.

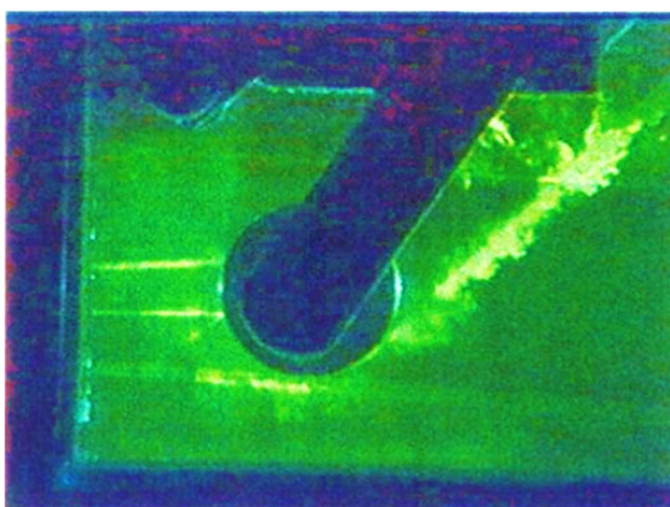


Figura 3.5 – Observação do perfil das velocidades a partir da injeção de partículas em um plano laser publicado por BINET (2000).

Os modelos físicos a frio têm sido utilizados não apenas para validação de modelos matemáticos, mas também para observação do comportamento do perfil das velocidades com a alteração de layouts e quais os benefícios e problemas estas alterações podem produzir. LEE *et al.* (2002) utilizaram um modelo a frio na escala 1:5 com a inserção de um indutor de fluxo na lateral do modelo a frio para simular o indutor elétrico de manutenção de temperatura do banho no pote industrial, posicionado lateralmente no pote em relação à tira. Até então, este foi o primeiro estudo que considerou observar o efeito do indutor no perfil das velocidades do banho de galvanização. Além desta particularidade em relação aos outros modelos, LEE *et al.* (2002), inseriram próximos aos rolos estabilizadores bloqueadores de fluxo para evitar que partículas de *dross* fossem ao encontro da superfície dos rolos ou da tira e fossem fixados na superfície da tira pela pressão de contato com a superfície do rolo. Esse efeito pode ser visto na figura 3.6 publicada por LEE *et al.* (2002).

O modelo físico a frio utilizado neste estudo foi construído em acrílico translúcido e a velocidade e perfil das velocidades foram obtidos por velocimetria por imagens de partículas.

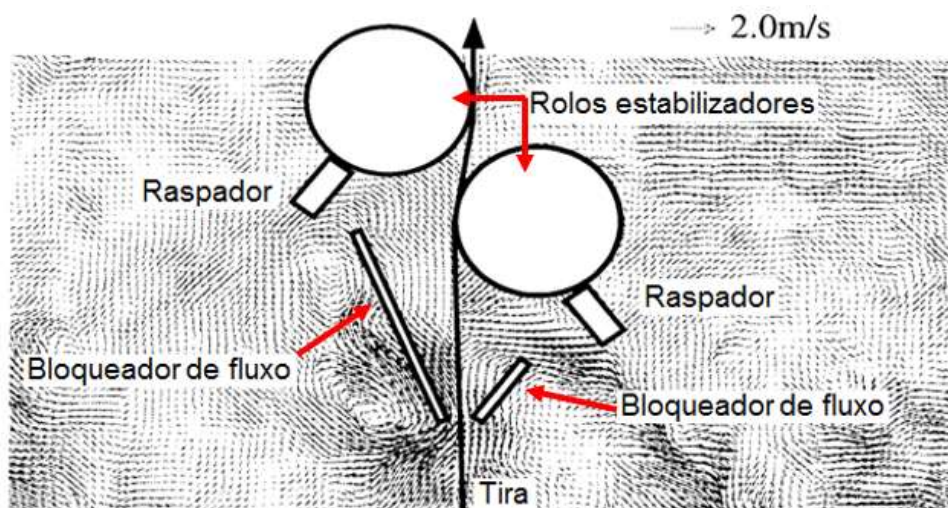


Figura 3.6 – Imagem esquemática do que foi observado por LEE *et al.* (2002) com montagem de bloqueadores de fluxo próximo aos rolos estabilizadores.

Outras validações de modelos matemáticos também foram realizadas com sucesso utilizando modelos a frio. KUROBE *et al.* (2003) realizaram simulações em um modelo físico para observar os fenômenos envolvidos na fusão do lingote de zinco no interior do banho no processo industrial. Para esta simulação, o modelo construído em escala de 1:10, foi similar ao pote industrial e a velocidade calculada mantendo-se o número de Reynolds na grandeza de 10^5 . O lingote industrial foi representado por um lingote de gelo com a similaridade calculada a partir do número de Nusselt. Foram observadas a velocidade de fusão do lingote em função da alteração da velocidade da tira e a distribuição e homogeneização da temperatura durante o processo de fusão. Entretanto, neste estudo não foram considerados os efeitos dos indutores de manutenção de temperatura do banho de zinco. Apesar disso, com estes resultados foram propostas duas equações médias para o número de Nusselt.

OUELLET *et al.* (2004) utilizaram um modelo físico a frio para validar um modelo matemático que simulou a transferência de calor dentro do banho de zinco. Na simulação a frio, para representar o lingote frio entrando no banho de zinco fundido eles utilizaram água fria, termopares foram distribuídos ao longo do modelo físico para observação da distribuição de

temperatura. Nos resultados foram encontrados dados que validaram o modelo matemático com o modelo físico. Neste estudo, assim como em outros, não foram considerados os efeitos introduzidos no banho pelos indutores de manutenção de temperatura.

Como visto nas seções 3.2 e 3.3 todos os estudos desenvolvidos sobre o processo de galvanização têm um só objetivo, conhecer, prever e controlar o defeito associado ao arraste de *dross* pela tira em processo. Foi também visto que o *dross* pode ser menos ou mais denso que o banho de galvanização, isso vai depender de sua composição e sua composição depende da composição do banho de zinco utilizado na galvanização. Por exemplo, para produção de material galvanizado com revestimento GA (ZnFe), neste processo o tipo de *dross* formado é o *bottom-dross*, que é conhecido assim por ser mais denso que o banho e em baixas velocidade de processo depositar-se no fundo do pote. Foi para simular o efeito da velocidade de processo sobre a dispersão destas partículas que FEI *et al.* (2021) realizaram estudos de simulações física e numérica. Nos resultados encontrados eles observaram que quanto maior a velocidade, apesar do perfil das velocidades não se alterar, a dispersão de partículas pelo banho aumenta. Na figura 3.7 está uma imagem do simulador físico a frio utilizado por FEI *et al.* (2021), onde pode ser visto como foi a observação da dispersão de partículas que simularam o comportamento do *bottom-dross*. O modelo físico utilizado foi construído na escala de 1:5, a similaridade do escoamento foi garantida mantendo-se o número de Reynolds e similaridades de dispersão de partículas foram obtidas adotando o mesmo número de Shields, este número adimensional é usado para calcular o início do movimento do sedimento em um fluxo de fluido. Ao final da conclusão de seus estudos, FEI *et al.* (2021) concluíram que nos próximos desenvolvimentos seriam considerados também os efeitos dos indutores de manutenção de temperatura do banho, que neste estudo não foi considerado, mas que seria importante para o trabalho.



Figura 3.7 – Imagem do simulador físico a frio utilizado e publicada por FEI *et al.* (2021) para observar dispersão de *bottom-dross*.

3.4.3 Modelos matemáticos

Na construção de um modelo matemático, a utilização de alguns softwares como o ANSYS FLUENT, CFX e MATLAB-SIMULINK, são comuns. As simulações vão desde estudos envolvendo os fenômenos da fluidodinâmica até a termodinâmica das reações que ocorrem no processo industrial.

Normalmente as simulações numéricas têm fornecido bons resultados, desde que as condições de contorno sejam bem estabelecidas. As etapas de construção de um simulador virtual passam primeiro pelo desenvolvimento dos desenhos de equipamentos do processo estudado em 2D ou 3D, pela definição e refino da malha de elementos ou volumes finitos, além da definição dos parâmetros envolvidos nas condições de contorno (MALISKA, 2004).

Em muitos nos modelos matemáticos já construídos, o esquema numérico para cálculo utilizado é o método de volumes finitos. As soluções de equações realizadas são baseadas no algoritmo SIMPLE proposto por PATANKAR (1970). A pressão é discretizada com o esquema padrão, enquanto o momentum, a energia cinética turbulenta, a taxa de dissipação turbulenta e as equações de energia são discretizadas com o esquema *upwind* de primeira ordem.

Entre os resultados obtidos nas simulações numéricas como a utilização de softwares, é possível observar a movimentação do fluido com suas linhas de fluxo e/ou com os vetores de velocidade. É possível ainda realizar simulações de mudança de estado com o processo de fusão, observando assim as variações térmicas que ocorrem neste processo (AJERSCH *et al.*, 2004).

No desenvolvimento de um modelo matemático, a eliminação de singularidades existentes no projeto, tais como ângulos agudos e/ou geometrias de formatos complexos, que não afetam os resultados do que se pretende observar, são essenciais para redução do custo computacional, pois a presença destas singularidades pode resultar em um tempo de processamento de dados muito longo, mesmo para supercomputadores. Além disso, também se faz necessário o refino da malha em áreas importantes no escoamento, pois a existência de malha grosseira compromete a qualidade dos resultados. Segundo Akbarzadeh (2013) a maior dificuldade para simulação numérica em um pote de galvanização é na região onde a tira encontra o rolo defletor, neste ponto, o contato da tira com o rolo desenvolve um ângulo muito agudo em uma pequena área. Nesta região a construção de elementos de malha cria elementos muito pequenos em

relação à dimensão do pote, por isso técnicas de suavização de malha são requeridas neste ponto para que o custo computacional seja reduzido.

Para uma simulação do processo de galvanização a quente, os parâmetros de simulação inseridos devem ser aqueles relativos ao processo industrial e às propriedades físico-químicas do fluido e algumas considerações, tais como (BINET, 2000):

- Velocidade que a tira se movimenta no banho de zinco;
- Temperatura do zinco líquido no processo;
- Composição química do banho de zinco;
- Diâmetro dos rolos submersos;
- Posição dos rolos submersos;
- Dimensão e geometria do pote de zinco;
- Densidade do zinco fundido;
- Viscosidade dinâmica do zinco fundido;
- Os rolos submersos são arrastados pelo movimento da tira;
- Não há movimento relativo entre a tira de aço e os rolos submersos;
- Não há entrada ou saída de zinco fundido do pote;
- Regime de escoamento permanente ou transiente.

O fluxo de zinco no interior do pote é descrito pelas equações de conservação global de massa (continuidade) e de quantidade de movimento (Navier-Stokes) adaptadas para escoamento turbulento, sendo o zinco um fluido newtoniano e incompressível. Estas equações são expressas por (OUELLET *et al.*, 2004):

$$\nabla u = 0 \quad (3.13)$$

$$\rho \frac{Du}{Dt} = -\nabla p + \nabla [2(\mu + \mu t)\dot{\gamma}(u)] + \rho g \quad (3.14)$$

Os significados dos termos da equação 3.13 são descritos a seguir:

O primeiro termo corresponde ao acúmulo da quantidade de movimento, considerando um referencial Lagrangeano, sendo:

∇ nabra é o operador diferencial vetorial para a pressão;

O segundo e terceiro termos referem-se às forças de superfície que atuam no volume de controle infinitesimal escolhido, eles representam a ação das forças resultantes do tensor das tensões no fluido que está subdividido em duas partes, uma resultante do campo de pressões e outra devido às deformações dada pelo campo de velocidades, onde:

∇ , é o operador diferencial vetorial dado como $\nabla = \delta_1 \frac{\partial}{\partial x} + \delta_2 \frac{\partial}{\partial y} + \delta_3 \frac{\partial}{\partial z}$, onde δ_i são vetores unitários e x, y e z são coordenadas cartesianas, ρ é a densidade do fluido; μ é a viscosidade do fluido dada em Pa.s; μ_t =viscosidade turbulenta; $\dot{\gamma}(u) = \frac{\nabla u + \nabla u^T}{2}$ é a taxa da tensão de deformação do fluido e u é a velocidade vetorial do fluido;

O quarto termo representa a força de campo gravitacional por unidade de volume, onde:

g é a constante da aceleração da gravidade dada em m/s² e ρ é a densidade do fluido dada em kg/m³.

Quando nas simulações numéricas pretende-se avaliar o efeito que a inserção de lingotes de zinco sólido tem sobre o comportamento termofluidodinâmico do banho de zinco no pote, trabalha-se com a seguinte equação de conservação de massa e energia (BIRD *et al.*, 2001). A equação de conservação de massa é expressa por:

$$\rho \left(\frac{\partial c_i}{\partial t} + u \nabla c_i \right) = \nabla [(D + D_T) \nabla c_i] + Q_i \quad (3.15)$$

Onde:

c_i é a fração instantânea de massa, D é o coeficiente de difusão molecular, D_t é o coeficiente de difusão de turbulência e Q_i é o termo fonte de fluxo de massa a partir do lingote de zinco sólido inserido no banho de zinco.

Segundo OUELLET *et al.* (2004), quando a flutuabilidade é negligenciada, a densidade é constante e o termo da gravidade gera apenas uma pressão hidrostática adicional sem influência na velocidade. Entretanto, se a densidade depende da temperatura, o termo gravitacional não é mais constante. A aproximação usual da flutuabilidade para pequenas variações de densidade é dada pela aproximação de Boussinesq:

$$\rho_0 \frac{Du}{Dt} = -\nabla p + \nabla[2(\mu + \mu_t)\dot{\gamma}(u)] - \rho_0 g \beta (T - T_0) \quad (3.16)$$

Onde:

T_0 é uma temperatura de referência, ρ_0 é a densidade referente a temperatura T_0 e β é o coeficiente de expansão térmica.

A viscosidade turbulenta μ_t , que é uma característica do escoamento e não do fluido em questão, pode ser determinada utilizando, por exemplo, o modelo de turbulência k- ϵ .

Sendo:

$$\mu_t = \frac{\rho C_\mu k^2}{\epsilon} \quad (3.17)$$

Nestes modelos, as grandezas de turbulência são a energia cinética de turbulência k e sua taxa de dissipação ϵ . As equações de transporte para k e ϵ são:

$$\rho \frac{Dk}{Dt} = \nabla \cdot \left[\left(\mu + \frac{\mu_t}{\sigma_k} \right) \nabla k \right] + P + G - \rho \epsilon \quad (3.18)$$

$$\rho \frac{D\epsilon}{Dt} = \nabla \cdot \left[\left(\mu + \frac{\mu_t}{\sigma_\epsilon} \right) \nabla \epsilon \right] + C_{\epsilon 1} \frac{\epsilon}{k} (P + G) - C_{\epsilon 2} \rho \frac{\epsilon^2}{k} \quad (3.19)$$

Onde:

P é o termo relacionado à produção da turbulência e à tensão de cisalhamento e é definido como:

$$P_{(u)} = \mu_t [\nabla u : (\nabla u + \nabla u^T)] \quad (3.20)$$

G é o termo relacionado à força de empuxo produzido pela turbulência e é definido como:

$$G = \frac{\mu_t}{Pr_T} \beta g \cdot \nabla T \quad (3.21)$$

Pr_T é o número de Prandtl turbulento.

$C_{\epsilon 1}$, $C_{\epsilon 2}$, σ_ϵ , σ_k , e C_μ são constantes definidas para o modelo.

A distribuição de temperaturas é descrita pela equação:

$$\rho c_p \frac{DT}{Dt} = \nabla \cdot [(\lambda + \lambda_T)] \nabla T \quad (3.22)$$

Sendo:

C_p calor específico, λ é a condutividade térmica e λ_T é a condutividade térmica turbulenta, que pode ser obtida assim:

$$\lambda_T = \frac{\mu_t C_P}{Pr_T} \quad (3.23)$$

Nas simulações numéricas também é possível prever como a distribuição de temperatura no pote afeta a formação de *dross* no banho. Estes resultados podem ser obtidos combinando a análise termodinâmica das reações químicas com os resultados de escoamento, pois as condições ideais para a precipitação de *dross* no interior do banho são diferentes em função da distribuição de temperatura, concentrações de alumínio e ferro (YU *et al.*, 2016).

No interior do pote de zinco, na região onde o lingote de zinco sólido é inserido dentro do banho para fundir e assim repor o zinco consumido pela tira em processo, uma maior formação de *dross* foi percebida por YU *et al.* (2016). Já nas regiões mais próximas aos indutores elétricos, que são as fontes de calor que mantém o banho aquecido, percebeu-se uma menor formação de *dross*.

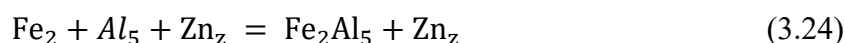
Foi percebido por YU *et al.* (2016) que na região imediatamente abaixo do ponto de inserção de lingote de zinco sólido a temperatura do banho de zinco é 5°C menor que na região acima deste ponto. Com os resultados desta simulação em modelo matemático foi possível perceber no interior do pote de zinco que há regiões de diferentes temperaturas, sendo assim, com as condições de contorno de formação de *dross* bem definidas é possível identificar onde esta formação ocorrerá preferencialmente no interior do banho de zinco.

Segundo SAWAITUL *et al.* (2012), a diferença de temperatura entre a tira e o banho de zinco pode alterar a difusividade de ferro da tira para o banho, quanto mais alta a temperatura da tira em relação ao banho, maior será a difusividade. YU *et al.* (2016) encontraram bons resultados na redução da formação de *dross*, ambos utilizaram simulação numérica, porém com métodos e ferramentas distintas.

A formação de *dross* no interior do banho de zinco depende da concentração dos elementos que o formam e da temperatura. Alterações na temperatura do zinco fundido significam alterações da solubilidade de ferro no banho de zinco, maior temperatura, maior solubilidade, menor temperatura, menor solubilidade (TANG, 2000).

Com o decréscimo de temperatura, há menor solubilidade de ferro no banho, as precipitações de partículas de *dross* no banho aumentam.

Como já visto na seção 3.2, as reações de formação de *dross*, também conhecido como *top-dross*, são interações de elementos contidos na tira de aço em processo e no banho de zinco, conforme equação 3.24.



Sendo:

Fe: contido na tira em processo na forma metálica ou óxido superficial;

Zn e Al: contidos no banho;

O controle da solubilidade do Fe no banho de zinco, ou seja, controle da temperatura do banho e como ela está distribuída, da temperatura da tira, da concentração de alumínio e como ele está distribuído, são fundamentais para reduzir a precipitação de partículas de *dross* no interior do banho de zinco (TANG, 1995)

As previsões de reações entre os elementos que compõem o banho podem ser definidas pelos cálculos de solubilidades influenciados pelas variações de temperatura e composição química localizada em determinadas zonas no interior do pote (GUANGRUI *et al.*, 2016).

Em alguns estudos, além de simulações para verificação da formação de partículas de *dross*, do perfil das velocidades do banho de zinco e das condições térmicas do pote, há também estudos conduzidos para investigação sobre o comportamento das partículas de *top-dross* e *bottom-dross*. As 3 principais técnicas utilizadas para mapear a trajetória das partículas são baseadas nas seguintes formulações:

- Euleriana-Euleriana, onde as partículas possuem fração volumétrica, em relação ao fluido, maiores que 0,1, neste caso as partículas são tratadas com uma segunda fase de

fluido na simulação e tanto o fluido simulado como as partículas terão efeitos um sobre o outro no escoamento, conforme GROF *et al.* (2009);

- Eulerianas-Lagrangeanas, onde as partículas possuem fração volumétrica em relação ao fluido menor que 0,01, neste caso as partículas são rastreadas individualmente e suas trajetórias calculadas ao final de cada passo de tempo aplicando-se a segunda lei de Newton, conforme GROF *et al.* (2009);
- Lagrangeana, onde as partículas possuem fração volumétrica em relação a fluido menores que 0,001, o fluido tem efeito sobre a trajetória das partículas, mas as partículas não possuem efeito sobre a trajetória do fluido, conforme ENGLOBALASHI (1994).

Os modelos de fase discreta Lagrangeanos tradicionais só se aplicam quando os tamanhos das partículas são pequenos o suficiente para serem considerados como massas pontuais dentro de uma única célula e quando o volume total de partículas é insignificante dentro do volume do domínio de fluxo. Nessas aplicações, as interações partícula-partícula e partícula-fluxo são avaliadas em termos de impulso, calor e transferência de massa. No entanto, o volume total de partículas deve ser considerado quando um tamanho de partícula é maior do que várias células de fluido, pois afetará todas as células dentro do volume do domínio de fluxo (ANSYS FLUENT software, 2019).

No caso específico dos processos de galvanização, os potes de galvanização possuem valores superiores a 200t de zinco fundido a uma densidade de aproximadamente 6650kg/m³ e segundo AJERSCH *et al.* (2005) e SAWAITUL *et al.* (2012) gera-se um valor menor que 3kg de *top-dross* por hora durante a produção de materiais galvanizados. Sendo assim a relação da soma do volume partículas de *top-dross* em relação ao volume de zinco fundido no pote de galvanização é inferior a 0,001 e sua velocidade e trajetória podem ser tratadas do pela abordagem Lagrangeana. No FLUENT, na abordagem Lagrangeana, conforme AKBARZADEH (2013), a trajetória das partículas pode ser obtida pela aplicação de segunda lei de Newton. O balanço de forças atuante sobre cada partícula é calculado para prever sua trajetória como uma partícula de uma fase discreta. Este equilíbrio de forças iguala a inércia da partícula com as forças que atuam sobre ela e pode ser descrito como (ANSYS FLUENT software, 2019):

$$m_p \frac{d\vec{u}_p}{dt} = m_p \frac{\vec{u} - \vec{u}_p}{\tau_r} + m_p \frac{\vec{g}(\rho_p - \rho)}{\rho_p} + \vec{F} \quad (3.25)$$

Onde: m_p é a massa da partícula, u é a velocidade da fase do fluido, u_p é a velocidade da partícula, ρ é a densidade do fluido, ρ_p é a densidade da partícula, F é uma força adicional, $m_p(u-u_p/\tau_r)$ é a força de arrasto, e, τ_r é o tempo de relaxação da partícula calculado por:

$$\tau_r = \frac{\rho_p d_p^2}{18\mu} \frac{24}{C_d Re} \quad (3.26)$$

Sendo: μ a viscosidade molecular do fluido, d_p o diâmetro da partícula e Re é o número de Reynolds relativo, que é definido como:

$$Re \equiv \frac{\rho d_p |\vec{u}_p - \vec{u}|}{\mu} \quad (3.27)$$

A força adicional F da equação 3.25 incorpora uma força adicional no equilíbrio de forças que pode ser importante em algumas circunstâncias como por exemplo a força adicional devido ao gradiente de pressão no fluido descrita como:

$$\vec{F} = m_p \frac{\rho}{\rho_p} \vec{u}_p \nabla \vec{u} \quad (3.28)$$

A força de massa virtual para acelerar o fluido ao redor da partícula é expressa por:

$$\vec{F} = C_{vm} m_p \frac{\rho}{\rho_p} \left(\vec{u}_p \nabla \vec{u} - \frac{d\vec{u}_p}{dt} \right) \quad (3.29)$$

Onde C_{vm} é o fator de massa virtual com um valor padrão no software FLUENT de 0.5 e u a velocidade do fluido.

A abordagem Lagrangeana é amplamente aplicada para cálculo da trajetória das partículas nos estudos de destino e interações com o fluido tido como domínio contínuo no software simulação FLUENT. Entretanto, vale salientar que a abordagem para solução dos fenômenos envolvendo o fluido do domínio contínuo é Euleriana, sendo assim as soluções conjuntas de movimentação de fluido e partículas são um acoplamento de abordagens Euleriana e Lagrangeana.

Esta abordagem de solução foi utilizada por EβI *et al* (2021) para simular o destino de partículas e quantidade de partículas aprisionadas na superfície dos rolos submersos com a alteração da rugosidade superficial dos rolos.

3.4.4 Propostas de alteração nos equipamentos e processo de galvanização após realização de simulações em modelos matemáticos e físico

O uso de modelos físicos e matemáticos tem possibilitado realizar vários experimentos que no processo industrial trariam algumas perdas e transtornos. Nessas abordagens os efeitos de algumas alterações nas configurações e disposição dos rolos no pote de zinco, juntamente com a inserção de obstáculos para impedir a formação de vórtices no escoamento interno do zinco fundido, trariam grandes benefícios para reduzir a formação e crescimento de partículas de *dross*. Nestas simulações foi verificado que estes vórtices surgem em função do arraste de zinco pela tira, pelos rolos no interior do banho de zinco e pelas correntes convectivas criadas pelos indutores de aquecimento do banho.

DASH *et al.* (2005) sugerem a montagem de anteparos para cortar o fluxo de zinco e assim evitar a formação de vórtices e da projeção de partículas de *dross* na tira em processo, como por exemplo, a montagem de uma barreira física entre a zona de fundição do lingote e a região onde a tira entra no banho.

THIOUNN *et al.* (2012) propõem realizar um controle de temperatura da tira em relação ao banho de zinco. Nesta proposta a tira deve imergir no banho com uma diferença de temperatura que varie de 10°C a 15°C. Há ainda neste estudo a proposta de superaquecer o banho de zinco na “zona V” para alterar as condições de solubilidade de Al e Fe nesta região e assim minimizar a formação de partículas de *top-dross*.

SUN *et al.* (2016) conduziram estudos e propuseram a utilização de precipitadores magnéticos para retirada de ferro do banho de zinco e assim reduzir a formação de partículas de *dross* na região conhecida como “zona V”.

ILINCA *et al.* (2015) propõem a inserção de bombas no interior do banho para forçar o fluxo em direções que conduzam as partículas de *dross* para longe da tira e dos rolos submersos.

Neste caso, haveria também o benefício de extensão da vida útil dos rolos submersos que seriam constantemente limpos por este fluxo, evitando assim a nucleação de partículas de *dross* em sua superfície e sua prematura retirada de serviço. Há também estudos conduzidos para teste de precipitadores magnéticos para retirada de ferro do banho de zinco e assim reduzir a formação de partículas de *dross* na região conhecida como “zona V”.

UNGER *et al.* (2020) indicam que a alteração na inclinação do *snout* em relação à inclinação da tira pode alterar o fluxo de renovação de zinco fazendo com que a velocidade de escoamento na superfície do banho fique diferente em função da proximidade da parede do *snout* com a tira. Então se a tira for aproximada da parede frontal do *snout*, a renovação do banho na parte frontal da tira seria mais rápida, evitando assim impurezas como partículas de *dross*.

EßI *et al* (2021) além de observarem a taxa de formação de *dross* e acúmulo destas partículas em algumas regiões do pote, indicaram que a alteração de rugosidade na superfície dos rolos submersos altera a quantidade de partículas que são aprisionadas e ficam aderidas à superfície dos rolos.

3.4.5 Configurações de layouts de pote de galvanização

As simulações do processo de galvanização realizadas ao longo do tempo são em sua maioria baseadas em um layout de pote onde os indutores elétricos, que fazem manutenção da temperatura do banho de zinco, são dispostos lateralmente em relação à tira em processo. Todavia, há configurações diferentes de potes de zinco, para o processo de galvanização por imersão a quente, que em termos de estudos de simulação foram pouco explorados. Tão utilizado quanto o pote com indutores laterais em relação à tira, a configuração de pote com indutores frontais ainda não foi vastamente estudada. Pouco se sabe sobre o que esta diferença de posição dos indutores pode produzir no perfil das velocidades do zinco líquido, no equilíbrio térmico do banho e na geração e destinação das partículas de *top-dross*. Além da diferença na posição dos indutores, há também diferentes configurações onde os rolos estabilizadores possuem posição invertida quando se compara estas diferentes configurações.

O *snout* é outro equipamento que dependendo da configuração pode estar mais próximo ou mais distante da parede anterior do pote, pode ser mais ou menos profundo e possuir diferentes formatos geométricos. E assim como a posição dos indutores e dos rolos estabilizadores, há

poucas informações e estudos com desenvolvimento de modelos para simulação, sobre os efeitos destas diferenças.

4. METODOLOGIA

No presente estudo foram realizados dois tipos de simulação: simulação computacional com um modelo tridimensional (3D) de um pote de galvanização por imersão a quente e simulação física a frio utilizando um modelo construído em acrílico translúcido, para validação do perfil das velocidades visto na simulação computacional. Após a validação do modelo computacional, foram realizadas 3 simulações no regime de escoamento estacionário e 1 no transiente, sendo que umas das simulações no regime de escoamento estacionário e a de regime de escoamento transiente foram validadas industrialmente.

4.1 Simulação Física

A simulação física foi realizada seguindo métodos próximos ao encontrados na literatura, foram aplicadas técnicas de visualização do perfil das velocidades e de medição de velocidade do fluido. Para melhor entendimento da metodologia utilizada na simulação física, uma vista esquemática do aparato utilizado pode ser observada na figura 4.1. O aparato utilizado foi equipado com os seguintes itens principais:

- 2 câmeras digitais, Samsung, de alta definição de imagem com 1920x1080 pixels para gravação de vídeos;
- 1 câmera digital, Apple, de ultra definição de imagem com 3840x2160 pixels para gravação de vídeo;
- Um projetor laser modelo MTX, com 5mW de potência, montado em um tripé de auto nivelamento com ajuste de 1,1m de altura;
- Um condutivímetro, Honset CM-230, com faixa de medição entre 0 e 1999 $\mu\text{S}/\text{cm}$, com medição de temperatura e auto compensação de condutividade em função da temperatura;
- Tubo capilar flexível de 3mm de diâmetro para injeção de partículas traçadoras e solução de NaCl;
- Motor elétrico, WEG, de 0,75CV, 1800rpm, trifásico, 220V, controlado por um inversor de frequência para alteração e ajuste de velocidade;
- Bomba d'água, Amanco, com motor de 0,5CV, 220V, pressão de sucção de 8mca, pressão de recalque de 40mca para recircular água e simular os indutores elétricos do pote;
- Pote em acrílico translúcido de 8mm de espessura e indutores em acrílico translúcidos de 4mm de espessura.

As câmeras digitais foram dispostas em posição ortogonal ao projetor laser para observação do plano de injeção de partículas. As injeções de solução de NaCl foram realizadas em distâncias conhecidas em relação à ponta do eletrodo acoplado ao condutivímetro.

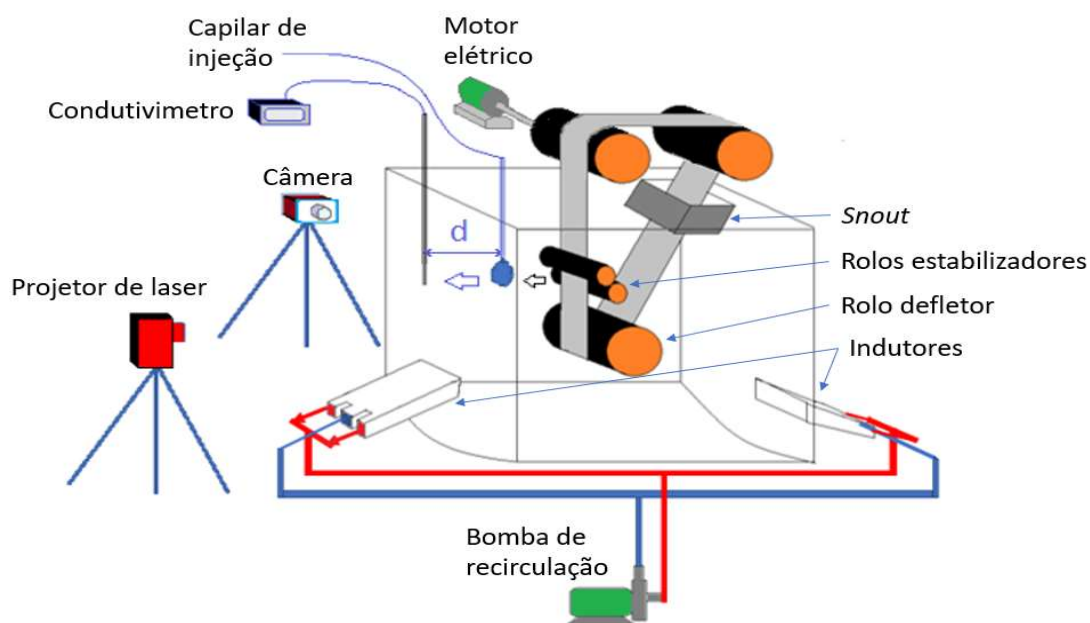


Figura 4.1 – Imagem esquemática do aparato utilizado nos ensaios de simulação física.

O modelo físico foi construído em escala de 1:5. Na figura 4.2 pode-se observar uma vista do modelo físico construído. Os rolos submersos foram posicionados fielmente conforme configuração do pote de galvanização industrial no qual suas dimensões foram baseadas.

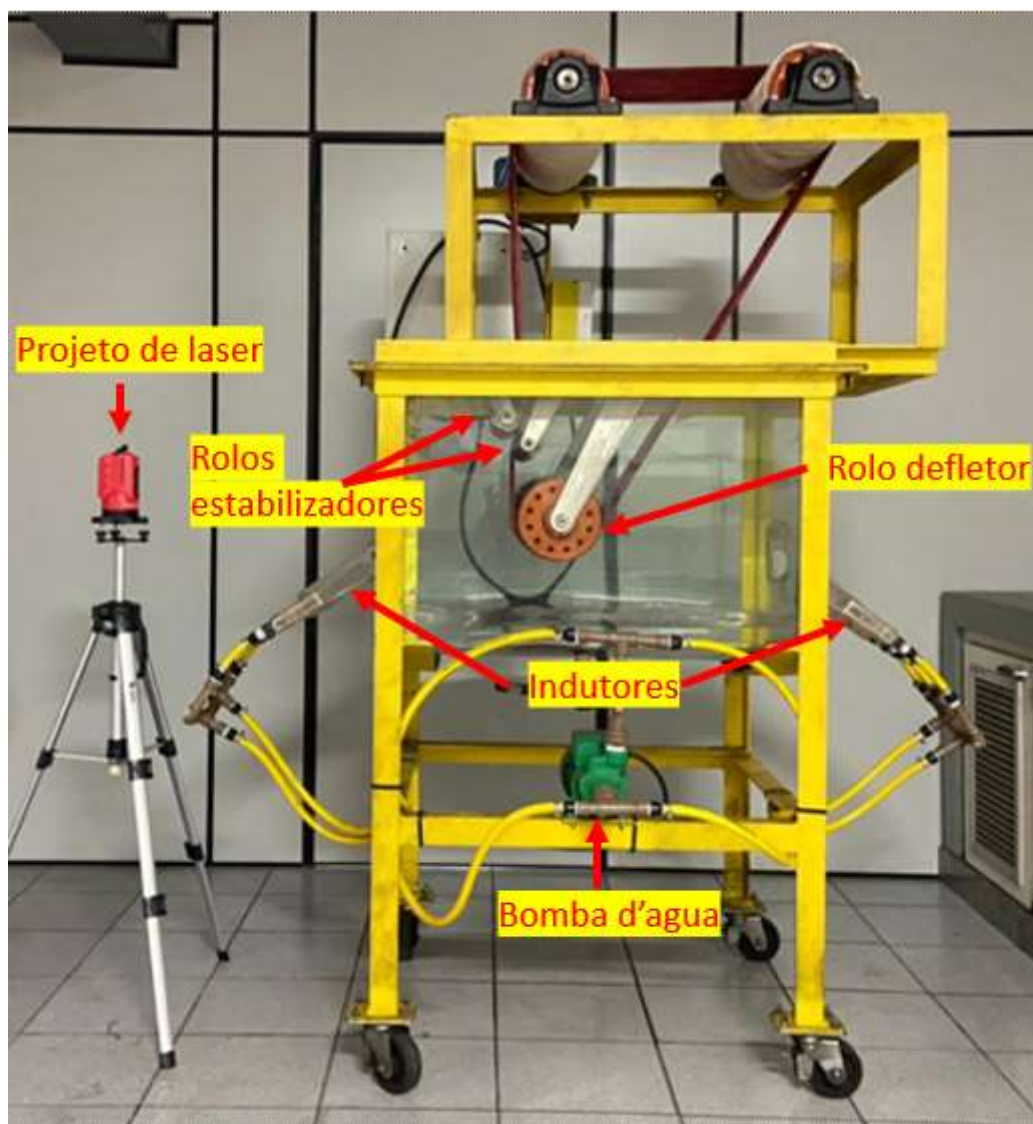


Figura 4.2 – Modelo de pote de galvanização para simulação física a frio construído em acrílico em escala de 1:5 em relação ao pote industrial.

Foi realizado o monitoramento do escoamento do fluido utilizando o método de visualização de fluxo em um plano de laser, conforme figura 4.3. Para isso, utilizou-se partículas poliméricas

com densidade igual à do fluido empregado. Com o plano de laser, foi possível rastrear o movimento das partículas e traçar as linhas de fluxo. O fluido utilizado foi água a 40°C.

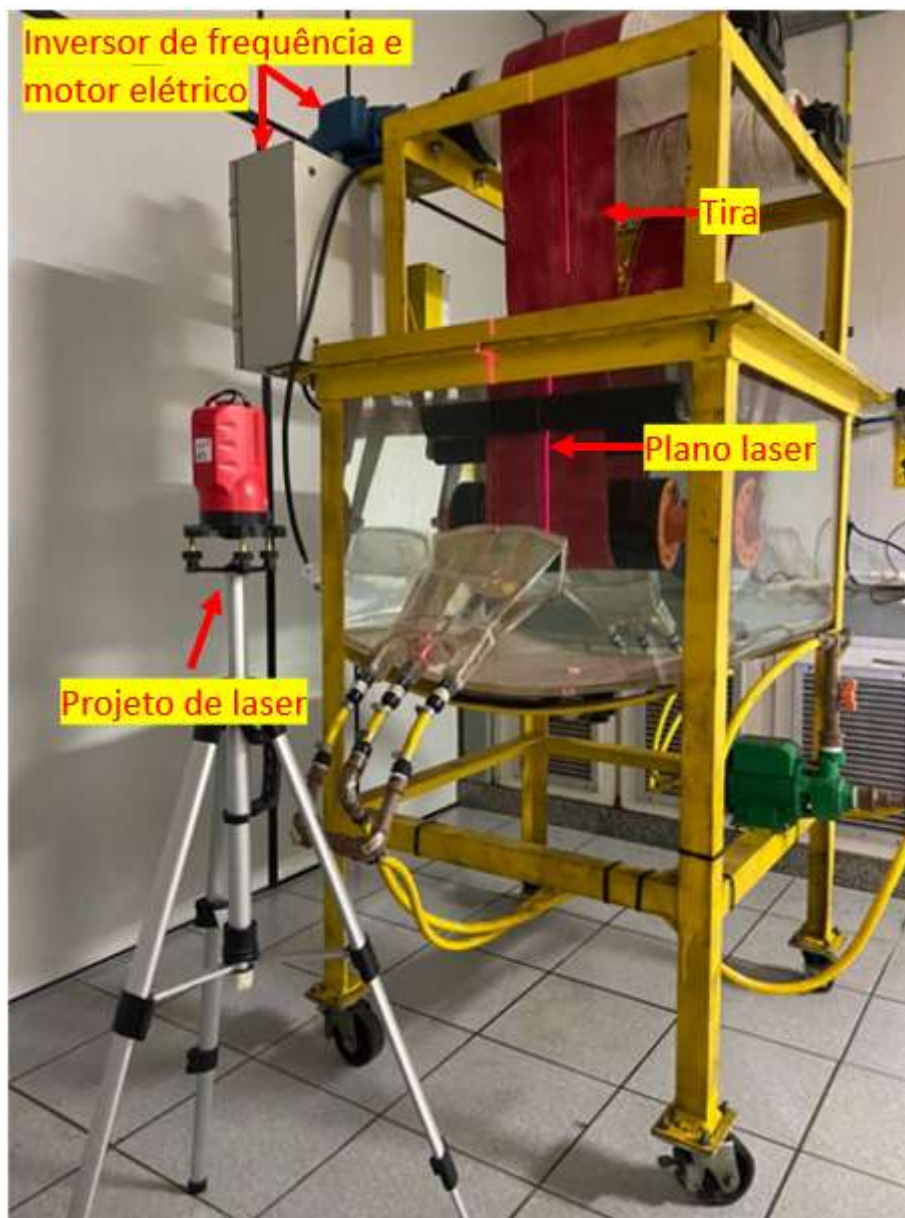


Figura 4.3 – Projetor de laser através da parede de acrílico translúcido do modelo de simulação física.

Para identificar as direções e sentidos das velocidades de deslocamento do fluido de ensaio foi utilizado o método de medição do espalhamento de uma solução de NaCl a 20% em água, que foi injetada em um ponto com distância conhecida em relação à ponta do eletrodo acoplado a um condutivímetro, como visto na figura 4.4.

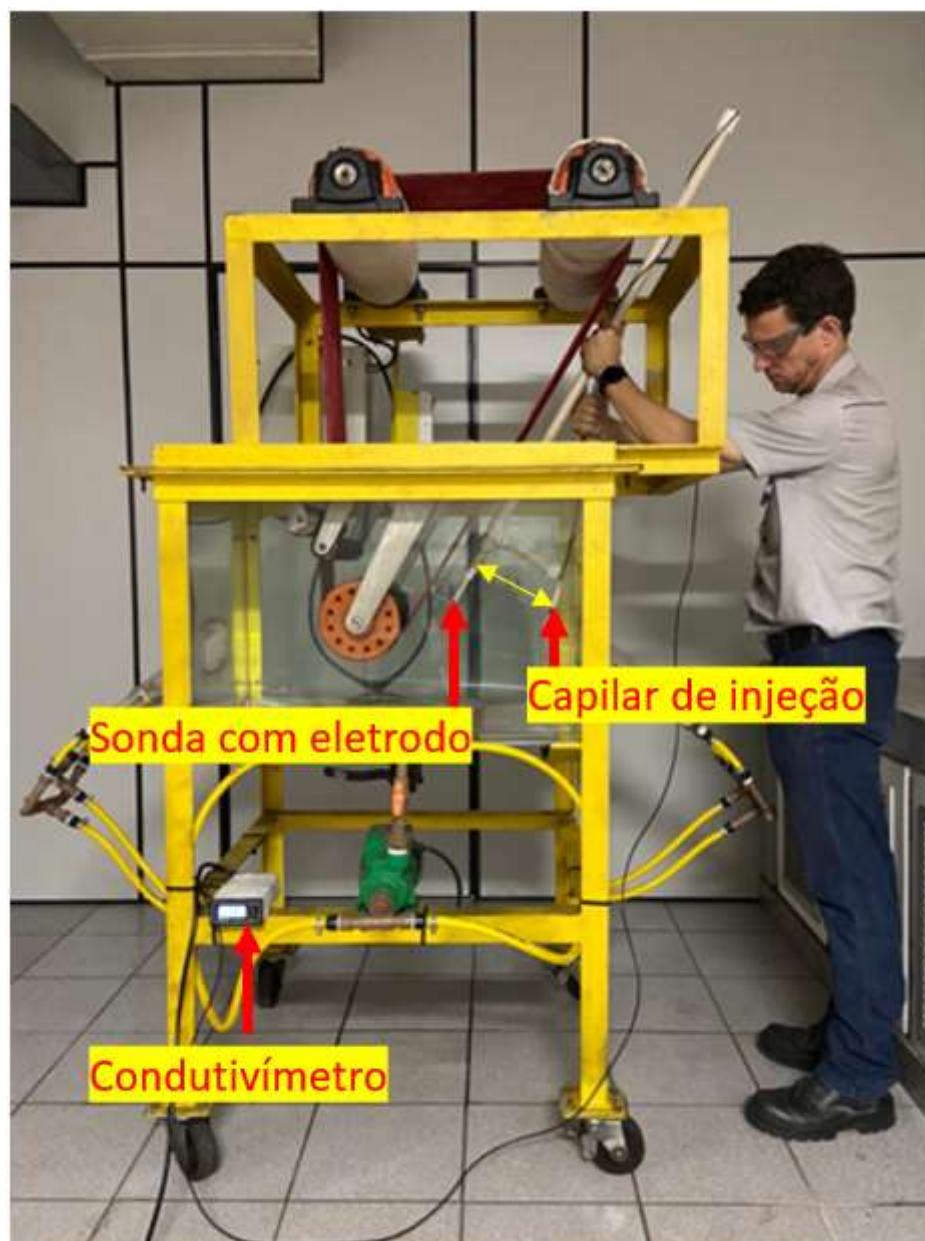


Figura 4.4 – Método de injeção de solução de NaCl a 20% em um determinado ponto para medição da velocidade do fluido.

Relacionando o tempo compreendido entre a injeção da solução de NaCl a 20% e a detecção do aumento da condutividade do fluido de ensaio na ponta do eletrodo do condutivímetro, chegou-se aos valores de velocidade que foram comparados com as velocidades observadas na simulação com modelo matemático.

Foram escolhidos no modelo computacional em 3D, três planos distintos onde alguns valores de velocidade foram medidos. O 1º plano foi a 100mm da parede do pote no modelo computacional e 18mm no modelo físico, o 2º plano próximo aos braços que sustentam os rolos

submersos no pote e o 3º plano exatamente no centro do pote, equidistante das paredes laterais. Estes valores foram comparados com os valores encontrados no modelo físico a frio nos mesmos pontos e planos respectivos. Ao todo, foram cinco medições de velocidade, sendo uma no plano próximo à parede, outra no plano próximo aos braços dos rolos submersos e outras três no plano situado no meio do pote. No modelo físico as medições foram realizadas três vezes cada uma, sendo a primeira para medir a velocidade e as outras duas para confirmar a primeira medição. No modelo computacional, a velocidade média linear foi obtida com a amostragem de três a cinco pontos em cada medição. Por fim, os resultados das medições de velocidade dos modelos foram comparados para verificação de similaridade.

4.1.1 Condições e propriedades para simulação física

Os parâmetros para simulação física foram especificados respeitando os critérios de similaridade com o processo industrial. Os valores considerados e condições adotadas são apresentados a seguir. Velocidade de ensaio para respeitar a similaridade entre o modelo matemático e o modelo a frio foi calculada a partir da equação (3.12) de seção 3.4.2:

$$v_{modelo} = \frac{6650 \frac{kg}{m^3} * 0,795m * 2 \frac{m}{s} * 0,65^{-3} Pa.s}{3,85^{-3} Pa.s * 992 \frac{kg}{m^3} * 0,159m} \quad (4.1)$$

$$v_{modelo} = 11,02m/s \quad \text{ou seja} \quad v_{modelo} = 5,51v_{real}$$

- Temperatura da água ajustada em 40°C para diminuir a diferença de viscosidade em relação ao zinco líquido;
- Fluido de ensaio utilizado: água potável;
- Densidade da água: 992kg/m³ a 40°C (FOX *et al*, 2006);
- Viscosidade dinâmica da água: 0,65x10⁻³Pa.s (FOX *et al*, 2006);
- O fluxo proveniente dos indutores foi simulado por recirculação de água utilizando uma bomba centrífuga com capacidade de vazão de 2,4m³/h (6,67x10⁻⁴m³s⁻¹) a uma pressão de 4,0kgf/cm². Nessa condição, conforme especificação de fábrica, se tem uma

velocidade de 6,63m/s na entrada dos indutores de acrílico, o que na proporção de escala de velocidade de 5,51 vezes ela representa 1,2m/s nos indutores do pote industrial. Essas condições também foram utilizadas por LEE *et al.*, (2022), em um modelo a frio com indutores laterais baseados em indutores industriais iguais aos simulados nesse estudo. Esses valores também estão conforme a outros estudos de simulação matemática que incluíram os indutores. (PARK *et al.*, 2008 e ZHOU *et al.*, 2015);

- Partículas traçadoras com densidade igual à densidade da água e diâmetros de 100 μ m;
- Monitoramento do escoamento do fluido utilizando o método de visualização de fluxo em plano a laser, utilizando projetor de laser de 5mW de potência;
- Diâmetro do rolo defletor submerso 159mm;
- Diâmetro dos rolos estabilizadores dos 2 rolos estabilizadores submersos: 46mm e 60mm;
- Rolos submersos sem acionamento e arrastados pelo movimento da tira;
- Não houve movimento relativo entre a tira de aço e rolos submersos;
- Regime de escoamento permanente.

4.2 Modelagem Matemática

A modelagem matemática foi realizada a partir de um modelo 3D nas mesmas dimensões do pote de galvanização industrial utilizado na linha de galvanização nº 1 da Unigal Usiminas. Foram realizadas cinco simulações no modelo 3D, a primeira simulação foi para validação do perfil das velocidades e velocidades com o modelo físico a frio no regime de escoamento estacionário. Nas demais condições simuladas foram investigadas quatro condições distintas, três no regime estacionário com alteração na posição dos indutores, caso um, com inversão na posição dos rolos estabilizadores, caso dois e com alteração na profundidade do *snout*, caso três. O caso quatro foram simuladas três profundidades de inserção para fusão do lingote de zinco no regime transiente.

A seguir serão dispostos os detalhes das metodologias aplicadas para a simulação matemática que foi validada com a simulação física na seção 4.2.1 e 4.2.2. Os detalhes das metodologias aplicadas para a simulação dos quatro casos distintos investigados nas seções 4.3.

4.2.1 Configuração dos parâmetros de simulação matemática para validação com a simulação física

A configuração das condições de contorno assumidas para simulação em regime de escoamento estacionário no modelo matemático para Validação com a Simulação Física, foram as seguintes:

- a) O zinco fundido é um líquido incompressível e se comporta como fluido newtoniano;
- b) O fluxo de zinco líquido no banho é descrito pelas equações de Navier-Stokes adaptadas ao escoamento turbulento, de acordo com a equação 3.30 e 3.31;

$$\rho \frac{Du}{Dt} = -\nabla p + \nabla[2(\mu + \mu_t)\dot{\gamma}(\mu)] - \rho g \quad (4.2)$$

$$\nabla u = 0 \quad (4.3)$$

- c) O regime de escoamento é permanente, turbulento e as equações que governam a energia cinética da turbulência e a taxa de dissipação desta energia são dadas pelas equações 3.32 e 3.33:

$$\rho \frac{Dk}{Dt} = \nabla \cdot \left[\left(\mu + \frac{\mu_T}{\sigma_k} \right) \nabla k \right] + P + G - \rho \varepsilon \quad (4.4)$$

$$\rho \frac{D\varepsilon}{Dt} = \nabla \cdot \left[\left(\mu + \frac{\mu_T}{\sigma_\varepsilon} \right) \nabla \varepsilon \right] + C_{\varepsilon 1} l \frac{\varepsilon}{k} (P + G) - C_{\varepsilon 2} \rho \frac{\varepsilon^2}{k} \quad (4.5)$$

O método numérico de volume finitos utilizou como solução das equações realizadas o algoritmo SIMPLE. A pressão foi discretizada com o esquema padrão, enquanto o momentum, a energia cinética turbulenta, a taxa de dissipação turbulenta e as equações de energia são discretizadas com o esquema upwind de primeira ordem. A escolha do método numérico e de discretização teve como referência os métodos mais comumente utilizados em publicações onde modelos matemáticos de pote de galvanização foram desenvolvidos. Estes mesmos métodos numérico e de discretização foram, por exemplo, também aplicados por LEE et al. (2002), ZHOU et al. (2015) e SUN et al. (2016).

Durante os preparativos para a simulação foram realizados testes de independência de malha variando o tamanho máximo do elemento de malha a cada 20 mm de 320 mm a 20 mm e para tamanhos menores que 40 mm. Nesses testes não foram observadas variações nas direções e velocidades do fluxo. Conforme pode ser visto na figura 4.5, onde estão as velocidades medidas em pontos homologas, imediatamente abaixo do rolo defletor da tira imerso no banho de zinco, em um plano no meio do pote para cada malha gerada com tamanho elemento de variando entre 20mm e 320mm.

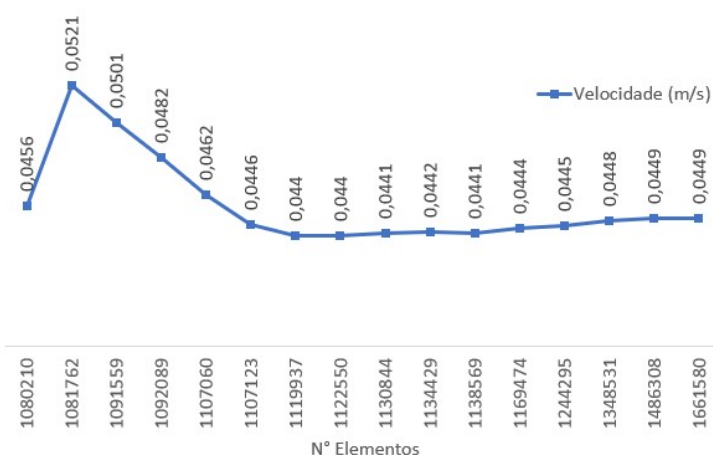


Figura 4.5 – Variação de velocidade medida no modelo matemático em função do tamanho máximo do elemento de malha.

Os critérios de convergência para os cálculos de quantidade de movimento, velocidade, turbulência e dissipação da energia de turbulência foram os resultados dos residuais de cálculo das iterações menores que 1×10^{-5} .

Para a realização das simulações foi utilizado um computador com a seguinte configuração: processador Intel Xeon de 3.6GHz, com 6 núcleos físicos e uma placa mãe com 32Gb de memória RAM. O software utilizado para simulação foi o ANSYS FLUENT 2019 R1.

4.2.2 Propriedades envolvidas e condições de contorno para Validação com a Simulação Física

Foram utilizados os mesmos parâmetros de processo da produção industrial de aços galvanizados por imersão a quente:

- Temperatura e volume do banho de zinco constantes;
- Velocidade do zinco nos indutores de 1,2 m/s (PARK *et al.*, 2008 e ZHOU *et al.*, 2015);
- Velocidade da tira em processo de 2,0 m/s;
- Dimensão da tira em processo: 0,70 mm de espessura por 1300 mm de largura;
- Comprimento da tira submersa: 4,02 m;
- Não há movimento relativo entre a tira e os rolos submersos;
- Diâmetro dos rolos estabilizadores igual a 230 e 300 mm;
- Diâmetro do rolo defletor de 795 mm;
- Viscosidade do zinco a 460°C igual a $3,85 \times 10^{-3}$ Pa.s (Metals Handbook, 1979);
- Densidade do zinco a 460°C de 6550 kg/m³ (Metals Handbook, 1979);
- Interação do zinco com a paredes do pote sem escorregamento;
- Superfície do banho considerada como superfície livre;
- O banho de zinco não troca calor com as paredes do pote ou com o ambiente.

4.3 Modelagem Matemática para Análise de Quatro Casos Distintos

Além da validação realizada entre o modelo matemático e físico, foram realizadas três simulações no regime de escoamento estacionário e uma no regime de escoamento transiente, para análise de distintas condições de processo e configurações de layout do pote de galvanização. Dessas quatro simulações, duas foram validadas em testes industriais, uma em regime de escoamento estacionário e outra transiente.

As simulações matemáticas foram realizadas com o mesmo modelo de pote de galvanização por imersão a quente em 3D, utilizada na validação com o modelo físico a frio. As três condições simuladas em regime de escoamento estacionário foram:

1. Comparação do perfil das velocidades e de destino de partículas de *top-dross* com a alteração do layout do pote modificando a posição dos indutores elétricos de aquecimento do banho de zinco, onde uma configuração de pote foi nomeada como pote tipo A e a outro como pote tipo B, conforme visto nas figuras 4.6, 4.7 e 4.8.

As dimensões relacionadas aos potes dos modelos de potes A e B ensaiados possuem os indutores nas seguintes posições identificadas pelas cotas $H1 = 900\text{mm}$;

$H_2=1795\text{mm}$; $H_3=3900\text{mm}$; $H_4= 1320\text{mm}$ e $\alpha= 60^\circ$ conforme as figuras 4.6, 4.7 e 4.8 (H_4 e α são comuns para os potes A e B).

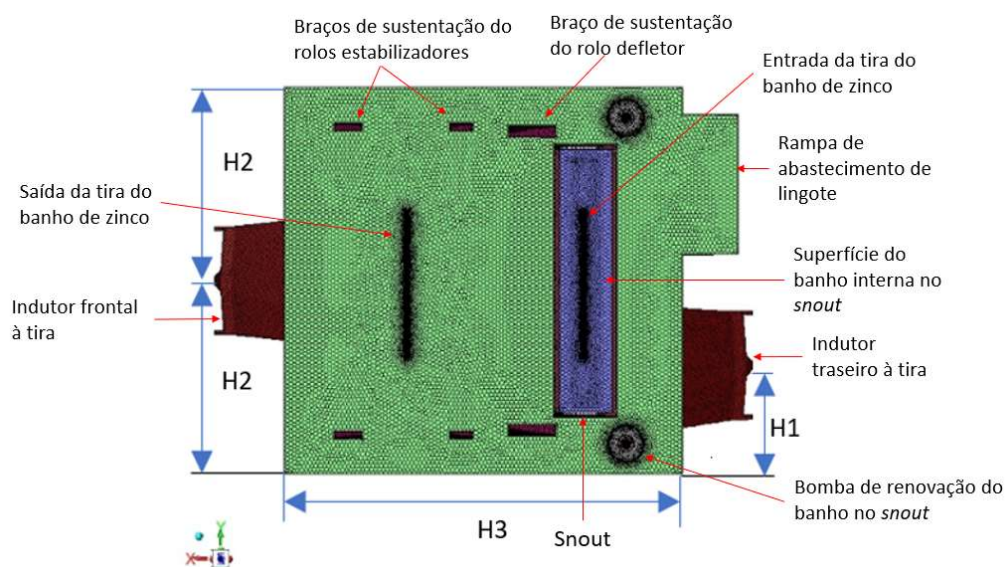


Figura 4.6 - Vista superior do pote A com o posicionamento horizontal dos indutores frontais à tira.



Figura 4.7 - Vista lateral do pote B com o posicionamento vertical dos indutores frontais à tira.

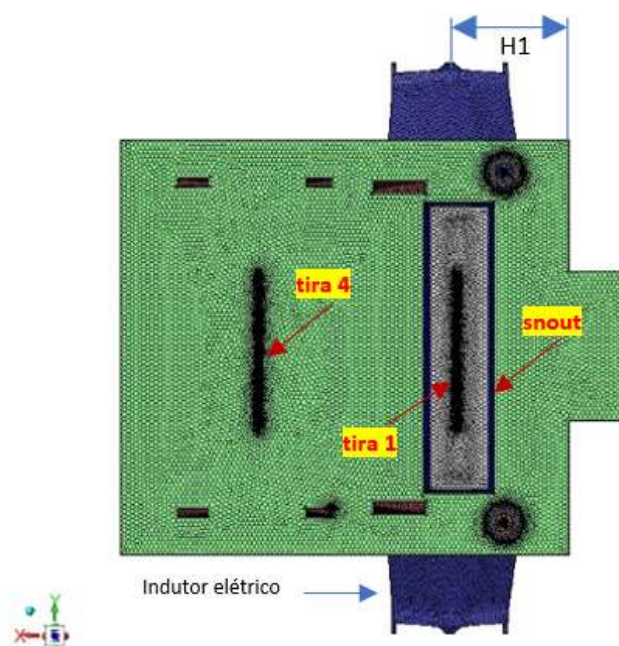


Figura 4.8 - Vista superior do pote B com o posicionamento horizontal dos indutores laterais à tira.

2. Comparação do perfil das velocidades e de destino de partículas de *top-dross* com a alteração do layout do pote invertendo a posição dos rolos estabilizadores da tira submersos no banho de zinco, conforme visto nas figuras 4.9a e 4.9b;

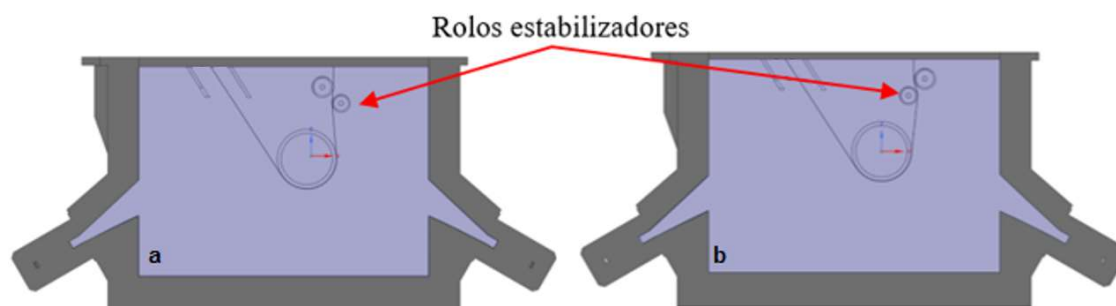


Figura 4.9 a e b – Plano de corte na vista lateral de dois potes de galvanização como rolos estabilizadores invertidos.

3. Comparação do perfil das velocidades em regime permanente e do destino de partículas de *top-dross* com a alteração da profundidade de penetração do *snout* dentro do banho de zinco, conforme visto nas figuras 4.10a e 4.10b;

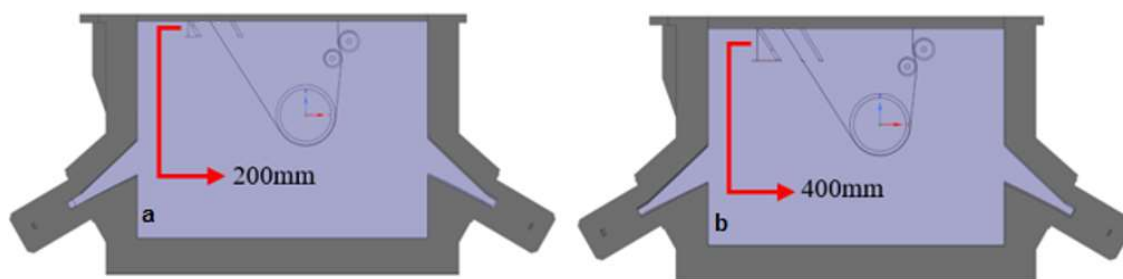


Figura 4.10 a e b – Plano de corte na vista lateral de dois potes de galvanização como profundidade de penetração dos *snouts* diferentes.

A simulação em regime de escoamento transiente foi:

4. Comparação do perfil das velocidades e de destino de partículas de *top-dross* com a alteração do comprimento de imersão do lingote de zinco para fusão no interior do banho de zinco durante o abastecimento do pote para repor o zinco consumido pela tira em processo. Foram observadas três condições referentes a 25%, 50% e 100% do comprimento do lingote de zinco imerso no banho de galvanização, como pode ser visto na figura 4.11a, 4.11b e 4.11c, respectivamente.

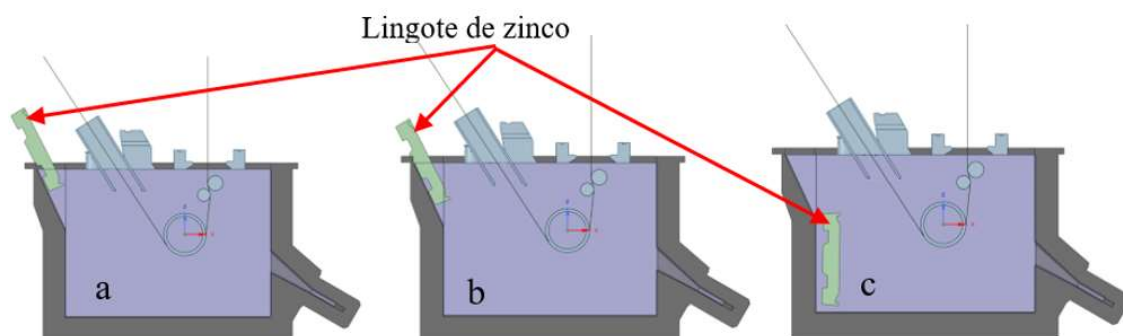


Figura 4.11– Plano de corte de na vista lateral de três potes de galvanização como profundidade de penetração dos lingotes para fusão diferentes.

Para a realização das simulações dos quatro casos descritos, foi utilizado o mesmo computador empregado na simulação do modelo computacional validado pelos resultados do modelo físico a frio.

Das quatro condições simuladas, três delas (1, 2 e 3), se deram em regime de escoamento estacionário, enquanto para condição quatro, onde foi simulada a fusão do lingote, o regime de escoamento foi transiente.

Para as condições 1, 2 e 3 também foram realizados testes de independência de malha variando o tamanho máximo do elemento de malha a cada 20 mm de 320 mm a 20 mm e para tamanhos menores que 40 mm. Nesses casos também não foram observadas variações nas direções e velocidades de fluxo. Nesses três modelos simulados em regime permanente o passo de tempo de 2s com 10 interações por passo de tempo e número máximo de 50.000 passos para calcular a trajetória das partículas. Já para a condição 4, a simulação do tamanho dos elementos de malha foi variada a cada 10mm e para valores menores que 50 mm não foram observadas variações nas direções e velocidades do fluxo. Para esse quarto caso foram também testados os passos de tempo de 20s, 16s, 12s, 10s e 8s, todos com 20 iterações por passo de tempo. Assim, verificou-se que para tempos superiores a 12 s, nem todos os fenômenos puderam ser observados e os resultados não convergiram, então a condição de 10s foi adotada com o número máximo de 5.000 passos para calcular a trajetória das partículas.

Em todas as condições foram simuladas as trajetórias de partículas de *top-dross* utilizando o recurso disponível no ANSYS FLUENT 2019 R1, o DPM (*Discrete Phase Model*) de uma via (também conhecida como modelo Lagrangiano). Este modelo considera as forças flutuantes e o arraste do zinco líquido agindo sobre as partículas, mas não considera as forças das partículas de *top-dross* agindo sobre zinco líquido, pois possuem massa insignificante em relação à massa de zinco e suas contribuições para o fluxo são, portanto, consideradas não significativas.

4.3.1 Configuração dos parâmetros para simulação matemática

As configurações das condições 1, 2 e 3, que foram simuladas em regime de escoamento estacionário, foram as mesmas utilizadas no modelo para a validação da simulação matemática com a simulação física a frio. As alterações realizadas em cada caso foram apenas as modificações de layout propostas para observação dos efeitos destas próprias alterações.

4.3.1.1 Propriedades envolvidas e condições de contorno

As propriedades envolvidas e condições de contorno utilizadas, as quais se diferem daquelas já mencionadas na seção 4.2.2, foram as seguintes, para a simulação das condições 1, 2 e 3:

- Velocidade do zinco nos indutores de 2 m/s. Esses valores estão conforme a outros estudos de simulação matemática que incluíram os indutores do mesmo modelo dispostos lateralmente no pote (PARK *et al.*, 2008 e ZHOU *et al.*, 2015);
- Velocidade da tira em processo de 2,5 m/s;
- Partículas de *top-dross* injetadas na zona V e de forma aleatória no interior do pote;
- Superfície do banho de zinco definida como região de retirada do *top-dross*;
- Superfície da tira definida como região de aprisionamento do *top-dross*;
- Aderência de *top-dross* na superfície dos rolos desconsiderada;
- Aderência de *top-dross* nas paredes do pote e estrutura dos braços dos rolos desconsiderada;
- A tira foi dividida em 4 regiões (vide figura 4.12) para melhor mapear a quantidade de partículas de *top-dross* conduzida a cada região da tira pelo fluxo do zinco, incluindo a região do *snout* e os rolos submersos.

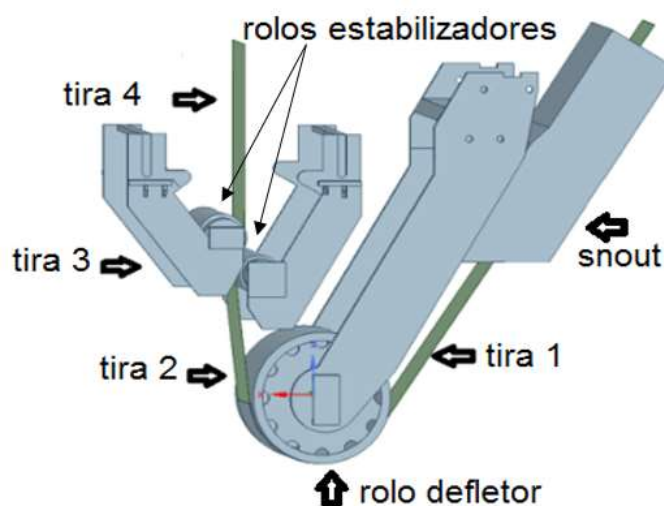


Figura 4.12 - Definição das regiões no interior do banho de zinco.

As propriedades físicas utilizadas nas simulações das condições 1, 2 e 3, com regime de escoamento estacionário, podem ser vistas na tabela IV.1. Estas mesmas condições foram utilizadas nos estudos conduzidos por AJERSCH *et al.* (2005), LEE *et al.* (2002), KIM *et al.* (2000) e SAWAITUL *et al.* (2012), onde foram estudadas formação de dross, o deslocamento do fluido e a transferência de calor no banho de zinco durante o processo de galvanização.

Nesses estudos também foram sugeridos que formação de vórtices aprisionam e promovem o coalescimento das partículas de *top-dross*, mas isso não será investigado aqui. Serão injetadas partículas em diferente tamanhos para verificar a trajetória de cada dimensão.

Tabela IV.1 – Propriedades físicas envolvidas no regime estacionário

| | | |
|--|-----------------------|-------------------|
| Viscosidade do zinco a 460°C | $3,85 \times 10^{-3}$ | Pa.s |
| Densidade do zinco líquido | 6700 | kg/m ³ |
| Taxa de injeção de partículas de <i>top-dross</i> | $2,16 \times 10^{-4}$ | kg/s |
| Diâmetro das partículas de <i>top-dross</i> da zona V | 20 e 250 | µm |
| Diâmetro das partículas de <i>top-dross</i> aleatórias | 500 e 1000 | µm |
| Densidade do <i>top-dross</i> | 4200 | kg/m ³ |

Os diâmetros das partículas foram selecionados conforme os estudos desenvolvidos por SAWAITUL et al. (2012), que evidenciaram um tamanho mínimo que uma partícula de *dross* começa a transitar no banho até encontrar a tira é de 20µm, e os estudos de KIM et al. (2012) que propuseram um tamanho de partícula de 1000 µm.

Para a condição 4, de regime de escoamento transiente, onde foram simuladas 3 profundidades de imersão do lingote de zinco, as diferenças para as condições de contorno foram:

- Velocidade do zinco nos indutores gerada com termo fonte de quantidade de movimento e temperatura para alcançar a velocidade de 2m/s, conforme visto nos trabalhos de PARK et al. (2008) e ZHOU et al. (2015) que simularam as condições de potência e velocidade do zinco em indutores do mesmo modelo de indutor utilizado nesse trabalho;
- Partículas injetadas na frente de fusão do lingote de zinco;
- Massa do lingote a ser fundido de 1t com comprimento de 1650 mm, largura de 340 mm e altura de 296 mm;
- Sem troca de color do banho de zinco com as paredes do pote ou com o ambiente.

As propriedades físicas complementares para o regime transiente da condição 4 são dispostos na tabela IV.2. Essas mesmas condições também foram utilizadas nos estudos conduzidos por AJERSCH et al. (2005), LEE et al. (2002), KIM et al. (2000) e SAWAITUL et al. (2012).

Tabela IV.2 – Propriedades físicas envolvidas no regime transiente

| | | |
|---|-----------------------|-------------------|
| Viscosidade do zinco | $3,85 \times 10^{-3}$ | Pa.s |
| Ponto de fusão do zinco | 420 | °C |
| Coefficiente de expansão térmica do zinco | $3,0 \times 10^{-5}$ | 1/K |
| Condutividade térmica do zinco | 60 | W/m-K |
| Calor específico do zinco | 512 | J/kg-K |
| Temperatura do <i>top-dross</i> | 460 | °C |
| Densidade do <i>top-dross</i> | 4200 | kg/m ³ |
| Temperatura do zinco líquido | 460 | °C |
| Temperatura do zinco sólido | 40 | °C |
| Densidade do zinco líquido | 6650 | kg/m ³ |
| Densidade do zinco sólido | 7130 | kg/m ³ |
| Entalpia de fusão do zinco | 112000 | J/kg |
| Taxa de injeção de partículas de <i>top-dross</i> | $2,16 \times 10^{-4}$ | kg/s |
| Diâmetro das partículas de <i>top-dross</i> | 20, 250, 500 e 750 | µm |

As 3 condições de quantidade de imersão do lingote foram as seguintes: 100% imerso, 50% imerso e 25% imerso. O banho de zinco líquido foi considerado no ANSYS FLUENT como um domínio e o lingote sólido de zinco como outro, sendo que estes dois domínios compartilharam suas faces, sendo as mesmas permeáveis aos fluxos de energia e massa.

O comportamento da variação da densidade e os efeitos desta variação foram calculados utilizando a aproximação de Boussinesq (VOLLER, 1987 e VOLLER *et al.*, 1987), enquanto a distribuição de temperatura dependente do tempo foi dada pela equação para conservação de energia.

4.4 Validação dos resultados no processo industrial

Os resultados da simulação foram correlacionados com os dados de qualidade superficial da tira galvanizada, em relação ao defeito arraste de *dross*, em escala industrial e utilizando o mesmo pote no qual o modelo computacional foi baseado.

4.4.1 Validação do caso 3 em regime de escoamento estacionário

Para a validação do caso 3, que foi a alteração da profundidade do *snout*, os indutores de aquecimento do banho de galvanização foram em potência constante para que a temperatura do banho de galvanização fosse mantida em 460°C. Foram selecionadas bobinas de tira de aço,

destinadas à realização de testes, com as mesmas dimensões utilizadas na simulação computacional.

Os mesmos parâmetros utilizados na simulação foram repetidos na produção industrial durante a produção das bobinas de teste. A linha de produção escolhida para realização de testes de comparação com os resultados da simulação computacional foi a linha de galvanização n°1 da Unigal LTDA, empresa do grupo Usiminas SA.

Após o processo na linha de galvanização por imersão a quente, os materiais foram inspecionados em uma linha de rebobinamento e analisados para quantificar o número de partículas arrastadas pela tira durante o processo de galvanização. Durante a inspeção, cada partícula de *top-dross* vista na tira em um comprimento de 100 m foi considerada como 1% de ocorrência de arraste de *dross*. A velocidade de inspeção e quantidade de vezes que a linha foi parada para avaliação mais detalhada das ocorrências se deram conforme procedimentos internos de inspeção da empresa.

4.4.2 Validação industrial do caso 4 em regime de escoamento transiente

Para confirmação dos resultados de simulação do caso 4, foram realizados acompanhamentos dos dados do processo industrial realizando a inserção dos lingotes conforme as condições simuladas. Para tanto foram utilizadas três formas de inserção do lingote: completa, parcial em 50% e parcial em 25%. Os indutores foram mantidos em 400 kW após a inserção dos lingotes para reproduzir a mesma velocidade de 2m/s no fluxo do zinco utilizada na simulação computacional. Assim como na condição 3, visto na seção 4.4.1, foram selecionadas algumas bobinas de tira de aço, destinadas a realização de testes, com as mesmas dimensões utilizadas na simulação computacional.

Os tempos de fusão do lingote vistos na simulação foram comparados aos tempos vistos no processo industrial. A produção industrial foi realizada nas mesmas condições de processo da simulação realizada no software ANSYS FLUENT. A linha de produção escolhida para a comparação com os resultados da simulação computacional também foi a linha de galvanização n°1 da Unigal LTDA, empresa do grupo Usiminas SA.

Assim como na condição 3, após o processo na linha de galvanização por imersão a quente, os produtos também foram inspecionados em uma linha de rebobinamento e analisados para quantificar o número de partículas arrastadas pela tira durante o processo de galvanização.

A metodologia empregada para as partículas de *top-dross* arrastadas pela tira foi a mesma utilizada na inspeção superficial das bobinas utilizadas no caso 3 visto na seção 4.4.1.

4.4.3 Caracterização das partículas de top-dross do caso 4

Durante a inspeção das bobinas produzidas industrialmente como descrito no caso 4, algumas amostras dos defeitos encontrados e identificados visualmente como partículas de *top-dross* foram retiradas e conduzidas para uma análise detalhada, onde foram submetidas a uma caracterização via microscopia eletrônica de varredura com espectroscopia de energia dispersiva (MEV/EDS). Nesses ensaios foram obtidos imagens e espectros de energia dispersiva dos elementos componentes das partículas de *top-dross*.

5 RESULTADOS E DISCUSSÃO

Serão apresentados e discutidos nesta seção os resultados encontrados nas simulações física e computacional utilizando para parâmetros de processo para produção de materiais galvanizados conforme previsto na metodologia descrita na seção 4. São ainda comparadas diferentes condições de processo a fim de se identificar a influência da alteração do layout do pote de zinco no arraste de *dross* no material galvanizado a quente e indicar a melhor condição encontrada para o tipo de configuração de pote utilizado.

5.1 Validação da Simulação Computacional com a Simulação Física

Os resultados encontrados na simulação computacional foram validados com os resultados encontrados na simulação física. Para tanto foram comparados o perfil das velocidades e as velocidades desenvolvidas como previsto na metodologia na seção 4.1.

5.1.1 Comparação do perfil das velocidades

Nos resultados das simulações do modelo em 3D utilizando o software ANSYS FLUENT, foram observadas em plano no ponto médio entre as duas paredes laterais do pote de galvanização situações bem distintas no comportamento do escoamento do zinco fundido. Observou-se regiões com recirculação e com deslocamento retilíneo. Estes padrões de escoamento podem ser vistos na figura 5.1, onde as regiões identificadas de 1 a 6 serão discutidas a seguir através de uma comparação com os resultados da simulação física realizada no modelo em acrílico.

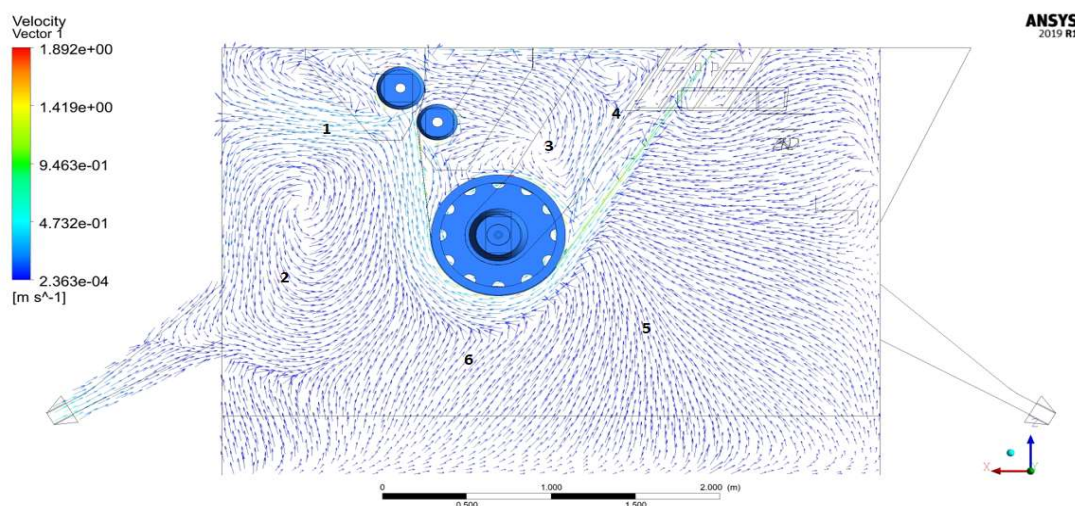


Figura 5.1 - Vetores de velocidade de deslocamento de zinco líquido observado em um plano localizado no meio do pote.

Durante as simulações, tanto física quanto matemática, um dos padrões de escoamento observado que se distingue dos demais foi o fluxo de zinco que é projetado a partir do encontro da tira com um dos rolos estabilizadores. O que se pode perceber nas duas simulações é que o fluido arrastado pela tira tem a passagem restringida por um dos rolos estabilizadores e então é projetado em direção à parede frontal do pote. Esta condição pode ser vista nas figuras 5.2 a) e 5.2 b), onde estão as imagens registradas nos dois tipos de simulação, física e computacional, identificada como região 1. Nesta posição, na figura 5.2 a), está o resultado visto no modelo físico a frio durante a injeção de partículas poliméricas em plano laser com a velocidade da tira a 11m/s. Na figura 5.2 b) está o detalhe do plano de corte do modelo em 3D do pote industrial construído para simulação matemática, com a velocidade da tira a 2,0m/s, onde pode ser visto que o perfil das velocidades nesta região é similar.

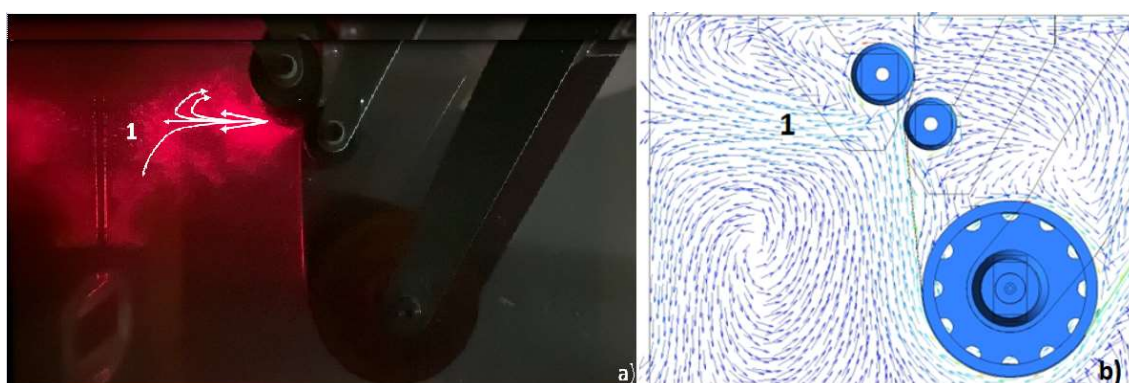


Figura 5.2– Resultados de similaridade entre as simulações física e computacional em um plano no centro do pote com detalhe da região 1.

Próxima da região 1, a região 2 também apresentou uma boa condição de similaridade quando comparados os resultados das simulações física e computacional. Pode-se perceber, observando as figuras 5.3 a) e 5.3 b), uma zona de recirculação produzida pelo fluxo arrastado pela tira e pelo fluido projetado na parede frontal do pote visto na região 1. É ainda possível perceber a entrada do fluido dentro do indutor de aquecimento do pote, confirmando a similaridade entre os dois modelos na interação do fluido arrastado pela tira, o fluido projetado na região 1 e o fluxo nos indutores do pote.

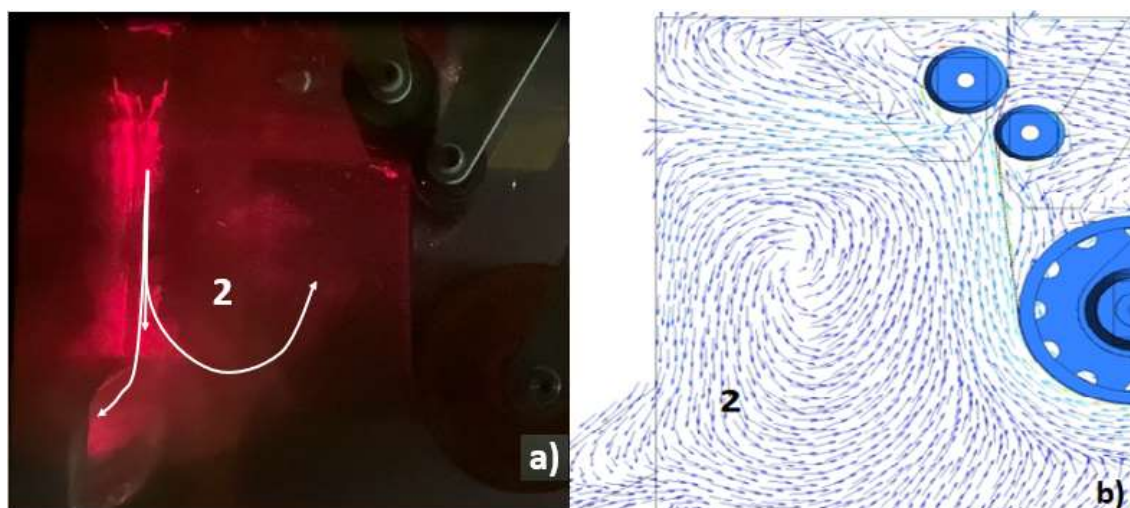


Figura 5.3 - Resultados de similaridade entre as simulações física e computacional em um plano no centro do pote com detalhe da região 2.

Na região 3, que se situa na “zona V” e exatamente sobre o rolo defletor submerso, também foi encontrada similaridade. Para evidenciar esta condição foram injetadas partículas sobre a superfície do rolo defletor, posicionado logo abaixo do rolo estabilizador. Observando o plano de projeção a laser pode-se perceber que as partículas foram arrastadas e seguiram o movimento da superfície do rolo e logo depois retornaram em direção ao ponto onde foram injetadas, porém em uma posição um pouco mais elevada. Com esta observação foi possível verificar um padrão de recirculação neste plano. Este padrão de recirculação também foi visto nos resultados da simulação computacional. Esses dois resultados de simulação podem ser vistos nas figuras 5.4 a) e 5.4 b).

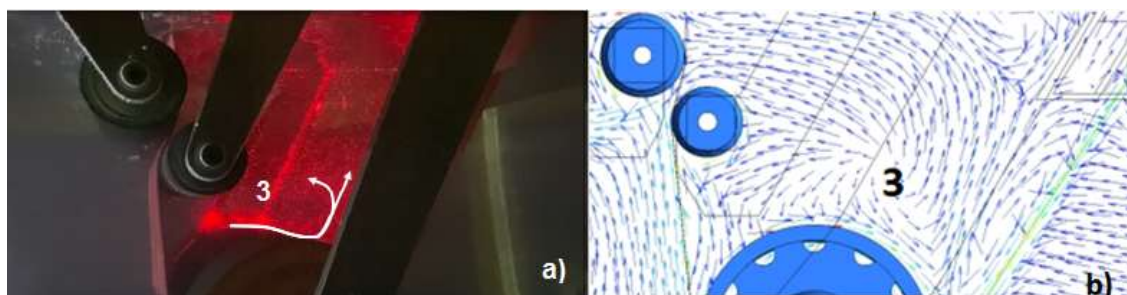


Figura 5.4 - Resultados de similaridade entre as simulações física e computacional em um plano no meio do pote com detalhe da região 3.

Próxima da região 3, na região 4 também situada na “zona V”, foi igualmente observada a similaridade nas simulações física e computacional. Observou-se que o fluido conduziu as partículas injetadas em uma direção contrária ao movimento da tira. Foi possível perceber ainda, na simulação física, que parte das partículas seguiram na direção ao *snout*, após serem injetadas na posição em que a tira encontra a superfície do rolo. A partir das figuras 5.5 a) e 5.5 b) é possível verificar essa similaridade observando a trajetória traçada pelas partículas na figura 5.5 a) e os vetores da figura 5.5 b). Nesta comparação pode ser percebido que o fluido arrastado pelo rolo, assim como o arrastado pela tira, ao serem restringidos pelo encontro da tira com o rolo são projetados em outras direções e uma destas direções é a direção contrária ao movimento da tira. Este fenômeno ocorreu tanto no modelo computacional, quanto no físico e foi visto como similaridades entre os dois modelos.

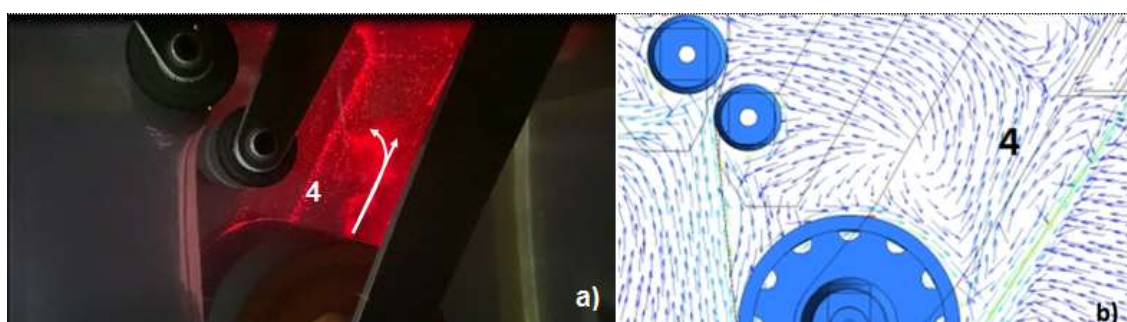


Figura 5.5 - Resultados de similaridades entre as simulações física e computacional em um plano no centro do pote com detalhes da região 4.

Na região 5, as partículas poliméricas foram injetadas na parte anterior à chegada da tira no rolo defletor submerso durante as simulações físicas. Foi observado que, imediatamente após a injeção, as partículas foram direcionadas para a tira, revelando assim o movimento do fluido

nesta direção. Isso também foi visto na simulação computacional, onde foi possível perceber que nesta região o fluido seguiu em direção à tira. Nas figuras 5.6 a) e 5.6 b), que são imagens de registro das simulações física e computacional, foi possível também perceber esta similaridade no perfil das velocidades do fluido.

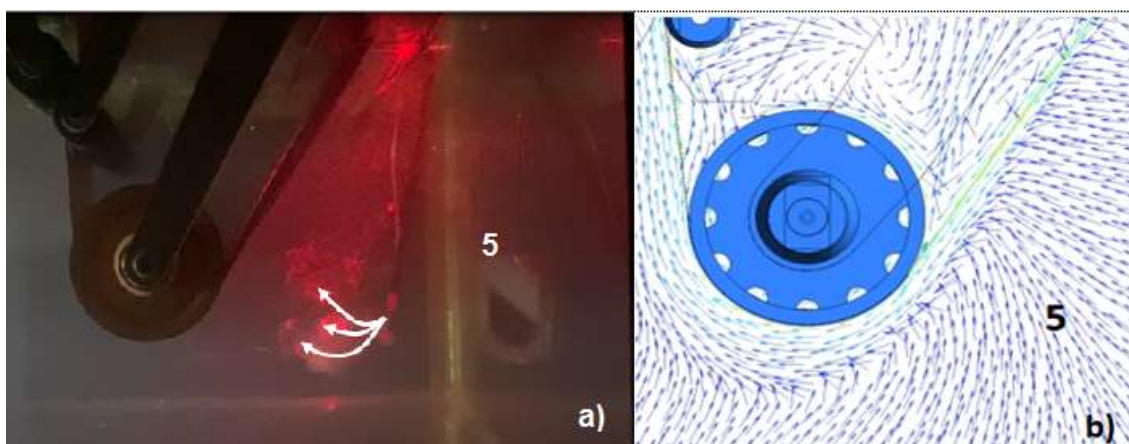


Figura 5.6 - Resultados de similaridade entre as simulações física e computacional em um plano no centro do pote com detalhe da região 5.

Abaixo do rolo defletor está a região identificada como região 6, que também foi escolhida para averiguação de similaridade entre as simulações com o modelo físico e o modelo matemático computacional. Nela existe uma mudança significativa de direção do fluido, o qual se movimenta para cima tendendo ir para a direita até se aproximar do rolo defletor, quando muda completamente de direção seguindo o movimento do rolo e da tira. Esta alteração de direção de movimento do fluido foi vista em ambos os modelos, físico e computacional, conforme pode ser observado nas figuras 5.7 a) e 5.7 b).

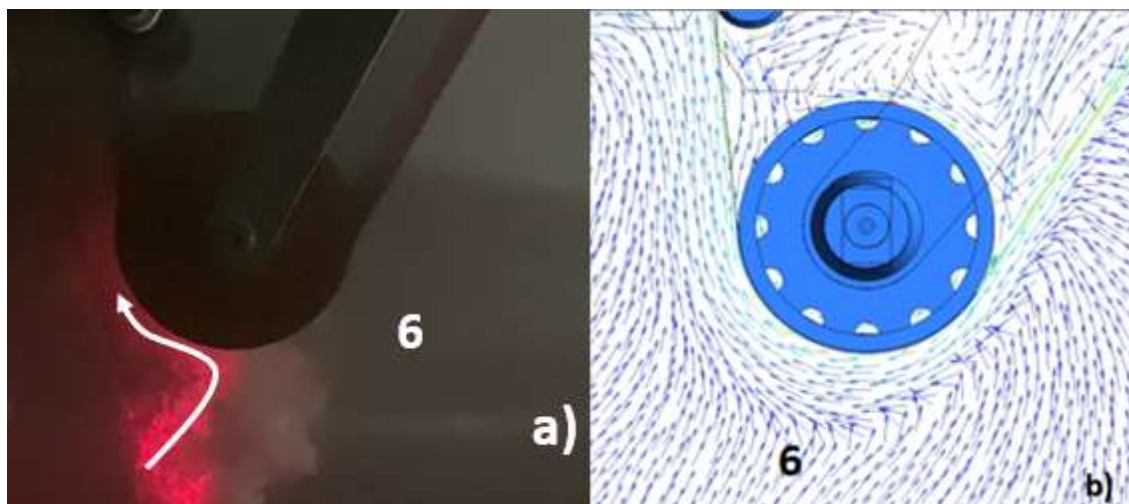


Figura 5.7 - Resultados de similaridade entre as simulações física e computacional em um plano no centro do pote com detalhe da região 6.

5.1.2 Comparação da velocidade de escoamento

Os resultados obtidos pela medição de velocidade do fluido com auxílio de um condutivímetro, também confirmaram a similaridade para validação das previsões do modelo computacional com o físico. Os resultados das velocidades encontradas apresentaram diferenças menores que 3,50%.

No plano localizado próximo à parede do pote, os valores de velocidade foram os menores encontrados, certamente pelo efeito do atrito com a parede e pelo desenvolvimento de camada limite de escoamento. Como pode ser visto na figura 5.8, no modelo computacional foram realizadas três medições (1a, 1b e 1c) medições de velocidades para obtenção da velocidade média, onde as direções e sentidos dos vetores indicaram um escoamento com comportamento linear neste plano. As velocidades encontradas foram 0,045m/s, 0,040m/s e 0,033m/s, resultando em uma velocidade média de 0,039m/s.

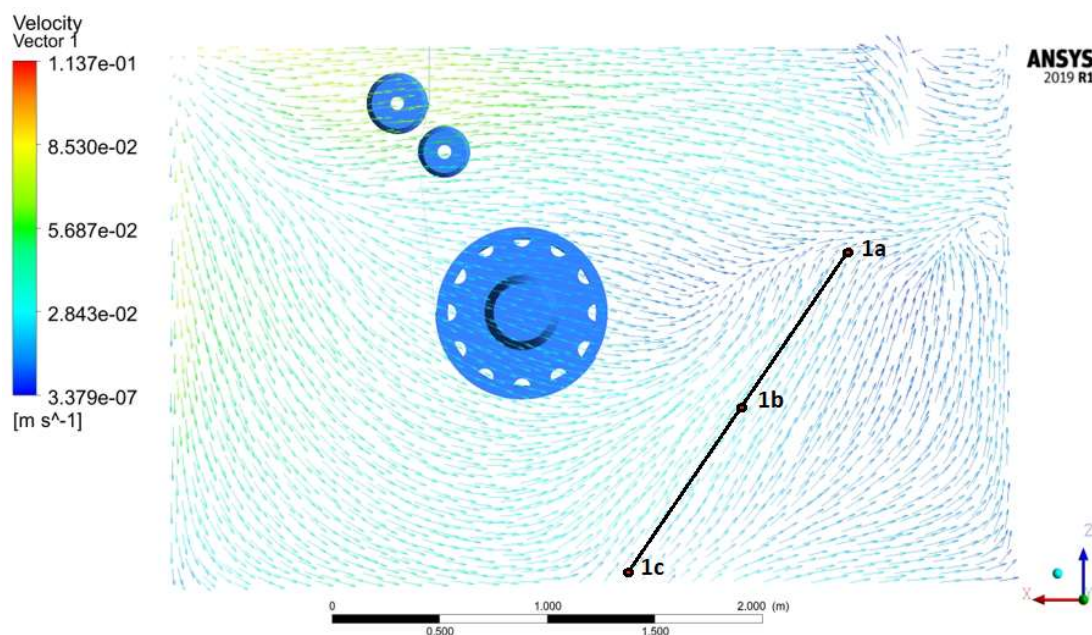


Figura 5.8 – Pontos de medição de velocidade em um plano localizado próximo à parede do pote.

Os resultados da medição de velocidade com a utilização do condutivímetro também confirmaram a similaridade encontrada nas comparações de perfil das velocidades. A injeção de solução de NaCl a 20% na água potável utilizada como fluido no modelo a frio espalhou-se com uma velocidade de aproximadamente 5,5 vezes maior que a velocidade obtida no modelo computacional. Como pode ser visto na figura 5.9, que se refere à medição da condutividade da água alterada pela injeção da solução de NaCl, entre o tempo 0 s (marca de tempo em que foi injetado a solução de NaCl) e o tempo de 1,74s não há alteração dos valores de condutividade. Contudo, a partir de 1,82s pode-se perceber uma alteração de 163 μS para 208 μS . A seguir, a condutividade é ainda mais elevada em função da chegada do fluido com maior concentração de NaCl, o qual foi conduzido até o eletrodo acoplado ao condutivímetro sem muita dissipação. À medida que a movimentação do fluido conduz a solução de NaCl para longe do condutivímetro, o valor de condutividade vai reduzindo.

A distância entre o ponto de injeção e a ponta do eletrodo acoplado ao condutivímetro foi de 0,4m. Relacionando a distância com o tempo para alteração da condutividade a partir do momento de injeção (0,4 m/1,82 s), tem-se uma velocidade resultante de 0,212m/s, o que é 5,54 vezes maior que a velocidade medida no modelo computacional. Esse valor é bastante próximo do esperado, igual a 5,51 vezes.

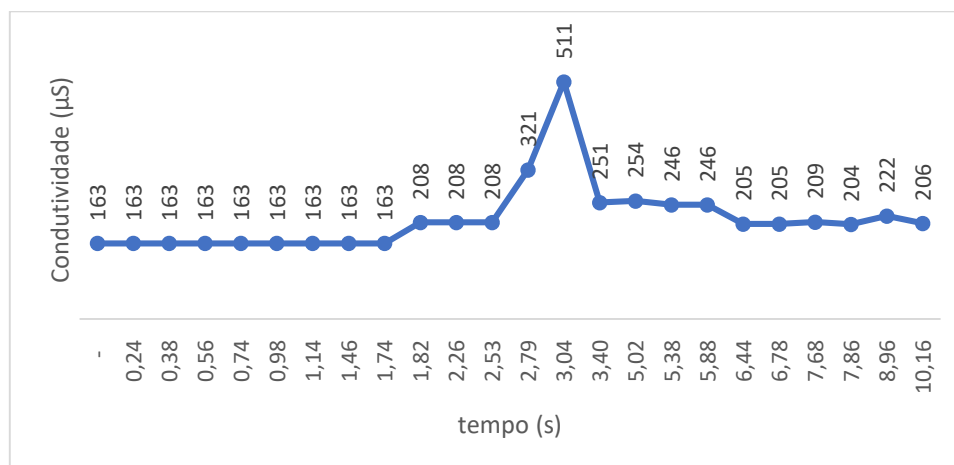


Figura 5.9 – Medição de velocidade no modelo físico em um plano localizado próximo a parede do pote.

No plano próximo aos braços de sustentação dos rolos estabilizadores, foram realizadas também três medições de velocidade (2a, 2b e 2c). Os valores de velocidade encontrados foram respectivamente 0,017m/s, 0,014m/s e 0,015m/s, o que resulta em uma velocidade média de 0,015m/s. Na figura 5.10, onde está o plano referido, estão os pontos de medições das velocidades medidas, os quais foram escolhidos por também estarem uma direção de deslocamento de fluido que tende a um movimento linear.

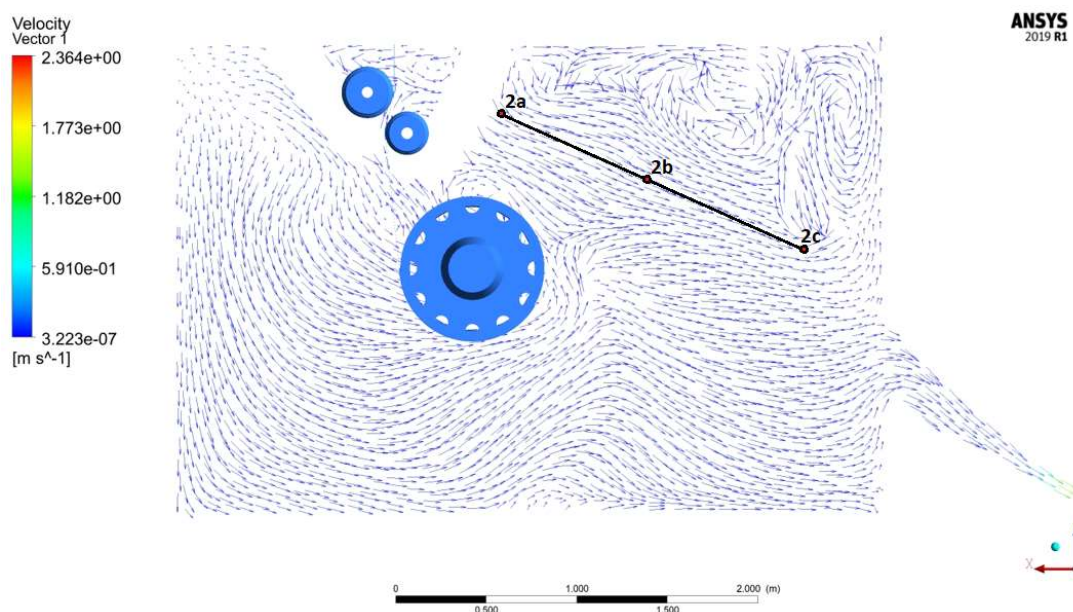


Figura 5.10 – Pontos de medição de velocidade em um plano localizado próximo aos braços dos rolos submersos do pote.

Assim como no plano próximo à parede do pote, a medição de velocidade foi realizada também para este plano próximo aos braços dos rolos submersos, através de três medições. Observou-se que a velocidade nesta região é um pouco inferior quando comparada com a região próxima à parede. Nesta condição, a solução de NaCl foi injetada próxima aos braços dos rolos estabilizadores e o eletrodo do condutivímetro posicionado próximo à entrada do indutor. Entre o momento de injeção de solução de NaCl e a detecção da alteração de condutividade foram transcorridos 4,90s e a distância entre o ponto de injeção e o eletrodo do condutivímetro foi de 0,4m. Relacionando a distância e tempo obteve-se uma velocidade de 0,082m/s, valor 5,33 vezes maior que a velocidade encontrada no modelo computacional. Novamente, esse valor mostrou-se bastante próximo do esperado que era de 5,51 vezes.

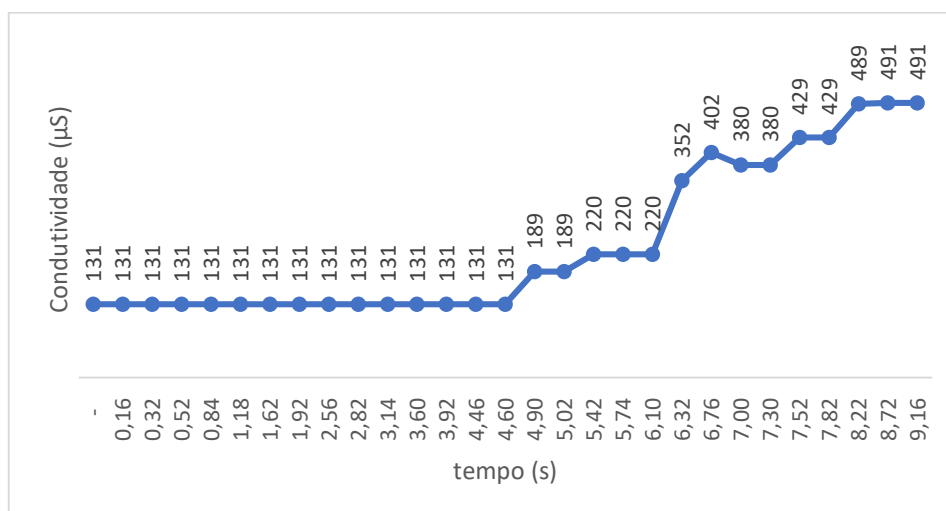


Figura 5.11 – Medição de velocidade no modelo físico em um plano localizado próximo aos braços dos rolos submersos do pote.

O último plano onde foram realizadas amostragens e medições de velocidade foi o plano compreendido no ponto médio entre as paredes laterais do pote. Neste plano foram determinadas as velocidades em três regiões onde o deslocamento de fluido apresentou tendência linear. Como pode ser visto na figura 5.12, os pontos de amostragem de velocidade no modelo computacional, identificados na figura como 3a, 3b e 3c, foram no fluxo projetado pelo encontro da tira com um dos rolos estabilizadores. Na região anterior a tira até a parede do pote a amostragem foi realizado nos pontos identificados na figura como 4a a 4e. E na região anterior da tira até a parte mais profunda dessa mesma parede a amostragem foi realizado nos

pontos identificados na figura como 5a a 5d. As medições de velocidade nos pontos localizados neste plano para a posição 3 foram, respectivamente para os pontos a, b, c e d, 0,099m/s, 0,188m/s, 0,246m/s e 0,302m/s. Para a posição 4 foram 0,071m/s, 0,049m/s, 0,050m/s, 0,050m/s e 0,045m/s. Para a posição 5 foram 0,0449m/s, 0,0531m/s, 0,0532m/s e 0,0447m/s. Sendo assim as velocidades médias para os pontos amostrados foram: na posição 3 foi de 0,2090m/s, para a posição 4 0,0498m/s e para a posição 5 0,0489m/s.

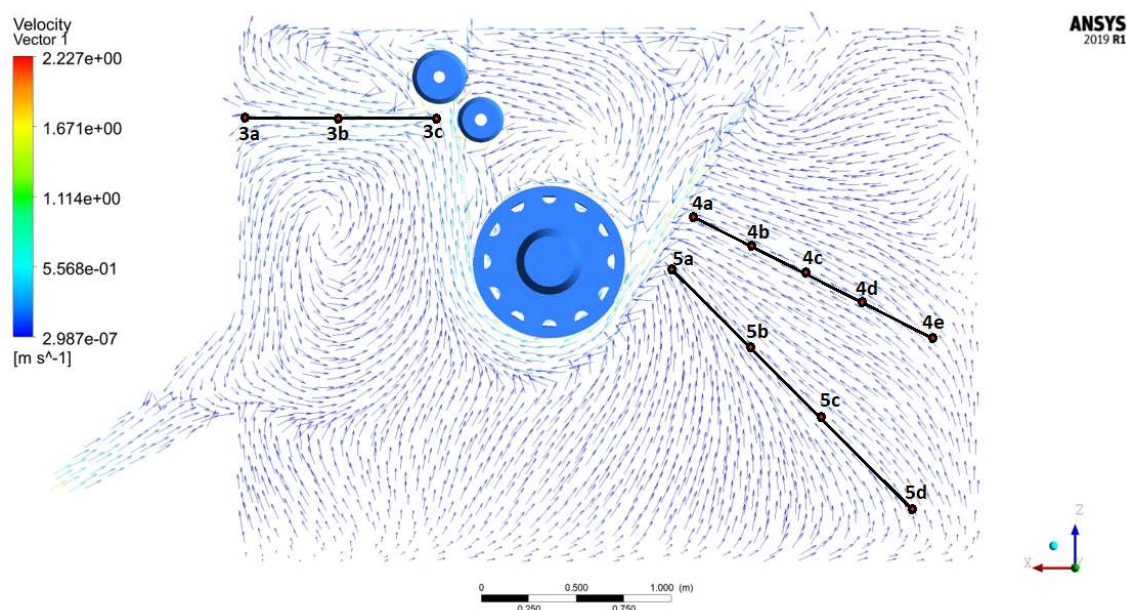


Figura 5.12 – Pontos de medição de velocidade em um plano localizado no ponto médio entre as paredes laterais do pote.

Aplicando a mesma técnica de medição de velocidade utilizada nos outros dois planos, foi possível verificar que as velocidades no plano localizado no centro do pote foram muito próximas às velocidades encontradas nos mesmos pontos amostrados no modelo computacional. Cada medição foi realizada em triplicata, foram encontradas, contudo, dificuldades para medição da velocidade de escoamento do fluido proveniente do encontro da tira com um dos rolos estabilizadores, pois nessa região a velocidade é muito alta e qualquer variação na posição, tanto do eletrodo acoplado ao condutivímetro quanto do duto capilar de injeção, alterava o valor de velocidade a. Para solucionar essa limitação, tanto o eletrodo quanto o duto capilar foram fixados no modelo a frio.

As outras duas medições realizadas neste plano não apresentaram o mesmo grau de dificuldade e os valores foram obtidos sem maiores limitações. Nas figuras 5.13, 5.14 e 5.15 estão os dados

de velocidade para as posições 3, 4 e 5 medidas no modelo computacional. Para a posição 3, o tempo compreendido entre a injeção de NaCl a 20% e a detecção da alteração da condutividade do fluido foi de 0,17 s e a distância entre a ponta do capilar de injeção e o eletrodo com condutivímetro era de 0,2 m. Isso resulta em uma velocidade de 1,18m/s, o que representa 5,63 vezes mais do que a velocidade do modelo computacional. Para a posição 4, o tempo compreendido entre a injeção de NaCl a 20% e a detecção da alteração da condutividade do fluido foi de 1,12 s e a distância entre a ponta do capilar de injeção e o eletrodo com condutivímetro era de 0,3m, o que resulta em uma velocidade de 0,267 m/s e, representa 5,37 vezes a velocidade encontrada no modelo computacional. Para a posição 5, o tempo entre a injeção e detecção foi de 1,50 s com uma distância entre a injeção e o eletrodo de 0,4m, sendo assim a velocidade medida neste ponto igual a 0,266m/s, o que corresponde a 5,45 vezes mais que a velocidade encontrada no modelo. Todas as velocidades determinadas se mostraram, portanto, muito próximas do esperado (5,51 vezes).

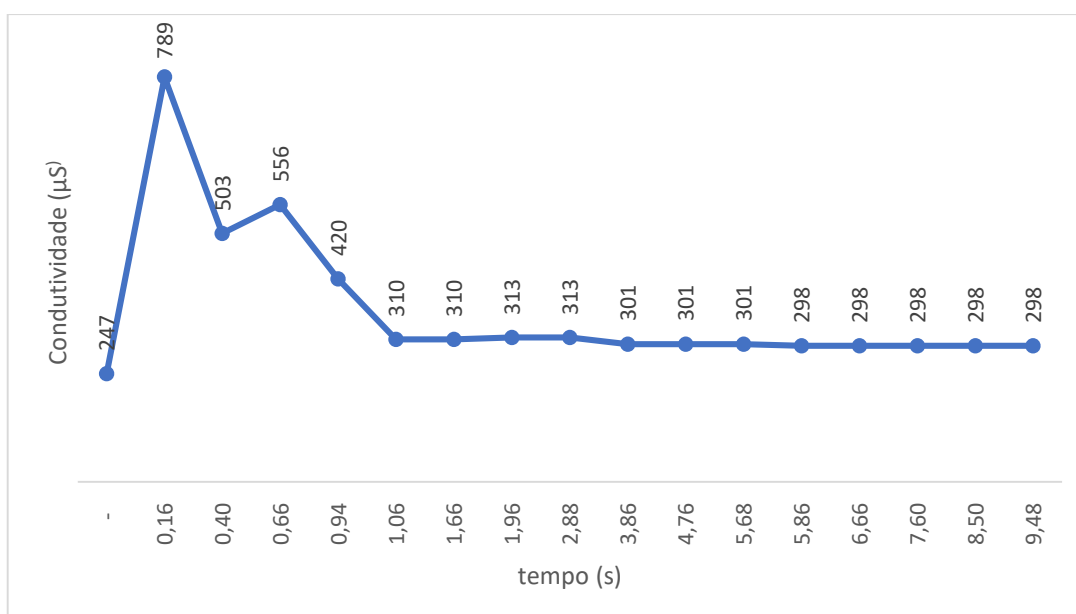


Figura 5.13 – Medição de velocidade no modelo físico em um plano localizado no ponto médio entre as paredes laterais do pote na posição 3.

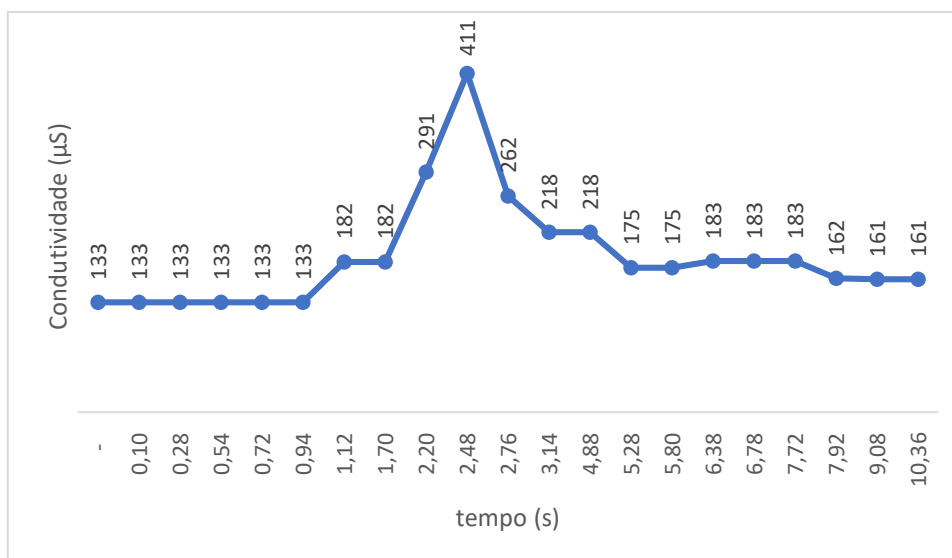


Figura 5.14 – Medição de velocidade no modelo físico em um plano localizado no ponto médio entre as paredes laterais do pote na posição 4.

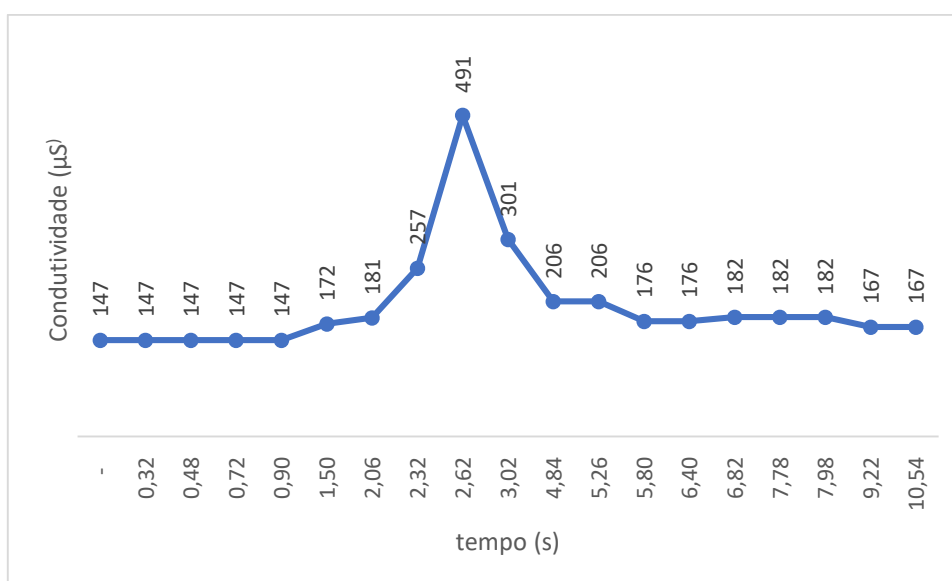


Figura 5.15 – Medição de velocidade no modelo físico em um plano localizado no ponto médio entre as paredes laterais do pote na posição 5.

Para melhor entendimento da comparação dos resultados de velocidades encontradas no modelo computacional e físico os dados foram agrupados na tabela V.1.

Tabela V.1 Comparação das medições de velocidade encontradas no modelo computacional e físico.

| Posição do plano | Posição no plano | Velocidade no modelo computacional | Velocidade no modelo físico | Razão de proporção | Valor esperado | Diferença entre os valores |
|--------------------|------------------|------------------------------------|-----------------------------|--------------------|----------------|----------------------------|
| Próximo a parede | Única | 0,039m/s | 0,219m/s | 5,54 | 5,51 | 0,55% |
| Próximo aos braços | Única | 0,015m/s | 0,081m/s | 5,33 | 5,51 | 3,26% |
| Centro do pote | 3 | 0,209m/s | 1,180m/s | 5,63 | 5,51 | 3,17% |
| | 4 | 0,049m/s | 0,267m/s | 5,37 | 5,51 | 2,54% |
| | 5 | 0,048m/s | 0,266m/s | 5,45 | 5,51 | 1,08% |

5.2 Análise de validação entre modelo físico e computacional

Para atender os critérios de similaridade cinemática, aplicou-se a formulação de Reynolds obtendo-se uma velocidade para o modelo físico em relação à escala industrial de 5,51 vezes, como visto na seção 4.1.2. Então, partindo do princípio de que o modelo físico representa o equipamento industrial, a validação do modelo computacional foi realizada comparando-se o perfil das velocidades e as velocidades desenvolvidas entre modelo computacional e modelo físico. Sendo assim, como o que foi visto nas seções 5.1.1 e 5.1.2, mostrou-se similaridades tanto no perfil das velocidades quanto nos valores proporcionais de velocidade. Pode-se, portanto, a partir desses resultados, entender que o modelo computacional foi validado através do modelo físico.

5.3 Resultado para Simulação com Modelo Matemático Alterando a Posição dos Indutores Elétricos de Aquecimento - caso 1

A simulação proposta para o caso 1 teve como objetivo comparar o perfil das velocidades e de destino de partículas de *top-dross* com a alteração do *layout* do pote através da modificação da posição dos indutores elétricos de aquecimento do banho de zinco.

Realizando a simulação com os dois tipos de pote, a malha do pote tipo A foi constituída de 1.692.309 elementos de volume formados por 6.335.290 nós, enquanto para o pote tipo B a

malha ficou com 1.661.580 elementos de volume formados por 6.211.058 nós. Para ambos os casos o tipo de elemento utilizado foi o poliédrico.

5.3.1 Comparação do perfil das velocidades

Comparando o perfil de escoamento dos dois tipos de configuração de pote pode-se perceber que o pote A, com indutores laterais (Figura 5.16), apresenta um fluxo de zinco dos indutores em direção à parte inferior da tira (região 1 e 2). Na região onde a tira entra no banho, os vórtices formam-se abaixo do cruzamento dos fluxos (região 3 e 4). Na figura 5.17, referente ao pote B, percebe-se uma zona de fluxo ascendente do fundo do pote para a parte inferior da região onde a tira entra no banho (região 5). Diferentemente do pote A, onde as regiões com formação de vórtices (6, 7 e 8) estão mais próximas ao fundo do pote.

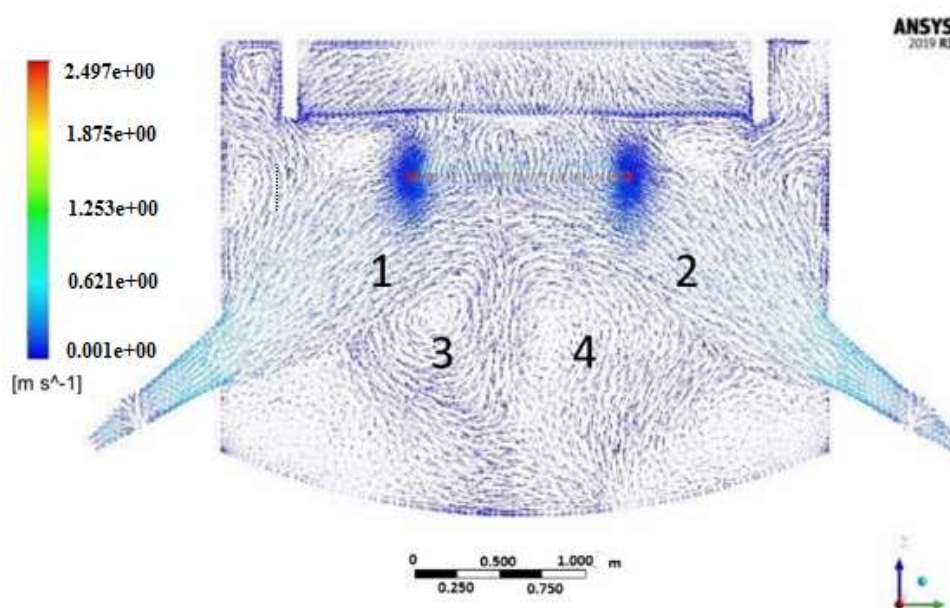


Figura 5.16 - Vista frontal do pote A com indutores laterais à tira.

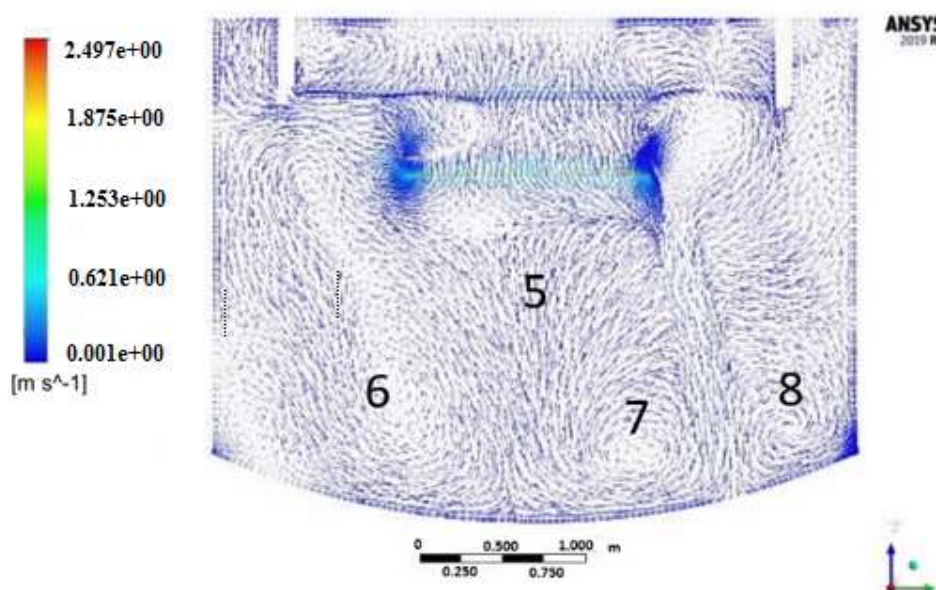


Figura 5.17 - Vista frontal do pote B com indutores frontais à tira.

Comparando as figuras 5.18 e 5.19, com as imagens obtidas observando-se a face lateral dos potes A e B, verifica-se que as regiões 9 do pote A e 12 do pote B, apesar de estarem na mesma posição, possuem perfil de escoamento diferentes. Na região 9, há formação de vórtices, enquanto na região 12 há um fluxo ascendente. Na comparação entre as regiões 10 e 13, percebe-se que no pote A os vetores de velocidade estão com uma densidade de aglomeração menor, isto indica que estão ortogonais ao ponto de observação, com uma pequena parcela sendo direcionada para dentro do *snout*. No pote B, os vetores estão paralelos ao ponto de observação e grande parte sendo direcionados para tira e para dentro do *snout*. Nas regiões 11 e 14 mapeadas, verifica-se um fluxo paralelo ao ponto de observação no pote A, enquanto no pote B, o fluxo está em boa parte no sentido ortogonal.

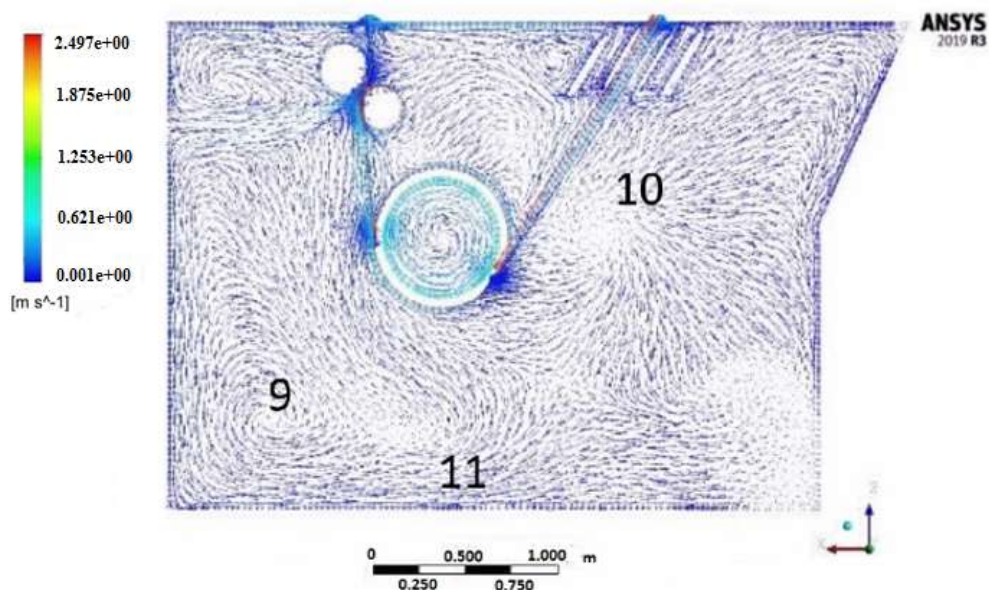


Figura 5.18 - Vista lateral do pote A com indutores laterais à tira.

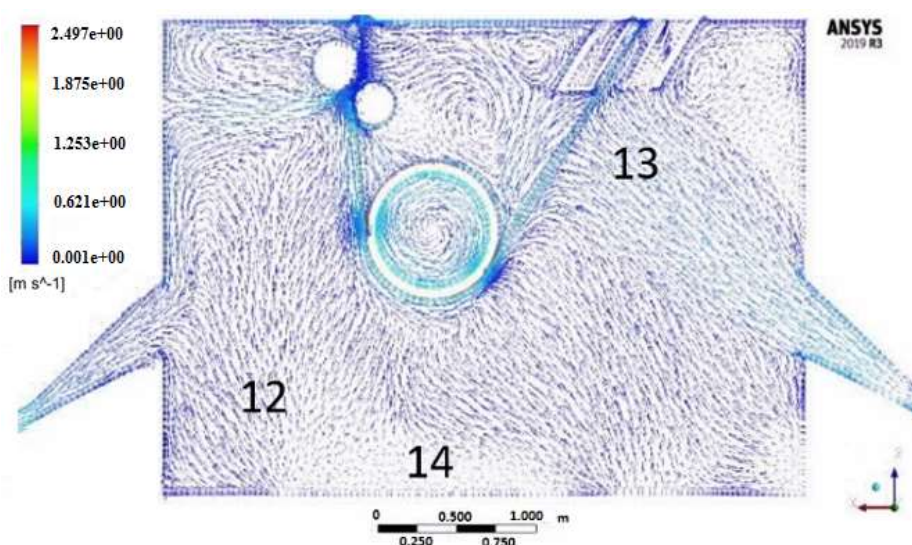


Figura 5.19 - Vista lateral do pote B com indutores frontais à tira.

5.3.2 Efeito na trajetória de partículas de *top-dross*

Na simulação do deslocamento das partículas de *top-dross* utilizando o método Lagrangeano, foi possível verificar que, apesar das partículas possuírem densidade bem menor que o banho, elas se deslocam por todo o volume de zinco. Observou-se que as partículas foram arrastadas pelas correntes de fluxo produzidas pela movimentação da tira, dos rolos e dos indutores

elétricos. As partículas com diâmetros maiores precipitaram na superfície do banho de forma mais rápida, enquanto as partículas menores ficaram mais tempo suspensas no banho de zinco até encontrarem a superfície. Essa diferença de comportamento entre o escoamento das partículas é explicada pela força de empuxo que atua de forma mais significativa em corpos de maior volume quando comparados àqueles de menor volume e mesma densidade. Nas figuras 5.20, 5.21, 5.22 e 5.23, são mostrados os caminhos traçados pelas partículas de $20\mu\text{m}$ e $500\mu\text{m}$ até serem arrastadas pela tira ou irem para a superfície do banho. As partículas de $20\mu\text{m}$ foram injetadas na região conhecida como “zona V” por ser esta região delineada pela tira e, consequentemente, possuir maior presença de Fe para início da formação das partículas de *top-dross*. Já as de $500\mu\text{m}$ foram dispersas aleatoriamente no interior do banho, pois nesta dimensão elas já estão livres dos vórtices e se deslocam pelo banho de zinco.

Observando as figuras 5.20 e 5.21, percebe-se que as partículas de $20\mu\text{m}$ possuem caminhos mais sinuosos no pote A, pois são mais afetadas pelos vórtices presentes do banho. Já para as partículas de $500\mu\text{m}$, os caminhos traçados são mais verticalizados e menos sinuosos com o menor tempo de residência de partícula dentro do banho de zinco.

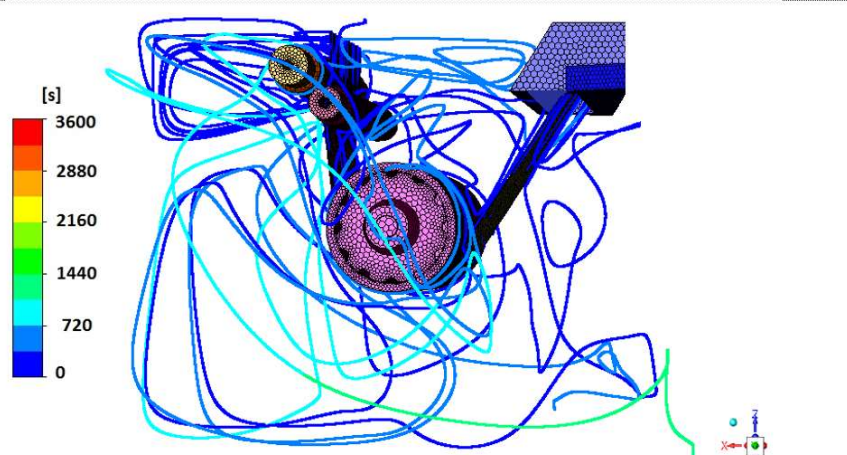


Figura 5.20 - Tempo de residência das partículas de *top-dross* de $20\mu\text{m}$ no banho de zinco e o caminho traçado por elas no interior do pote tipo A.

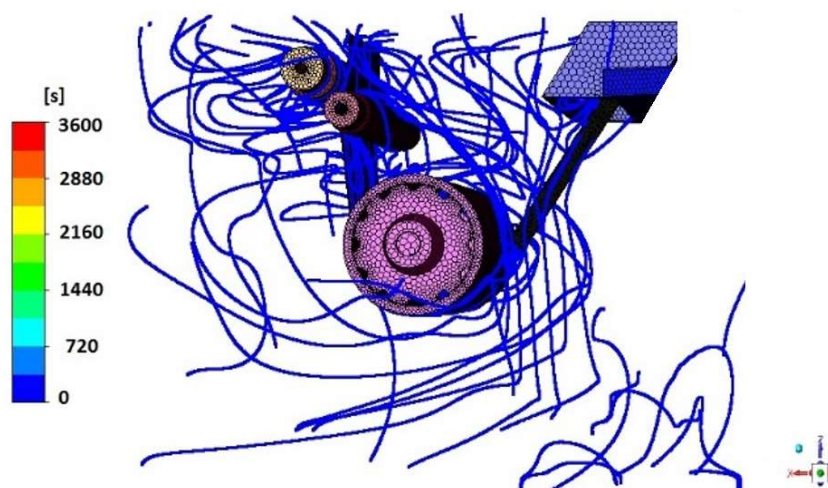


Figura 5.21 - Tempo de residência das partículas de *top-dross* de 500 μm no banho de zinco e o caminho traçado por elas no interior do pote tipo A.

O mesmo pode ser observado no pote B, a partir das figuras 5.22 e 5.23, em que as partículas menores percorrem caminhos mais longos dentro do banho aumentando seu tempo de residência.

Comparando as duas configurações de pote, pode-se perceber que, principalmente para as partículas de 20 μm , no pote A há caminhos menos sinuosos traçados que no pote B. Já para partículas de 500 μm essa diferença, apesar de existir, não é tão evidente.

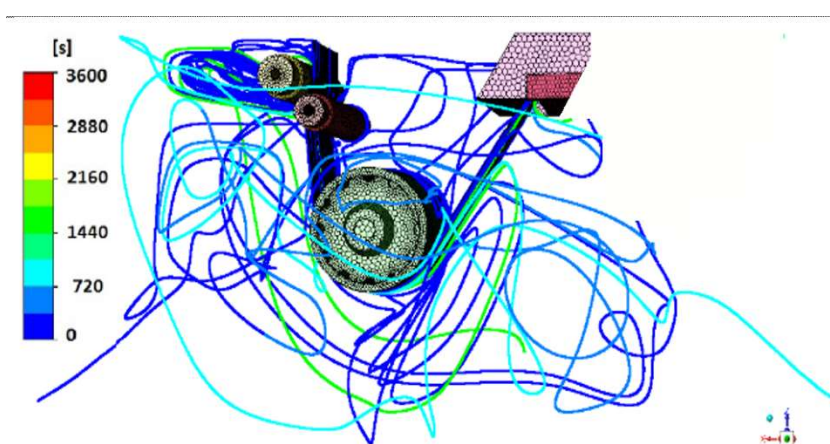


Figura 5.22 - Tempo de residência das partículas de *top-dross* de 20 μm no banho de zinco e o caminho traçado por elas no interior do pote tipo B.

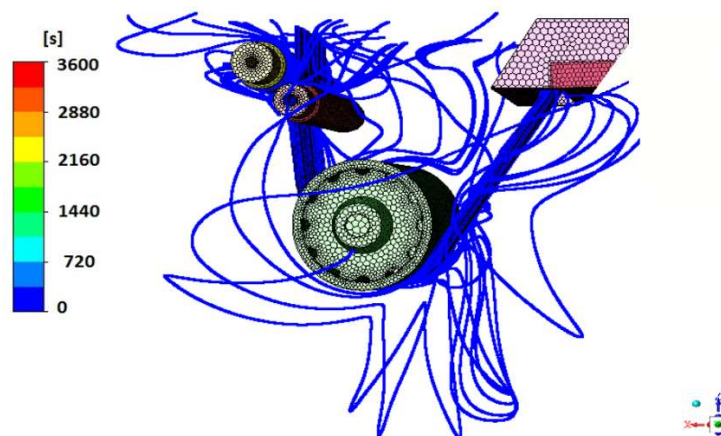


Figura 5.23 - Tempo de residência das partículas de *top-dross* de 500µm no banho de zinco e o caminho traçado por elas no interior do pote tipo B.

Alguns trabalhos sugerem que as partículas de *dross* são formadas e coalescem no interior dos vórtices existentes no banho. Segundo SAWAITUL *et al.* (2012), quando essas partículas atingem um tamanho superior a 20µm, elas saem destes vórtices e transitam pelo banho até serem arrastadas pela tira. Nas tabelas V.2 e V.3, é possível verificar o destino das partículas de diferentes diâmetros nos dois tipos de pote. É possível perceber em ambas as configurações que as partículas de maior diâmetro vão para a superfície do banho em maior número, enquanto as partículas com menores diâmetros encontram a tira no interior do banho de forma mais constante, aumentando o risco de serem arrastadas pela tira. Outro fato que pode ser claramente percebido é a maior quantidade de partículas maiores de *top-dross* precipitadas na superfície do banho no interior do *snout* do pote B quando comparada à pote A. A precipitação de partículas de dimensões maiores nesta região pode representar um acúmulo de *top-dross* muito próximo à tira e que, conseqüentemente, resultará em arraste dessas partículas.

Ainda analisando os dados das tabelas V.2 e V.3, pode-se verificar que a quantidade de partículas de *top-dross* que encontraram a tira na região 1, na configuração do pote A, é superior à quantidade de partículas que encontram a tira na mesma região do pote B. Esse fato também pode representar um potencial risco de arraste de *dross*, uma vez que a tira na região 1 é anterior ao rolo defletor submerso, o que significa que se as partículas forem fixadas na superfície do material em processo por este rolo, certamente serão arrastadas dando origem ao defeito de arraste de *dross*.

A tira na região 4 não foi considerada como capaz de arrastar partículas e por isso não está nas tabelas V.2 e V.3. As outras regiões da tira na configuração do pote A possuem em média mais chance de arraste de partículas de *top-dross* do que na configuração do B.

Tabela V.2 – Destino das partículas de *top-dross* simulando 1h de processo no Pote A.

| Partícula µm | Total | Destinou-se à | | Encontrou a | | | Ainda em trânsito |
|-----------------|-------|------------------------|--|-------------|--------|--------|----------------------|
| | | superfície do banho | superfície do banho no <i>snout</i> | tira 1 | tira 2 | tira 3 | |
| 20 | 610 | 18% | 0% | 41% | 21% | 14% | 6% |
| 250 | 610 | 29% | 4% | 26% | 21% | 14% | 7% |
| 500 | 876 | 63% | 6% | 8% | 1% | 1% | 22% |
| 1000 | 876 | 61% | 7% | 8% | 2% | 1% | 21% |

Tabela V.3 – Destino das partículas de *top-dross* simulando 1h de processo no Pote B

| Partícula µm | Total | Destinou-se à | | Encontrou a | | | Ainda em trânsito |
|-----------------|-------|------------------------|--|-------------|--------|--------|----------------------|
| | | superfície do banho | superfície do banho no <i>snout</i> | tira 1 | tira 2 | tira 3 | |
| 20 | 567 | 18% | 0% | 40% | 23% | 16% | 3% |
| 250 | 567 | 28% | 0% | 32% | 23% | 16% | 2% |
| 500 | 866 | 56% | 10% | 4% | 1% | 1% | 28% |
| 1000 | 866 | 62% | 12% | 3% | 3% | 1% | 18% |

Com os resultados dessa simulação computacional de escoamento fluidodinâmico das partículas de *dross* utilizando o software ANSYS FLUENT, foi possível verificar que a posição dos indutores elétricos de aquecimento altera significativamente o fluxo de zinco líquido no interior do pote, mudando a posição de formação de vórtices e o caminho percorrido por partículas de *top-dross*. Verificou-se ainda que as partículas maiores que foram para superfície do banho percorreram um caminho menor que as partículas de menores diâmetro. Entretanto, essas partículas maiores ficaram em maior quantidade em trânsito no banho de galvanização após simulado 1h de processo industrial.

Foi possível também observar que no pote A há um potencial aumento do risco de a tira arrastar as partículas de *dross* fixadas na sua superfície pelo rolo defletor submerso e também nas demais regiões da tira, o que possivelmente pode ser alterado variando a distância entre a saída dos indutores e a tira submersa no banho. Já no pote B, foi identificado um maior risco de precipitação de *top-dross* no interior do *snout*, o que ter consequências mais graves, uma vez

que o acúmulo de *dross* no interior do *snout* poderia inviabilizar a produção de materiais de qualquer nível de exigência de qualidade superficial.

A alteração da posição dos indutores no pote de zinco seria inviável para qualquer linha de galvanização, uma vez que eles fazem parte da estrutura do pote que é revestida internamente de tijolos refratários. Já a alteração de posição dos rolos e da tira, em relação aos indutores, poderia ser viável com a realocação das bases de fixação dos rolos e alteração do ângulo de entrada da tira no banho. Para tanto, seria necessário um maior aprofundamento através de outros estudos focados nesse tema.

5.4 Resultado para Simulação com Modelo Matemático Invertendo a Posição dos Rolos Estabilizadores - caso 2

A simulação proposta para o caso 2 foi a de comparar o perfil das velocidades e de destino de partículas de *top-dross* com a alteração do layout do pote invertendo a posição dos rolos estabilizadores da tira submersos no banho de zinco. Estes rolos têm a função de estabilizar a tira além de auxiliar na correção da forma, deixando-a mais plana para melhorar o controle da espessura de revestimento de zinco.

5.4.1 Comparação do perfil das velocidades

Com a inversão de posição entre os dois rolos estabilizadores no modelo computacional, foi possível observar algumas mudanças no perfil das velocidades do zinco e as principais mudanças estão na “zona V”, no fluxo de zinco projetado pelo encontro da tira com um dos rolos estabilizadores e na região anterior do *snout*. Nas figuras 5.24 e 5.25 estão os resultados dos padrões de escoamento encontrados no plano do centro do pote e equidistantes das suas paredes laterais. Nelas é possível observar que, na região identificada como região A (Figura 5.24), o fluxo de zinco projetado pelo encontro da tira com um dos rolos estabilizadores está em uma posição mais elevada em relação ao fundo do pote. Se for comparada com a mesma região da figura 5.25, que possui os rolos estabilizadores invertidos em relação à figura anterior, é diferente quando em posição invertida.

Na região B, também conhecida como “zona V”, há uma mudança no perfil das velocidades, especialmente o fluxo de zinco projetado pelo encontro da tira como o rolo defletor. Enquanto na figura 5.24 este fluxo retorna em sentido contrário ao movimento da tira, se curvando à esquerda, indo em direção à tira por sobre o rolo estabilizador. Na figura 5.25 este fluxo curva-se à esquerda sem percorrer (antes) o caminho contrário ao movimento da tira. Na região identificada como região C, próxima à região de fusão do lingote de zinco, a alteração no perfil das velocidades é bem nítida. Na Figura 5.24 os vetores de velocidade indicam um fluxo que segue verticalmente paralelo à parede e imediatamente curva-se para esquerda seguindo em direção ao *snout* e à tira. Já na Figura 5.25, parte do fluxo segue verticalmente para cima, outra parte para baixo e apenas uma parte segue em direção à tira e em outras direções não paralelas ao plano observado.

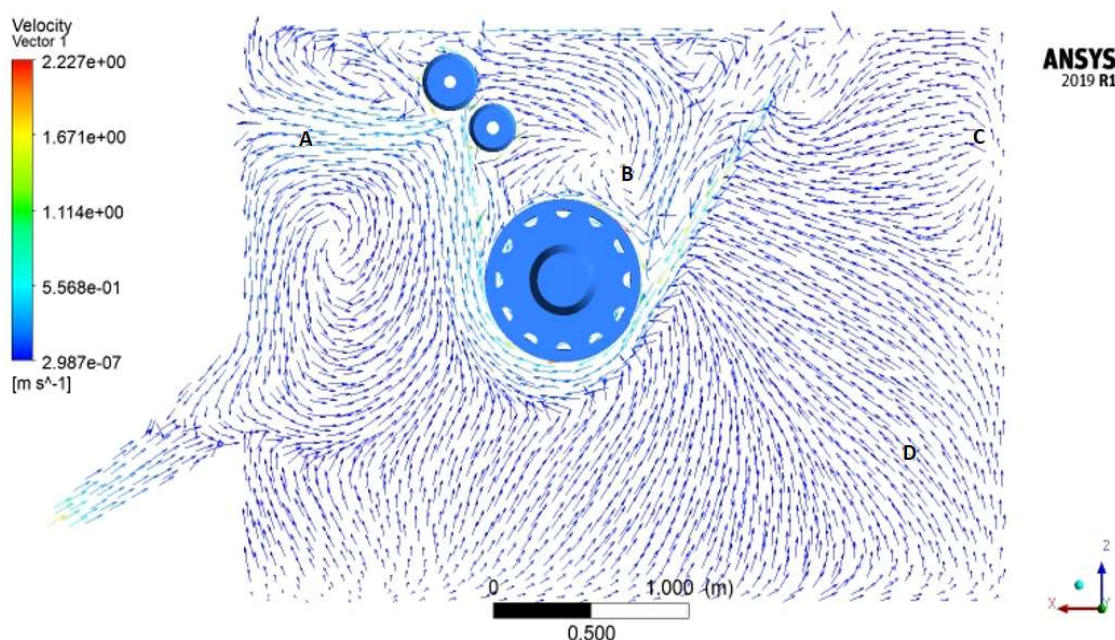


Figura 5.24 – Perfil das velocidades em um plano localizado no ponto médio entre as paredes laterais do pote com os rolos estabilizadores em posição normal.

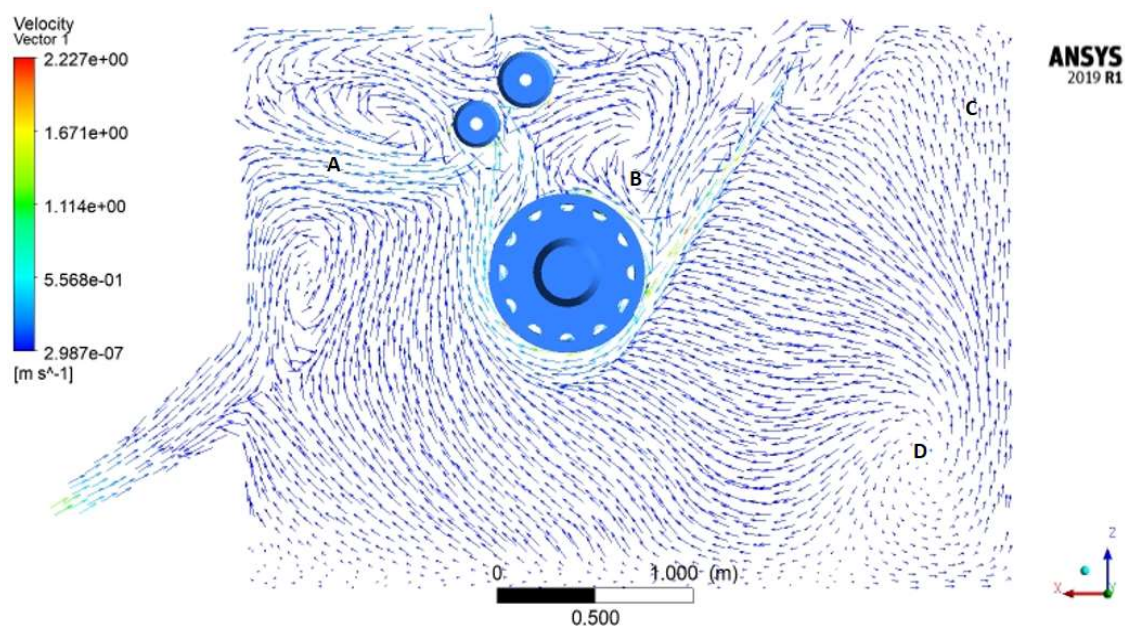


Figura 5.25 – Perfil das velocidades em um plano localizado no ponto médio entre as paredes laterais do pote com os rolos estabilizadores em posição Invertida.

5.4.2 Efeito na trajetória das partículas de *top-dross*

Uma vez que este estudo busca entender como a alteração de *layout* do pote pode interferir no perfil das velocidades e como esta alteração de escoamento pode influenciar no destino das partículas de *top-dross*, a tira em processo foi dividida em 4 partes. A parte 1 é a que entra no pote e está antes do rolo defletor, a parte 2 é a tira que está entre o rolo defletor e o 1º rolo estabilizador, a parte 3 é a tira que está entre os 2 rolos estabilizadores e a parte 4, está em sequência à parte 3 e inicia após o 2º rolo estabilizador, saindo do pote.

Como pode ser visto na comparação dos dados obtidos e que estão nas tabelas V.4 e V.5, a alteração no *layout* do pote com a inversão dos rolos estabilizadores muda o perfil das velocidades e esta alteração muda a posição em que as partículas de *dross* encontram a tira. Nessa comparação, percebe-se que o tempo de residência das partículas de *top-dross* no pote com os rolos estabilizadores invertidos é maior, pois a quantidade de partículas ainda em trânsito depois de um tempo equivalente a 30 minutos de produção industrial é superior à outra condição. Outra diferença se refere à quantidade de partículas de *top-dross* que encontram a tira nas regiões 1 e 2, que na condição dos rolos estabilizadores invertidos este valor é 30% menor que na outra condição. Entretanto, na região 3 da tira esta condição se inverte e a quantidade de partículas que a encontram quando se utiliza os rolos estabilizadores invertidos é 50% maior.

Para as condições investigadas quanto à região de precipitação das partículas de *top-dross* na superfície do banho de zinco, não foram observadas alterações significativas. Ademais, a tira na região 4 não foi considerada como capaz de arrastar partículas e por isso não está nas tabelas V.4 e V.5.

Tabela V.4 - Destino das partículas de *top-dross* com os rolos estabilizadores na posição normal.

| Partícula µm | Total | Destinou-se à | | Encontrou a | | | Ainda em trânsito |
|-----------------|-------|------------------------|--|-------------|--------|--------|----------------------|
| | | superfície do banho | superfície do banho no <i>snout</i> | tira 1 | tira 2 | tira 3 | |
| 20 | 610 | 18% | 0% | 41% | 21% | 14% | 6% |
| 250 | 610 | 29% | 4% | 26% | 21% | 14% | 7% |
| 500 | 876 | 63% | 6% | 8% | 1% | 1% | 22% |
| 1000 | 876 | 61% | 7% | 8% | 2% | 1% | 21% |

Tabela V.5 - Destino das partículas de *top-dross* com os rolos estabilizadores na posição invertida.

| Tamanho da partícula | Total | Destinou-se à | | Região que o <i>dross</i> encontrou a tira | | | Ainda em trânsito |
|-------------------------|-------|------------------------|--|---|--------|--------|----------------------|
| | | superfície do banho | superfície do banho no <i>snout</i> | Tira 1 | Tira 2 | Tira 3 | |
| 20 | 610 | 17% | 0% | 34% | 19% | 17% | 6% |
| 250 | 610 | 28% | 4% | 23% | 19% | 16% | 7% |
| 500 | 876 | 62% | 6% | 7% | 0% | 1% | 22% |
| 1000 | 876 | 58% | 7% | 7% | 1% | 1% | 21% |

Sendo a soma das áreas da tira nas regiões 1 e 2 submersas no banho bem maiores que a área da tira na região 3, é possível inferir a partir dos resultados obtidos que a condição de *layout* dos rolos estabilizadores invertidos pode ser melhor para evitar o arraste de partículas de *top-dross* pela tira. Nessa condição, a quantidade de partículas de *top-dross* que encontram a tira nas regiões 1 e 2 é menor, reduzindo assim a probabilidade de arraste.

Nessa condição de inversão dos rolos estabilizadores também foi visto que as partículas maiores ficaram em maior quantidade em trânsito no banho de galvanização após simulados 30min de processo industrial.

A alteração de posição entre os rolos estabilizadores seria perfeitamente possível uma vez que eles são fixados em vigas móveis e estas são engastadas em bases mecânicas idênticas. Portanto, não haveria nenhuma mudança de projeto para se efetivar esta alteração. Sendo assim, sugere-

se esta modificação para que o processamento do material galvanizado tenha ganhos qualitativos.

5.5 Resultado para Simulação com Modelo Matemático Alterando a profundidade de penetração do *snout* - caso 3

A simulação proposta para o caso 3 objetivou comparar o perfil das velocidades e de destino de partículas de *top-dross* com a alteração da profundidade de penetração do *snout* dentro do banho de zinco. A importância de simular essa condição se dá pelo fato da existência da possibilidade das partículas de *dross* serem arrastadas pela tira quando vão para a superfície do banho no interior do *snout* quando a tira entra no banho.

5.5.1 Comparação do perfil das velocidades

Nos resultados da simulação foram vistas diferenças no perfil das velocidades do banho de zinco. Três regiões apresentaram alteração de comportamento com a diferença de profundidade do *snout*, como pode ser visto nas regiões A, B e C das figuras 5.26 e 5.27. Na zona “V”, por exemplo, nota-se a partir da Figura 5.26 que o fluxo de zinco sobe até a ponta do *snout* na região A e se curva à esquerda em uma posição mais alta que nas condições apresentadas na Figura 5.27. Já na região B, os vetores surgem próximos à parede do pote em orientação ortogonal ao plano observado. Estes vetores, ao se afastarem da parede ficam paralelos ao plano observado e seguem em direção à tira de forma quase horizontal. Contudo, na figura 5.27 os vetores mudam de ortogonais ao plano, vistos em uma região menos densa em vetores, observado para paralelos em uma posição mais próxima à parede do pote. Na região C é possível observar que, com o *snout* mais curto (Figura 5.26), há duas direções de escoamento que se encontram. Uma que ascende do fundo do pote e outra que se curva da parede do pote em direção à tira e tende para baixo, mas quando estas duas direções de fluxo se juntam criam uma direção única em direção à tira. Já os resultados mostrados na Figura 5.27 estas direções distintas de escoamento que se juntam não são vistas, e o que se percebe é um fluxo único no sentido diagonal do plano em direção à tira.

As outras regiões observadas no banho de galvanização, neste plano de corte, não apresentaram diferenças significativas e possuem padrões de escoamento semelhantes.

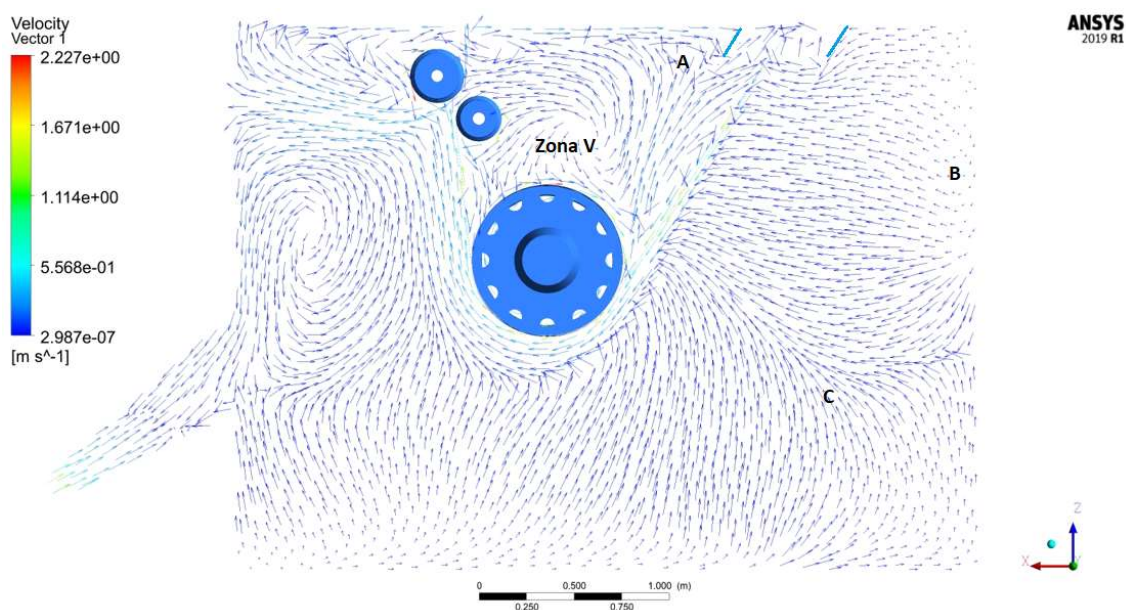


Figura 5.26 – Perfil das velocidades em um plano localizado no ponto médio entre as paredes laterais do pote com um comprimento de 200mm de bico do *snout* imerso no banho.

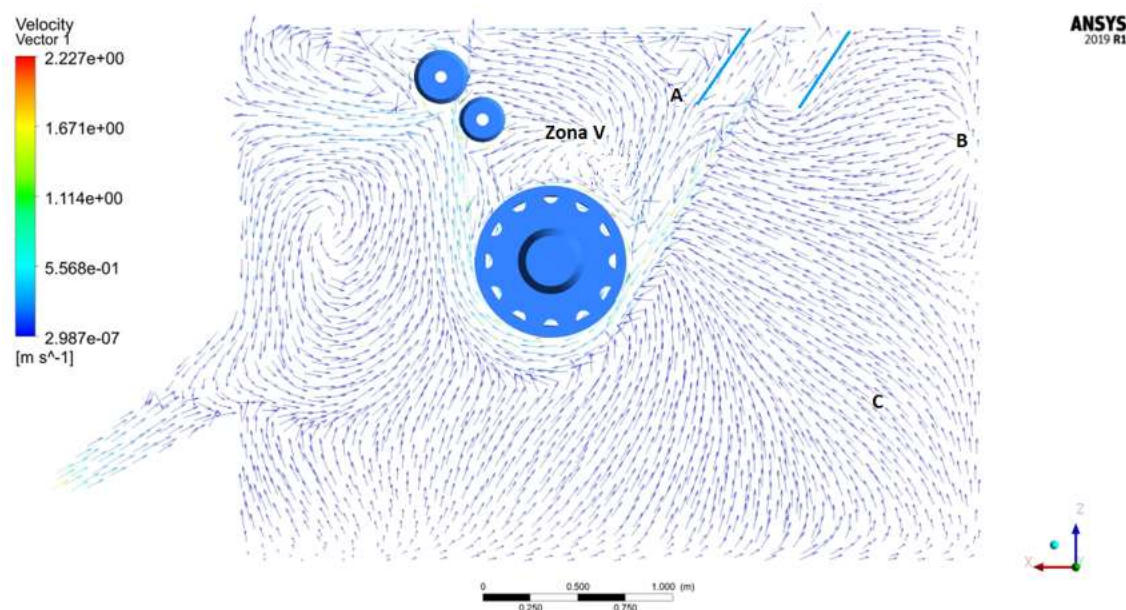


Figura 5.27 – Perfil das velocidades em um plano localizado no ponto médio entre as paredes laterais do pote com um comprimento de 400mm de bico do *snout* imerso no banho.

5.5.2 Efeito na trajetória das partículas de *top-dross*

O destino das partículas de *top-dross* com a alteração da profundidade de penetração do *snout* no banho de zinco foi levemente alterado. Com os resultados do ensaio foi possível perceber que com o *snout* mais curto, as de partículas de 20 μm e 250 μm não seguiram em direção à superfície do banho dentro do *snout*. Na condição do *snout* mais profundo, há um pequeno percentual das partículas de *top-dross* que foram dispersas na zona “V” próximas à tira, como pode ser visto nas tabelas V.6 e V.7. Muito provavelmente essas trajetórias foram influenciadas pela direção do fluxo visto na região A das figuras 5.26 e 5.27. Observa-se que o fluxo de zinco conduzido para dentro do *snout* mais profundo dispersou menos as partículas e elas precipitaram na superfície do banho interno do *snout*. Isso também pode explicar a maior ocorrência de partículas de *top-dross* que encontraram a tira na região 1.

Para as partículas maiores que 250 μm , percebe-se que existe uma pequena tendência de que se destinem ao *snout* mais curto, de 200 mm, em relação ao *snout* de 400mm. Isso pode ter relação com a forma mais verticalizada que elas vão para superfície, por sofrerem maior efeito da força de empuxo em relação às partículas menores, as quais são facilmente conduzidas pelas linhas de fluxo do escoamento. Um pequeno desvio na rota vertical de uma partícula maior, na origem de sua formação, poderia provocar o movimento em uma direção diagonal em sua trajetória e representar um considerável deslocamento até que ela chegue na superfície do banho. Estando o *snout* de 200 mm mais próximo da superfície do banho, as partículas poderiam terminar sua trajetória em seu interior de forma mais facilitada em relação ao *snout* de 400mm que é mais profundo e, portanto, mais próximo da posição de origem das partículas.

Tabela V.6 - Destino das partículas de *top-dross* na simulação numérica com o *snout* de 200 mm de penetração no banho de zinco.

| Partícula μm | Total | Destinou-se à | | Encontrou a | | | Ainda em trânsito |
|-------------------------|-------|---------------------|-------------------------------------|-------------|--------|--------|-------------------|
| | | superfície do banho | superfície do banho no <i>snout</i> | Tira 1 | Tira 2 | tira 3 | |
| 20 | 519 | 21% | 0% | 36% | 23% | 15% | 5% |
| 250 | 519 | 26% | 0% | 19% | 18% | 13% | 24% |
| 500 | 519 | 59% | 7% | 3% | 1% | 1% | 29% |
| 1000 | 519 | 64% | 11% | 5% | 2% | 0% | 18% |

Tabela V.7 - Destino das partículas de *top-dross* na simulação numérica com o *snout* de 400 mm de penetração no banho de zinco.

| Partícula μm | Total | Destinou-se à | | Encontrou a | | | Ainda em trânsito |
|-----------------|-------|------------------------|--|-------------|-----------|-----------|----------------------|
| | | superfície do banho | superfície do banho no <i>snout</i> | tira 1 | tira 2 | tira 3 | |
| 20 | 519 | 17% | 1% | 41% | 21% | 14% | 6% |
| 250 | 519 | 28% | 5% | 27% | 20% | 14% | 7% |
| 500 | 519 | 63% | 6% | 8% | 1% | 1% | 22% |
| 1000 | 519 | 61% | 7% | 8% | 2% | 1% | 21% |

O total de partículas injetadas durante a simulação foi de 2076, sendo que deste total 34 delas encontraram a tira no caso do *snout* com 200mm de penetração do banho, somando-se as três regiões. Para o caso do *snout* com 400mm de penetração do banho, 40% das partículas encontraram a tira. Entretanto, é importante ressaltar que nem todas as partículas que encontram a tira no interior do banho serão arrastadas por ela, mas a diferença do número de partículas que encontraram a tira nas duas diferentes condições serve como um indicativo de qual condição possui maior potencial para arrastá-las, pois quanto mais partículas encontram tira, maior essa possibilidade.

Nessa condição de diferentes profundidades de penetração do *snout* também foi visto que as partículas maiores ficaram em maior quantidade em trânsito no banho de galvanização após simulados 30min de processo industrial.

5.5.3 Validação industrial dos resultados simulados para o caso 3

Na validação dos resultados das simulações com o processo industrial, foi visto que assim como nas simulações, quanto maior a profundidade de penetração do *snout*, maior a quantidade de partículas de *top-dross* que encontram a tira. Os resultados da validação industrial estão apresentados nas tabelas V.8 e V.9.

Tabela V.8 – Destino das partículas de *top-dross* previsto na simulação de 60 min de processo industrial.

| Profundidade do <i>snout</i> | Velocidade de processo | Comprimento processado | Partículas que encontraram a tira | Partículas que encontraram a tira (partículas/comprimento) |
|------------------------------|------------------------|------------------------|-----------------------------------|--|
| 200mm | 150m/min | 9000*2 faces | 705 | 3,91% |
| 400mm | 150m/min | 9000*2 faces | 820 | 4,55% |

Tabela V.9 – Destino das partículas de *top-dross* durante 60 min no processo industrial.

| Profundidade do <i>snout</i> | Velocidade de processo | Comprimento processado | Partículas que encontraram a tira | <i>Dross</i> arrastado pela tira (partículas/comprimento) |
|------------------------------|------------------------|------------------------|-----------------------------------|---|
| 200mm | 150m/min | 9000*2 faces | 220 | 1,22% |
| 400mm | 150m/min | 9000*2 faces | 281 | 1,56% |

Comparando os dados apresentados nas duas tabelas (V.8 e V.9), pode-se entender que aproximadamente 3,9% das partículas de *top-dross* alcançaram a tira na condição com *snout* curto e 4,5% com *snout* longo durante a simulação matemática. Apenas 1,2% de partículas de *top-dross* para primeira condição e 1,5% de partículas de *top-dross* para segunda condição foram arrastadas pela tira durante o processo industrial. Tanto na simulação quanto no processo industrial, o desempenho do processo em relação a arraste *top-dross* pela tira com o *snout* mais curto (200 mm de penetração do banho), foi melhor que na condição com *snout* mais longo (400 mm). Vale também salientar que na condição de *snout* mais curto, partículas maiores de *top-dross* possuem uma pequena tendência a serem direcionadas para a superfície do banho no interior do *snout* do que na condição com o *snout* mais longo. Isso pode ser um problema considerável, pois partículas maiores arrastadas pela tira podem resultar em defeitos com o aspecto mais visível na superfície do material galvanizado. Entretanto, como nos critérios de avaliação de qualidade a frequência de defeitos na tira é muito importante, a escolha do *snout* mais curto traria melhores resultados de qualidade para o processo.

5.6 Resultado para simulação com modelo matemático Alterando a Profundidade de Imersão do Lingote de Zinco Para Fusão - caso 4

O objetivo do caso para o caso 4 foi o de comparar o perfil das velocidades e de destino de partículas de *top-dross* com a alteração de imersão do lingote de zinco para fusão no interior do banho durante o abastecimento do pote.

5.6.1 Comparação do perfil das velocidades e perfil térmico do banho

O perfil das velocidades do zinco líquido dentro do banho pode ser observado na Figura 5.28, onde se tem um plano traçado de forma a exibir os dois indutores do pote e os vetores indicam a direção do fluxo de zinco. A análise do perfil das velocidades do pote revelou que nas

configurações simuladas não foram encontradas regiões com o fluido em repouso, ou seja, não há zonas mortas dentro do banho de zinco. As velocidades encontradas em todo o banho de zinco variaram entre 1×10^{-4} m/s e 2,5 m/s, sendo as menores velocidades nas regiões próximas ao fundo do pote e as maiores velocidades próximas da tira. Especificamente neste plano visto na Figura 5.28, as velocidades variaram entre $1,26 \times 10^{-3}$ m/s e 1,66 m/s.

Ainda observando os dados da Figura 5.28, pode-se perceber que nas regiões 1 e 2 há formação de vórtices ocasionados pelo fluido arrastado pela tira, por um dos rolos estabilizadores e pelo fluxo de zinco saído do indutor elétrico de aquecimento. Na região 3 há um fluxo que auxilia a formação de zonas de recirculação nas regiões 1 e 2. Na região 4, há um fluxo ascendente em direção à tira e ao *snout*. Na região 6, os vetores estão mais alinhados ortogonalmente ao plano de observação, enquanto na região 7, o fluxo ascendente termina e forma-se um vórtice próximo à superfície do banho. Com toda esta movimentação interna no banho de zinco é possível compreender que as partículas de *dross* formadas possam seguir diferentes trajetórias até alcançarem a superfície do pote.

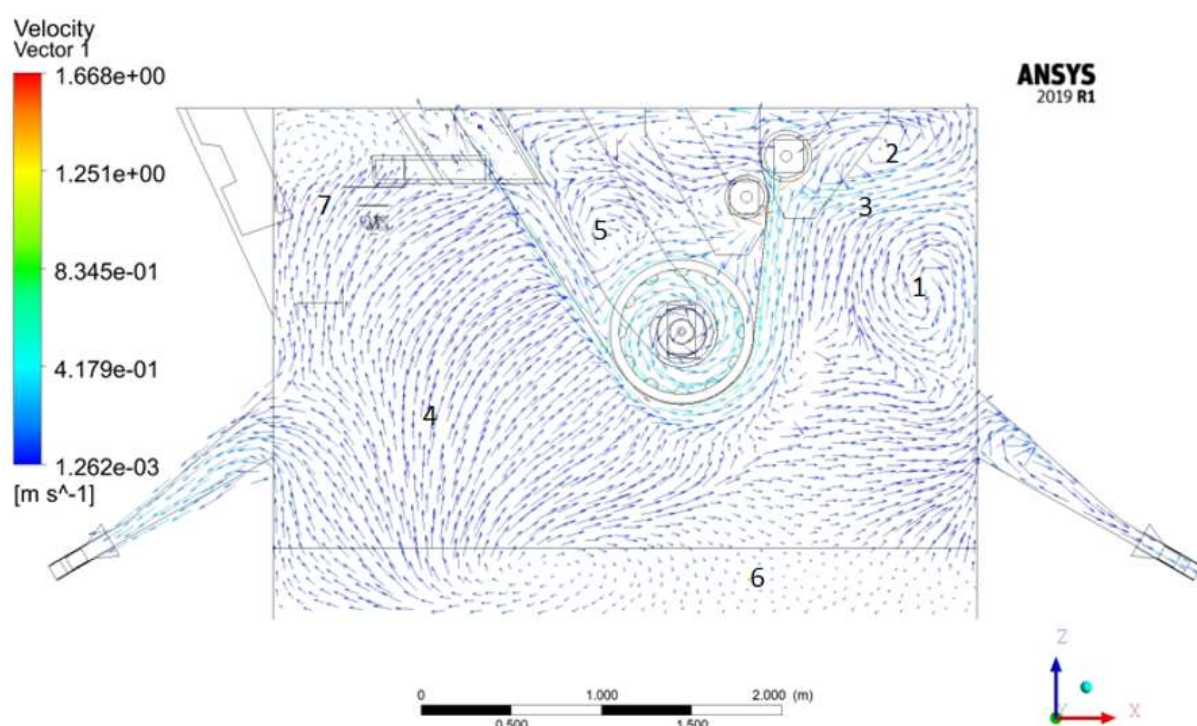


Figura 5.28 - Perfil das velocidades do banho de zinco no pote de galvanização exibindo o pote e os dois indutores.

Durante as simulações de fusão dos lingotes foram registradas variações de temperaturas significativas, como observado na Figura 5.29, onde pode ser visto um plano passando pela região onde está o lingote no momento inicial da fusão. É possível observar que a temperatura diminui à medida em que se aproxima do lingote imerso a 40°C no banho de zinco, o qual estava inicialmente com a temperatura homogênea em 460°C. Na Figura 5.30 pode ser visto o mesmo plano da Figura 5.29, mas com o momento final da fusão do lingote, que durou 7,7 min e causou uma heterogeneidade térmica no banho significativa. Nessa figura é possível observar regiões com diferentes temperaturas de zinco no estado líquido que variam de 424.5°C a 459.7°C e que devem afetar a solubilidade de Fe e Al. Ao final da fusão total do lingote, é possível observar diversas zonas de zinco líquido com temperaturas menores que 460°C se espalhando pelo fundo do pote e seguindo um perfil das velocidades muito próximo ao que foi visto na Figura 5.28, onde na região 4 há um fluxo ascendente se espalhando por todo o domínio.

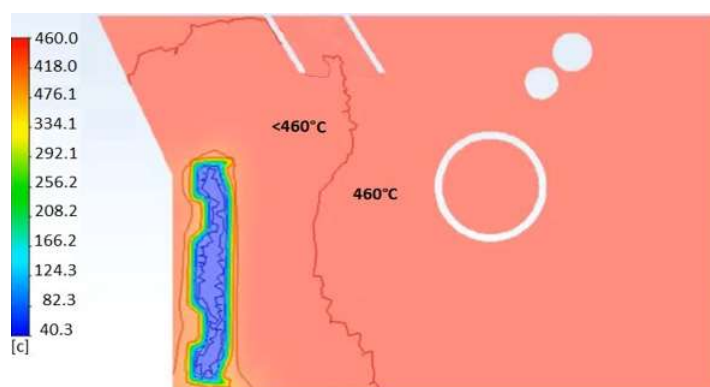


Figura 5.29 - Distribuição de temperatura com o lingote sólido a 40°C completamente inserido no banho de zinco.



Figura 5.30 - Distribuição de temperatura após a fusão completa (7,7 min) do lingote inserido no banho de zinco.

As condições de imersão parcial do lingote, de 50% e de 25% de imersão, são vistas respectivamente nas Figuras de 5.31 a 5.34. Observa-se que a heterogeneidade térmica do banho é significativamente menor quando comparada com a condição de imersão total. É possível notar que ao final da fusão, nas duas condições, as zonas com zinco líquido em temperaturas menores que 460°C estão concentradas próximas à região da fusão do lingote. Ainda na Figura 5.28, onde se observa uma zona de recirculação próxima à região 7, pode-se compreender que nessas zonas de zinco líquido com temperaturas menores a recirculação dificulta a movimentação do fluido por correntes convectivas, não se espalhando por todo pote.

Com a imersão parcial do lingote de zinco a fusão ocorre em regiões mais próximas da superfície do banho. Como as diferenças de temperatura observadas estão muito próximas à superfície, as partículas de *top-dross* formadas por esta redução de temperatura, não se espalhariam pelo banho de zinco, uma vez que elas têm densidade aproximadamente 40% menor que a do zinco a 460°C. Portanto, elas irão precipitar na superfície do banho de forma relativamente mais rápida que na condição de imersão total do lingote.

Comparando as 3 condições de imersão dos lingotes, constata-se que não há uma diferença significativa nos tempos de fusão. Foram observados tempos de 7,7 min, 7,6 min e 7,2 min para as condições de imersão total, de 50% e de 25%, respectivamente. Acredita-se que isso se deve ao fato de que, apesar do lingote que foi imerso completamente possuir maior massa para fusão, 1.040kg, ele também possui maior área superficial para troca de térmica, 2,320m², o que o deixa em condições de velocidade de fusão parecidas com as condições dos lingotes imersos parcialmente, que possuem respectivamente 520kg, 1,16m² e 257kg, 0,62m². Ainda, confrontando os resultados das 3 condições, a diferença mais significativa entre elas está relacionada à maior heterogeneidade térmica no banho de zinco quando se tem imersão total do lingote. Tais resultados são também amparados pelas pesquisas realizadas por AJERSCH *et al.* (2005), LEE *et al.* (2002) e SAWAITUL *et al.* (2012). Nessa condição, a redução de temperatura na parte mais profunda do pote contribui para um maior potencial de formação de partículas de *top-dross*, que por serem formadas no fundo do pote, podem ser arrastadas pelas correntes de fluxo em direções diversas.

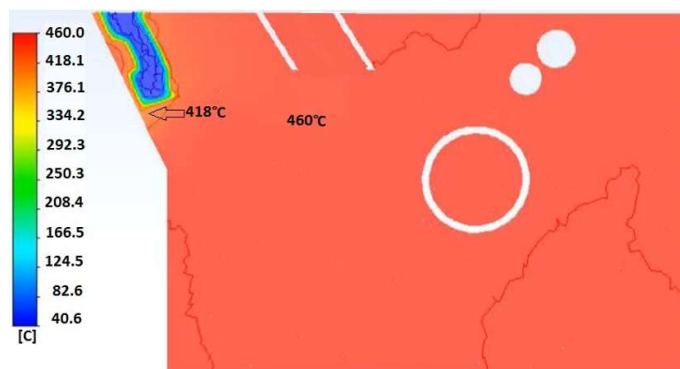


Figura 5.31 - Distribuição de temperatura com o lingote sólido a 40°C e 50% de imersão.



Figura 5.32 - Distribuição de temperatura depois da fusão do lingote (7,6 min) com 50% de imersão.



Figura 5.33 - Distribuição de temperatura com o lingote sólido a 40°C e 25% de imersão.

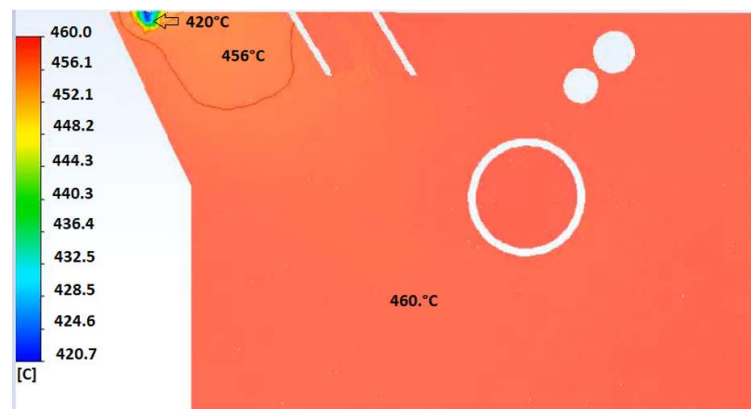


Figura 5.34 - Distribuição de temperatura depois da fusão do lingote (após 7,2min) e 25% de imersão.

5.6.2 Efeito na trajetória das partículas de *top-dross*

Na figura 5.35 são apresentados os dados estatísticos referente às trajetórias das partículas de *top-dross* apurados durante as simulações. Foram simuladas as trajetórias das partículas de *top-dross* injetadas na frente de fusão do lingote. Os resultados destas trajetórias confirmaram que, quanto mais profunda a posição de imersão do lingote, maior a probabilidade das partículas de *top-dross* encontrarem a tira no interior do banho de zinco. Mais ainda, conforme visto na seção 5.4.1, quanto mais profunda a posição de fusão do lingote, maior será o desequilíbrio térmico do banho e, portanto, maior poderá ser a precipitação de partículas de *top-dross*.

Como pode ser visto na Figura 5.35, conforme definição de regiões vistas na figura 4.11 da seção 4.2.3, na fusão do lingote completamente inserido, das 2488 partículas injetadas para representar as partículas de *top-dross* nesta posição, 55,0% precipitaram na superfície livre do pote, 25,3% encontraram a tira em uma de suas 4 regiões e 5,8% precipitaram na superfície do banho dentro do *snout*. Ficaram ainda em trânsito 13,9% após o final de 30 min de simulação do processo industrial.

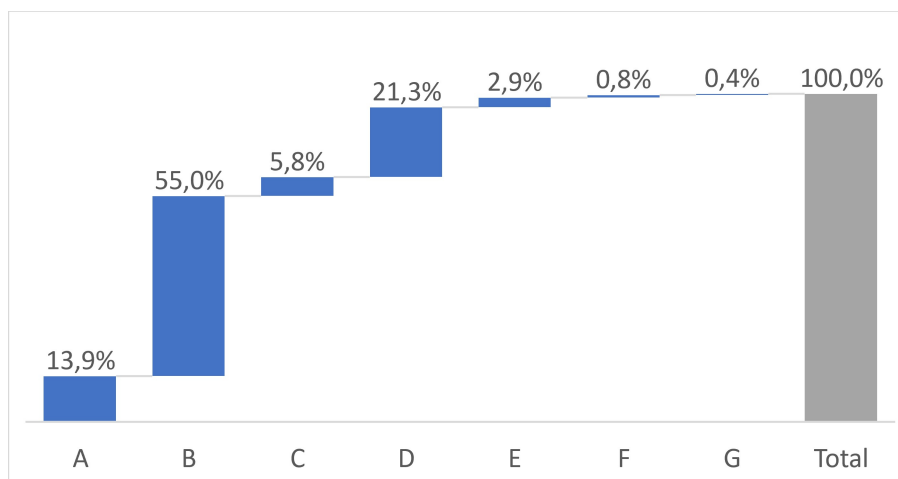


Figura 5.35 - Destino das partículas com lingote completamente inserido (A= ainda em trânsito no banho de zinco; B= precipitou na superfície do pote; C= precipitou na superfície do banho interna do *snout*; D= encontrou a tira na região 1; E= encontrou a tira na região 2; F= encontrou a tira na região 3; G= encontrou a tira na região 4).

Já na figura 5.36, que se refere à trajetória das partículas na condição de 50% de imersão do lingote, é possível observar que das 1172 partículas injetadas na frente de fusão do lingote apenas 7,1% encontraram a tira em uma de suas 4 regiões. Precipitaram na superfície do banho e região interna no *snout* 2,1%, 86,0% precipitaram na superfície livre do pote e 4,8% ainda ficaram em trânsito após o final da simulação que representou 30 min de processo industrial.

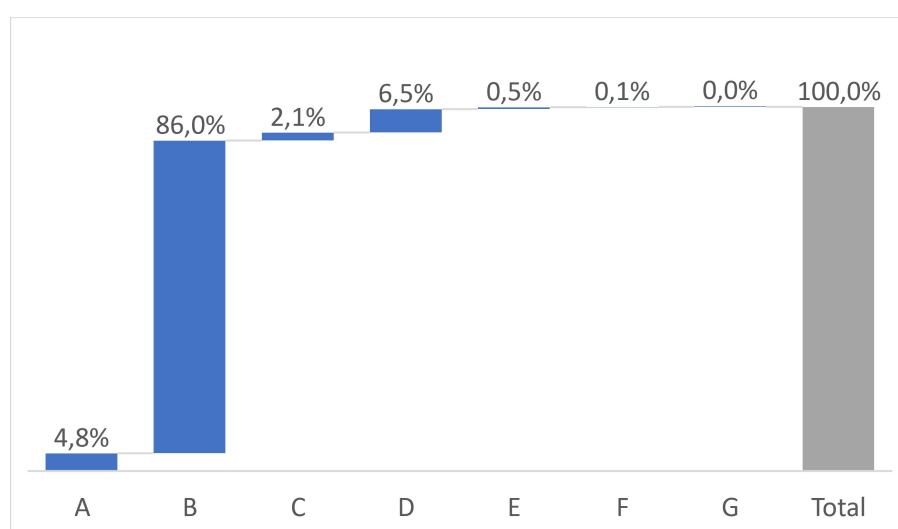


Figura 5.36 – Destino das partículas com meio lingote inserido (A= ainda em trânsito no banho de zinco; B= precipitou na superfície do pote; C= precipitou na superfície do banho interna do *snout*; D= encontrou a tira na região 1; E= encontrou a tira na região 2; F= encontrou a tira na região 3; G= encontrou a tira na região 4).

Na figura 5.37 são mostrados os resultados da distribuição de partículas de *top-dross* para a condição do lingote com 25% de imersão. Assim como houve diferença entre as duas condições anteriores, houve também diferenças observadas nessa condição. Das 912 partículas injetadas na frente de fusão do lingote, apenas 3,1% encontraram a tira em uma de suas 4 regiões, 0,3% precipitaram na superfície do banho interna no *snout*, 90,7% precipitaram na superfície livre do pote e 5,6% ainda ficaram em trânsito após o final da simulação, que representou 30 min de processo industrial.

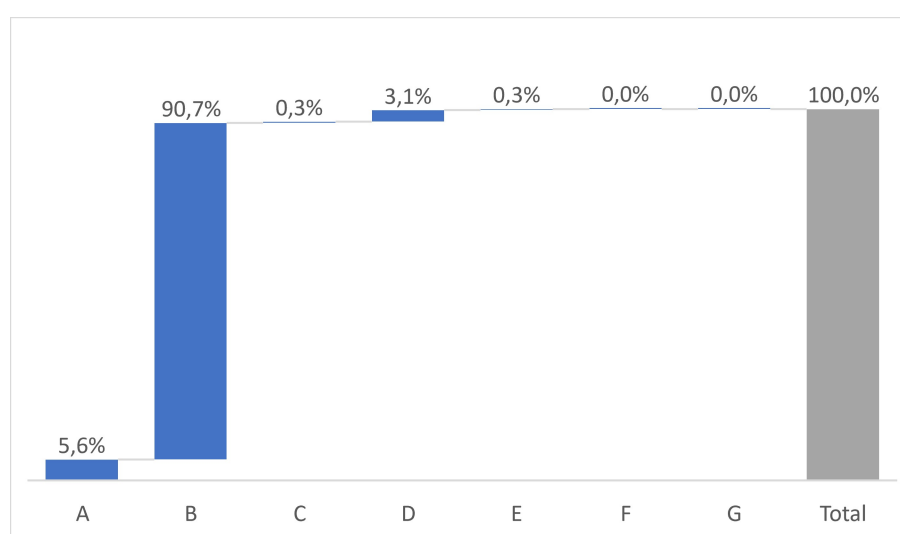


Figura 5.37 – Destino das partículas com 1/4 lingote imerso (A= ainda em trânsito no banho de zinco; B= precipitou na superfície do pote; C= precipitou na superfície do banho interna do *snout*; D= encontrou a tira na região 1; E= encontrou a tira na região 2; F= encontrou a tira na região 3; G= encontrou a tira na região 4).

De modo geral, comparando-se as três condições de imersão do lingote de zinco, pode-se perceber que na condição do lingote imerso completamente no banho, as partículas de *top-dross* geradas a partir da frente de fusão foram arrastadas pelo fluxo ascendente do banho de zinco identificado como região 4. Estas partículas encontraram a tira que entra no pote e se espalharam por todo banho de zinco. Já nas outras duas condições, imersão do lingote em 50% e 25%, como as partículas foram formadas mais próximas da superfície, elas precipitaram na superfície do banho de zinco de forma mais rápida e por isso uma quantidade menor de partículas encontrou a tira no interior do banho de zinco.

As figuras 5.38 e 5.39 mostram as imagens do tempo de residência de partículas de *top-dross*, nas condições de imersão total e parcial (25% do lingote imerso). É possível perceber as diferenças na dispersão e na quantidade de partículas de *top-dross* que restaram no banho de zinco após simulação de 30 min (1800 s) do processo industrial. Na condição de imersão total, as partículas de *top-dross* estão espalhadas por todo o pote de zinco, enquanto na condição de 25% de imersão do lingote, as partículas estão mais concentradas na própria região de fusão, próximas à superfície do banho. Esta mesma condição foi vista na discussão das figuras de 5.31 a 5.34, onde a heterogeneidade térmica em função da fusão do lingote ficou mais concentrada próxima à região onde ocorreu a fusão. Portanto, pode-se afirmar que quanto maior a profundidade de imersão do lingote de zinco para fusão, maior será o tempo e a quantidade de partículas que ficarão circulando pelo banho de zinco com risco potencial de encontrar a tira e ser arrastada por ele.

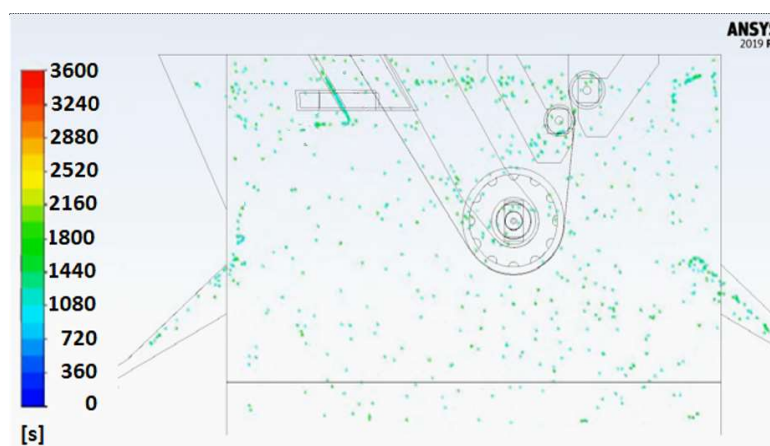


Figura 5.38 - Partículas de *top-dross* geradas a partir da fusão do lingote de zinco, completamente imerso, ainda residentes e dispersas no banho de galvanização após 30 min (1800s) de simulação do processo industrial.

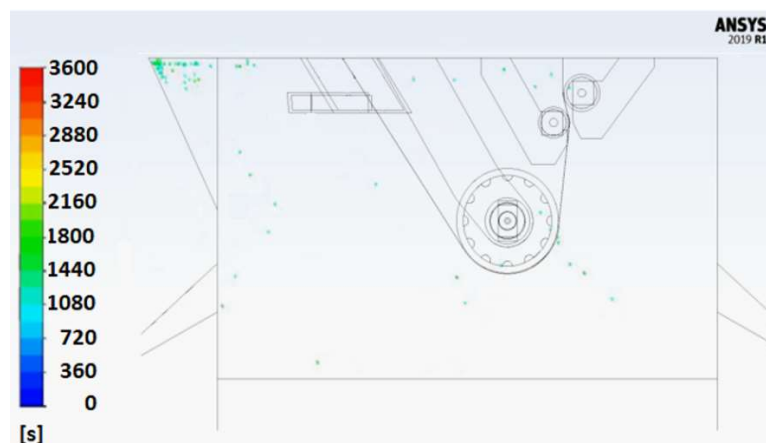


Figura 5.39 - – Partículas de *top-dross* geradas a partir da fusão do lingote de zinco, imerso 25%, ainda residentes e dispersas no banho de galvanização após 30 min (1800s) de simulação do processo industrial.

Se for considerado que todas as partículas de *top-dross* que encontram a tira no interior do banho são arrastadas por ela, pode-se calcular a sua quantidade presente na superfície da tira após o processo de galvanização. Esses dados são apresentados na tabela V.10.

Tabela V.10 – Destino das partículas de *top-dross* simulando 30min de processo.

| Quantidade do lingote submerso | Velocidade de processo | Comprimento processado | Total de partículas formadas | Partículas que encontraram a tira | <i>Dross</i> arrastado pela tira (partículas/comprimento) |
|--------------------------------|------------------------|------------------------|------------------------------|-----------------------------------|---|
| 100% | 150m/min | 4500*2 faces | 2488 | 630 | 7,00% |
| 50% | 150m/min | 4500*2 faces | 1172 | 83 | 0,92% |
| 25% | 150m/min | 4500*2 faces | 912 | 28 | 0,31% |

5.6.3 Validação industrial dos resultados simulados para o caso 4

Foram acompanhados os tempos de fusão do lingote nas três condições de inserção propostas, os lingotes imersos no pote, conforme pode ser visto na figura 5.40, fundiram em tempos aproximados aos tempos vistos na simulação com o modelo matemático. A comparação dos tempos de fusão simulados e do processo industrial pode ser vistos na tabela V.11.

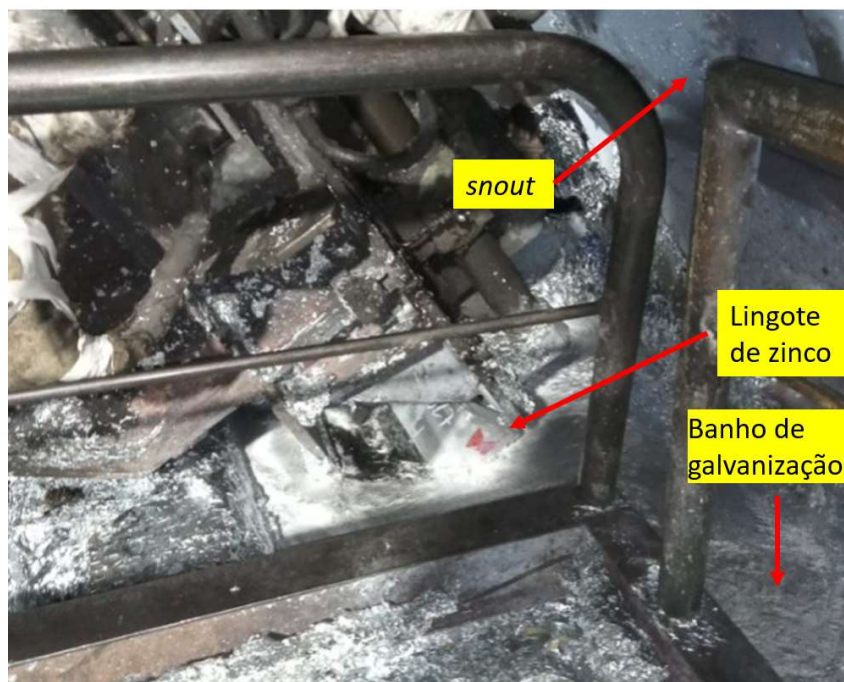


Figura 5.40 – Lingote de zinco a 40°C inserido no banho de galvanização a 460°C.

Tabela V.11 – Comparação dos tempos de fusão do lingote de zinco no processo industrial com os tempos vistos na simulação matemática.

| Quantidade do lingote submerso | Tempo de fusão na simulação matemática | Tempo de fusão no processo industrial |
|--------------------------------|--|---------------------------------------|
| 100% | 7,7 min | 7,2 min |
| 50% | 7,6 min | 7,0 min |
| 25% | 7,2 min | 7,0 min |

No processo industrial, assim como nas simulações, quanto maior a profundidade de fusão do lingote de zinco, maior a quantidade de partículas de *top-dross* que encontram a tira. Os resultados dessa validação industrial estão apresentados na tabela V.12.

Tabela V.12 – Destino das partículas de *top-dross* durante 30min de processo industrial

| Quantidade do lingote submerso | Velocidade de processo | Comprimento processado | Partículas que encontraram a tira | <i>Dross</i> arrastado pela tira (partículas/comprimento) |
|--------------------------------|------------------------|------------------------|-----------------------------------|---|
| 100% | 150m/min | 4500*2 faces | 821 | 9,12% |
| 50% | 150m/min | 4500*2 faces | 123 | 1,36% |
| 25% | 150m/min | 4500*2 faces | 71 | 0,80% |

Comparando-se os resultados da simulação com os resultados do processo industrial, pode-se perceber que há convergência em termos de tendência, apesar de os resultados terem valores ligeiramente diferentes entre si. Esta pequena diferença pode ser explicada pelo fato de as condições de simulação computacional considerarem a existência de partículas de *dross* originadas apenas na frente de fusão do lingote. Na condição industrial, as partículas de *dross* formam-se, em menor proporção, na frente de fusão do lingote, e também nas regiões próximas da tira, onde há despreendimento de ferro para o banho de zinco por dissolução.

A inspeção das tiras para a quantificação das partículas de *top-dross*, foi realizada através da análise de imagem e composição química no MEV/EDS de amostras obtidas no processo. Para tanto, foram realizadas imagens da superfície e da seção transversal de uma região da amostra com partícula de arraste de *dross* vista. Na figura 5.41 é possível verificar que a partícula se apresenta na superfície do material galvanizado e com tonalidade mais escura que o revestimento de zinco. Já na figura 5.42, é possível verificar na seção transversal do material, a partícula aprisionada no interior do revestimento, também em tonalidade mais escura que o revestimento.

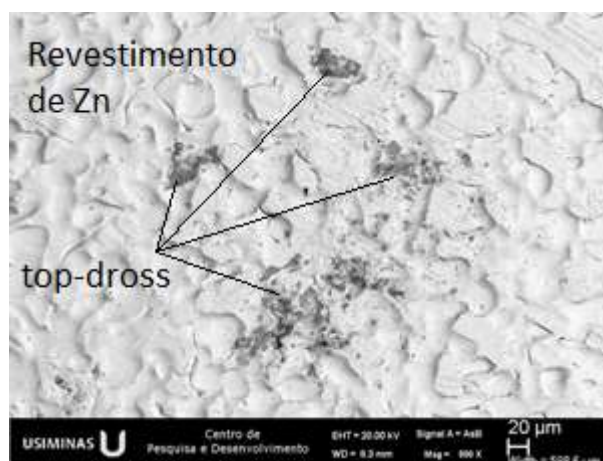


Figura 5.41 – Aspecto superficial do revestimento com partícula de *top-dross* em aumento de 500X.

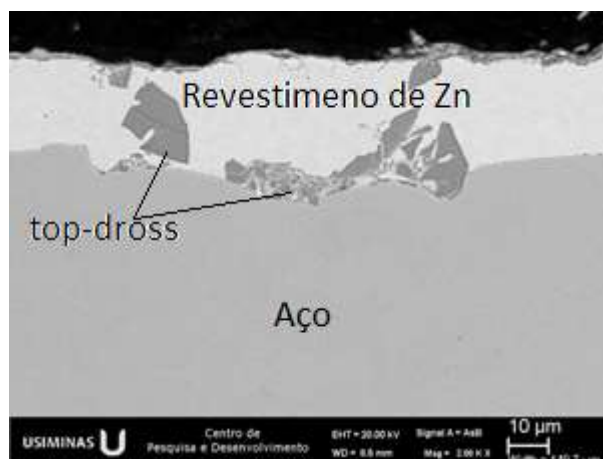


Figura 5.42 – Aspecto da seção transversal do revestimento com partícula de *top-dross* em aumento de 2000X.

Na figura 5.43 é apresentado o espectro de composição química das partículas de *top-dross* encontrado no revestimento das tiras de aço galvanizadas durante análise em MEV/EDS. É possível verificar que nestes espectros de composição química há uma predominância da presença de Al, seguido por Fe e com menor participação de zinco. Este resultado converge com as características químicas das partículas de *top-dross*, que como visto na seção 2.1, é composta principalmente por Fe, Al e Zn.

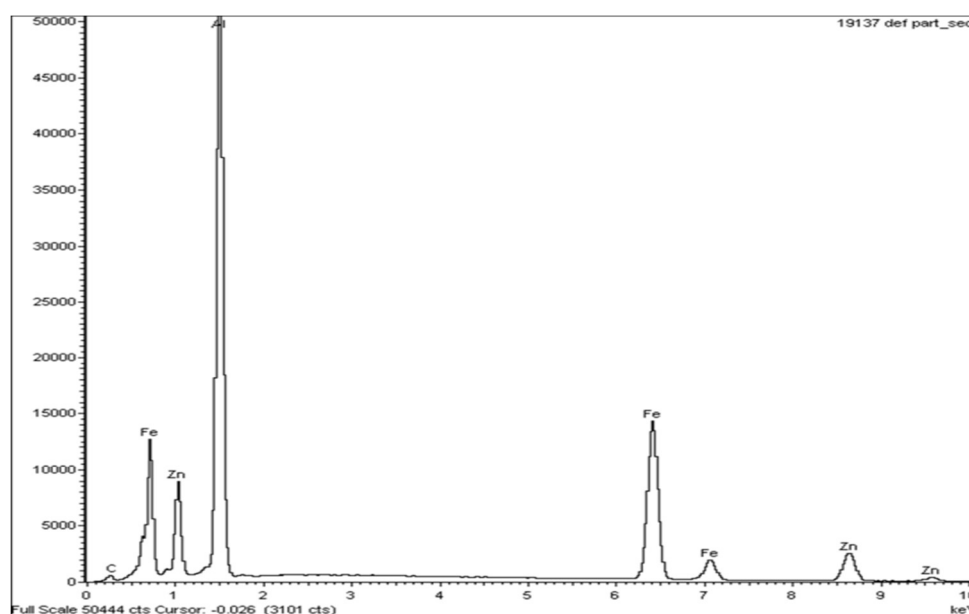


Figura 5.43 – Espectro da composição química obtido via EDS da partícula de *top-dross* encontrada no revestimento de zinco.

Com estes resultados de simulação computacional validados pelo processo industrial é possível concluir que a profundidade da imersão do lingote para fusão durante o processo de abastecimento do banho de galvanização é de fundamental importância para a qualidade superficial do material em processo em relação ao defeito associado ao arraste de *dross*. Foi possível compreender claramente que quanto menor a profundidade de imersão de lingote no banho de zinco, menor o desequilíbrio térmico no banho e menor a dispersão de partículas de *top-dross* que ficam em trânsito no banho de galvanização e que podem encontrar a tira sendo arrastadas por ela.

6 CONCLUSÕES

Na presente tese foi projetado e construído um simulador físico do pote de galvanização, desenvolvido o respectivo modelo computacional, validado os resultados obtidos entre os dois métodos visando a compreender de forma detalhada como as partículas de *dross* encontram a tira no interior do banho e, a partir desses resultados, sugerir a modificações no processo industrial para evitar o arraste de partículas de *dross*.

No presente trabalho foram realizadas simulações físicas e matemáticas do processo de galvanização com um modelo de pote onde os indutores estão localizados nas paredes traseira e frontal do pote em relação à tira. Esta condição de *layout* ainda não havia sido explorada em outros estudos até o presente momento. Os indutores de manutenção de temperatura do banho de galvanização foram considerados tanto no modelo computacional quanto no modelo físico para simulação do escoamento do banho de zinco e dimensionados fielmente como o equipamento industrial. No caso da simulação física, a dimensão do pote e indutores foi reduzida na escala de 1:5.

Os resultados do perfil das velocidades e suas velocidades do modelo computacional foram validados pelos resultados vistos na simulação física. Os critério de similaridade entre o modelo físico e computacional foram alcançados.

Foram avaliados 4 casos de alteração no pote de galvanização e as conclusões obtidas foram as seguintes:

Caso 1: foi possível verificar que a posição dos indutores de aquecimento elétrico altera significativamente o fluxo de zinco líquido no interior do pote, modificando a posição de formação do vórtice e o caminho percorrido pelas partículas da escória superior. Verificou-se também que partículas maiores são mais fáceis de precipitar na superfície do banho do que partículas menores.

Foi possível verificar que no pote A há um potencial aumento do risco da tira arrastar partículas de *top-dross* fixadas em sua superfície pelo rolo defletor submerso e também nas demais regiões da tira. No pote B, identificou-se um potencial aumento no risco de precipitação de *top-dross*

no interior do *snout*. Esse fato pode promover o acúmulo de *top-dross* no interior do *snout* impedindo a obtenção de produtos de qualquer requisito de qualidade superficial.

Caso 2: foi possível concluir que as condições de *layout* dos rolos estabilizadores de forma invertida podem evitar o arraste de partículas de *top-dross* pela tira. Esta alteração seria possível de ser realizada uma vez que não haveria interferências mecânicas ou modificações de projeto necessárias. Sendo assim sugere-se que a posição dos rolos estabilizadores seja invertida para ganho qualitativos no processo.

Caso 3: foi possível entender que, tanto na simulação quanto no processo industrial, o desempenho do processo em relação a arraste *top-dross* pela tira com o *snout* mais curto (200mm de penetração do banho) é melhor que na condição mais longa (400mm de penetração no banho). Com o *snout* de 200mm de penetração no banho o percentual de partículas de *top-dross* foi menor, ou seja, o defeito foi visualizado na superfície da tira com menor frequência. Esses resultados sugerem que a melhor condição para se obter resultados de processo com ganhos qualitativos seria com a configuração de *snout* mais curto.

Caso 4: foi possível verificar que quanto maior a imersão do lingote de zinco sólido no banho de galvanização, maior é o desequilíbrio térmico no pote de galvanização, o que favorece a formação de maiores quantidades de partículas de *top-dross*. Observou-se também que, quanto maior a quantidade de partículas de *top-dross* formadas, maiores as chances dessas partículas encontrarem a tira e serem arrastadas por ela. Além disso, a profundidade de imersão do lingote mostrou que quanto mais profunda a formação das partículas, mais tempo elas circulam no banho. Comparando os dados industriais com a simulação, foi possível observar que os resultados são convergentes e consistentes entre si, o que demonstra o potencial desta ferramenta para identificar os fenômenos envolvidos no processo de produção de materiais galvanizados a quente. Neste estudo, de acordo com os resultados encontrados e validados industrialmente, recomenda-se inserir o lingote no banho de zinco de forma gradual, sem permitir que ele fique profundamente imerso no banho durante o processo de fusão.

7 CONTRIBUIÇÕES ORIGINAIS AO CONHECIMENTO

O presente trabalho contribuiu para o avanço do conhecimento dos fenômenos envolvidos nas ocorrências de arrasto de *top-dross* pela tira no processo de galvanização. As observações realizadas se desdobraram em conclusões e recomendações para o processo de galvanização de acordo com as metas e objetivos traçados para este estudo, sendo as mais relevantes descritas a seguir:

- desenvolvimento de um simulador físico com indutores traseiro e frontal à tira acoplados ao pote em acrílico para validação dos resultados do modelo computacional. Até então não se conhece outro estudo com um simulador físico que tenha indutores acoplados com este *layout*;
- desenvolvimento de um modelo computacional contemplando os indutores de manutenção de temperatura e o perfil das velocidades do banho de zinco influenciado pela presença dos indutores validado com a simulação física;
- realização de comparações entre diferentes tipos de configuração de *layout* de potes de galvanização e inferido sobre como isso interfere no perfil das velocidades do banho de zinco e conseqüentemente nos destinos de partículas de *top-dross*.
- propostas de alterações de *layout* do pote de galvanização em função dos resultados do destino de partículas de *top-dross* observadas durante as simulações e a partir da validação em escala industrial.

Esse trabalho de tese deixa também o legado de construção de modelos físicos e matemáticos de um pote de galvanização com a configuração diferente dos potes já estudados, onde poderão ser desenvolvidas muitas simulações dando origem a diversos estudos propiciando entendimento e melhoria contínua do processo de galvanização.

8 RELEVÂNCIA DOS RESULTADOS

Os resultados encontrados nesse estudo possuem grande relevância uma vez que até então estudos anteriores haviam relacionado o defeito arraste *de dross* com parâmetros de processo, tais como:

- temperatura da tira no banho de galvanização;
- temperatura do banho de galvanização;
- composição química do banho de galvanização e outros;

Nesse estudo foram encontradas relações entre a disposição e dimensão dos equipamentos que constituem o pote de galvanização com as ocorrências dos defeitos arraste de *dross*, são eles:

- posição dos indutores elétricos de aquecimento do banho de galvanização;
- posição dos rolos estabilizadores;
- profundidade de penetração da ponta do *snout*;
- profundidade de imersão do lingote de zinco para fusão.

Portanto, com os resultados de trabalho, abre-se uma nova linha de investigações e estudos sobre a influência da alteração do layout do pote de zinco no defeito arraste de *dross* no material galvanizado a quente.

9 SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS

Como temas de trabalhos futuros sugere-se:

- Desenvolver simulações para determinar qual a ideal distância de rolos do pote e da tira em relação aos indutores de manutenção de temperatura do banho na configuração do pote tipo A visto nos resultados do caso 1 em relação aos resultados de arraste de partículas de *top-dross* pela tira em processo;
- Simular os efeitos da fusão do lingote de zinco, sobre o balanço térmico do banho e no destino de partículas de *top-dross*, inserido em diferentes posições no pote de zinco;
- Desenvolver simulação física da fusão do lingote de gelo, contendo partículas poliméricas no simulador físico a frio, dimensionado pelo número de Nusselt, avaliando o balanço térmico do banho e o acúmulo de partículas no *snout* e comparar com a simulação computacional;
- Simular o tempo de homogeneização química do banho a partir do momento da inserção de lingotes de liga ZnAl para ajuste de composição química;
- Simular a melhor posição para inserção de lingotes de liga ZnAl para que se tenha o menor tempo de homogeneização do banho;
- Simular o efeito da alteração dos diâmetros dos rolos estabilizadores sobre o perfil das velocidades do banho e o destino de partículas de *dross*;
- Desenvolver modelo computacional para simular todas as condições simuladas e sugeridas para simulação para verificar as mesmas condições, porém para uma condição de banho de galvanização que gere *bottom-dross* e não *top-dross*.
- Simular a melhor condição de layout modificando a posição dos rolos e *snout* para as duas configurações de posição de indutores, frontais e laterais à tira a fim de se observar o destino das partículas de *dross*.
- Realizar simulação física focada nos indutores para se obter a similaridade dinâmica do modelo a frio e n° de Richardson.
- Desenvolver estudos para investigar os motivos que providenciaram uma maior quantidade de partículas de maiores diâmetros que permaneceram em trânsito no pote após o término do tempo de simulação.
- Realizar simulação física variando o valor de velocidade e verificar se há alteração nos perfis de velocidades e similaridade cinemática determinando assim se é mesmo necessário manter o número de Reynolds.

- Realizar simulação com modelo matemático utilizando outros métodos numéricos (algoritmo e discretização) e comparar com os resultados encontrados neste estudo.

REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

AJERSCH, F., ILINCA, F., HÉTU, J. F. Numerical Analysis of the Effect of Temperature Variation on Flow in a Continuous Galvanizing Bath. 44th MWSP Conference Proceeding. v. XL, p. 863-873, 2002.

AJERSCH, F., ILINCA, F., HÉTU, J. F. Simulation of Flow in a Continuous Galvanizing Bath: Part I. Thermal Effects of Ingot Addition. Metallurgical and Materials Transactions B. v. 35B, p. 161-170, 2004.

AJERSCH, F., ILINCA, F., HÉTU, J. F. Simulation of Flow in a Continuous Galvanizing Bath: Part II. Transient Aluminum Distribution Resulting from Ingot Addition. Metallurgical and Materials Transactions B. v. 35B, p. 171-178, 2004.

AJERSCH, F., ILINCA, F., HÉTU, J. F., Goodwin, F. E. Numerical Simulation of Flow, Temperature and Composition Variations in a Galvanizing Bath. Canadian Metallurgical Quarterly. v. 44, p. 369-378, 2005.

AJERSCH, F., ILINCA, F., HÉTU, J. F., GOODWIN, F. E. Numerical Simulation of the Rate Dross Formation in Continuous Galvanizing Baths. Iron & Technology AISTech. v. 05, p. 1-9, 2005.

AJERSCH, F., ILINCA, F. Review of Modeling and Simulation of Galvanizing. Steel Research International. v. 89, n. 1700074. p. 1-12, 2018.

AJERSCH, F., GAGNÉ, M., PARÉ, A. Fluid Flow Modeling of a Galvanizing Bath for Continuous Coating of Steel Sheet. 2nd Int. Symp. On computer Software on Chemical and Extractive Metallurgy. v. 01, p. 305-318, 1993.

ANSYS INC, ANSYS FLUENT User's Guide R1 2019. 5446 p.

AKBARZADEH, V. Modeling particle-particle and particle-wall interactions in liquid-particle flows in complex geometries. Ph.D Thesis, McMaster University, Canada, 2013. 125p.

BINET, C. Modélisation Numérique, Modélisation Physique et Validation de L'Écoulement de Cuves de Galvanisation. Ph.D Thesis, Univerisade de Quebec, Canada, 2000.

BRUNETTI, F. Macânica dos Fluidos. Ed. Pearson Prentice Hall. v. 01, p. 165 -167, 2008.

CUZZOLA, F. A. Automation and Control Solutions for Flat Strip Metal Processing. Control System Applications. The Control Handbook. 2h ed. Taylor & Francis, 2011.

DASH, S. K., DUTTA, M., RAJESH, N. Use of Flow Barriers to Eliminate Vortex in the Flow Field Generated in a Continuous Galvanizing Bath. ISIJ Int. v. 45, p. 1059-1065, 2005.

EBL, W., REISS, G., MUGRAUER, C., TRASCA R., KHARICHA, A. KHARICHA, M. S., UNGER, H., STRUTZENBERGER, JANGELI, G. CFD-DPM Modelling and Analysis of Dross Particle Dynamics in Hot-Dip Galvanizing Baths. Galvatech Proceeding by AIST. v.01, p. 662-670, 2021.

ELGHOBASHI, S. On predicting particle-laden turbulent flows. Applied Scientific Research, v. 52, n. 4, p.309-329, 1994.

FEI, H., LI, J., LI, H., Size Effect on Flow Field and Dynamic Deposition of Bottom Dross in a Molten Zinc Pot. ISIJ Int. v. 61, p. 1633-1640, 2021.

FOX, R. W., MCDONALD, A. T., PRITCHARD, P. J. Introdução a Mecânica dos Fluidos. Ed. Livros Técnicos Científicos. v. 06, p. 36-37, 2006.

GROF, Z., COOK, J., LAWRENCE, C.J. & STEPANEK, F. 2009, "The interaction between small clusters of cohesive particles and laminar flow: Coupled DEM/CFD approach", Journal of Petroleum Science and Engineering, v. 66, n. 1-2, p. 24-32.

GUANGRUI, J., LIBIN, L., HUAXIANG, T., FANQING, KOK. Effect of Zinc Pot Designs on Flow and Temperature Distribution in Hot-Dip Galvanizing Process. Applied Mechanics and Materials. v.826, p.99-104, 2016.

GUIMARÃES, J. P., BARBOSA, A. H. A., GONZALEZ, B. M., VIEIRA, R. R. Effect of the Atmosphere Dew Point of Continuous Annealing Furnace on the Quality of GA Coating Dual-Phase Steel. Galvatech- International Conference on Zinc and Zinc Alloy Coated Steel Sheet. v. 15, p. 88-95, 2015.

ILINCA, F., AJERSCH, F., C. BARIL., GOODWIN, F. E. Numerical simulation of the galvanizing process during GA to GI transition. International Journal for Numerical Methods Fluids, v. 53, p. 1629-1646, 2006.

ILINCA, F., AJERSCH, F., GOODWIN, F. E. Numerical Analysis of the Modification of Flow Using Pumping System in the Galvanizing Bath. Galvatech Proceeding by AIST. v.01, p. 497-504, 2015.

KATO C, KOUMURA H., MOCHIZUKI K., MORITO N. Dross formation and flow phenomena in molten zinc bath, Galvatech Proceeding by AIST. v.01, p. 801-806, 1995.

KIM, H. S., KIM, J. G., YOON, S. C., IM, H. J., MOON, M. B. Numerical Simulation of Flow and Dross Particle Transfer in a 55% Al-Zn Pot. Corrosion Science and Technology, v.11, p. 71~76, 2012,

KIM, Y. H., CHO, Y. W., CHUNG, S. H., SHIM, J. D., RA, H. Y. Numerical Analysis of Fluid Flow and Heat Transfer in Molten Zinc Pot of Continuous Hot-dip Galvanizing Line. ISIJ Int. v. 40, p. 706-712, 2000.

KUROBE, J., IGUCHI, MANABU., MATSUBARA, S., NAKAMOTO, K., MORITA, Z-I. Cold Model Experiment on Fluid Flow Phenomena in Hot Dip Planting Bath. ISIJ Int. v. 36, p. 439-443, 1996.

KUROBE, J., IGUCHI, MANUBU. Cold Model Experiment on Melting Phenomena of Zn Ingot in Hot Dip Plating Bath. Materials Transactions, v.44, p. 877-884, 2003.

LEE, S. J., KIM, S., KOH, M. S., CHOI, J. H. Flow Field Analysis inside a Molten Zn Pot of the Continuous Hot-dip Galvanizing Process. ISIJ Int. v. 42, p. 407-413 2002.

MADAL, G. K., BALASUBRAMANIAN, R., MEHROTRA, S. P. Theoretical Investigation of the Interfacial Reactions during Hot-Dip Galvanizing of steel. Metallurgical and Materials Transition A. v. 40A, p. 637-645, 2009.

MALISKA, C. R., Transferência de Calor e Mecânica dos Fluidos Computacional. Ed. Livros Técnicos Científicos. v. 02, 2004.

MATALN, M., PFEILER, P., STRUTZENBERGER, J., ANGELI, G. Simulation of Physical Phenomena inside a Molten Zinc Bath by using Computational Fluid Dynamics Method. Galvatech- International Conference on Zinc and Zinc Alloy Coated Steel Shee. v. 10, p. 481-487, 2015.

OUELLET, L., AJERSCH, F., ILINCA, F. Numerical Simulation and Validation of Flow in a Galvanizing Bath Using a Water Model. Galvatech- International Conference on Zinc and Zinc Alloy Coated Steel Shee. v.04, p. 917-925, 2004.

PAREZANOVIC, I., Spiegel, M. Selective Oxidation and Surface Segregation in High Strength Steels during Short Term Annealing in H₂-N₂ - Influence of B on Surface Chemistry. Steel Research Int. v. 76, p.832-839, 2005.

PARK, S. H., HAN, K. A., LEE, J. SHIM, J. W. Numerical Simulation of Zinc Flow and Temperature Distribution in a Galvanizing Zinc Pot. ISIJ Int. v. 48, p. 224-229, 2008.

PATANKAR, S. V., Numerical Heat Transfer and Fluid Flow. 1.ed. Hemisphere Publish Corporation 1980. Taylor & Francis.

REISS, G., ISHMURZIN, A., MUGRAUER, C., EßL, W., ECRER, W. STRUTZENBERGER, J., UNGER, H., ANGELI, G. Thermo-chemical Fluid Flow Simulation in Hot-Dip Galvanizing: The Evaluation of Dross Build-Up Formation. Metallurgical and Materials Transaction B. v. 50B, p. 834-845, 2019.

SAWAITUL, P., CHOWRIWAR, S. A., LADE, I. P. Minimization of Dross Formation During the Continuous Galvanizing Process in the Steel Industry. International Journal of Emerging Technology and Advance Enginnering.v.02, p. 45-51, 2012.

SIPPOLA, P., SMITH, D. Use of High Zinc Bath Entry Strip Temperature to Solve Coating Problems. *Corrosion Science and Technology*. v. 9, p. 175-186, 2010.

SUN, H., ZHI, D., DONG, A. Numerical Analysis of Two-phase Flow and Heat Transfer in External Cyclic Purification Hot-dip Galvanizing Bath. *Atlantis Press*. v. 01, p. 1251-1257, 2016.

TANG, N. Y. Refined 450°C isotherm of Zn-Fe phase diagram. *Materials Science and Technology*. v. 11, p. 870-873, 1995.

TANG, N-Y. Determination of Liquid-Phase Boundaries in Zn-Fe-Mx System. *Journal of Phase Equilibrium*. v. 21, p. 70-77, 2000.

THIOUNN, R., SIMONNET, M., PINEAU, L., DULCY, C. Improvement of line productivity and of immersed hot-dip galvanizing roll lifetime by cross build-up control. *Research Fund for Coal and Steel Technology and Advanced Engineering*. v. 2, p. 2250-2459, 2012.

UNGER, H., STRUTZENBERGER, J., ANGELI, G., REISS, G., Flow Pattern Analysis inside an Immersing Snout with a Parametric Simulation Model. *Galvatech Proceeding by AIST*. v.01, p. 1236-1246, 2020.

VERDEJO, V. V., ALARCÓ, M. A. P., SORLÍ, P. L. M. Scheduling in a continuous galvanizing line. *Elsevier Science Direct Computers & Operations Research*. v.36, p. 280 – 296, 2009.

VIEIRA, R. R. Estudo sobre o desprendimento do revestimento de zinco em materiais galvanizados com liga de Fe-Zn. *Dissertação de Mestrado*. UFOP, 2007.

VIEIRA, R. R., FERREIRA, J. L. Controle de Processo de Material Galvanizado. 19th Rolling Conference, IAS 2012, Rosário, Santa Fe, Argentina, 2012.

VIEIRA, R. R., ELEUTÉRIO, H. L., OLIVEIRA, T. G., BAGATINI, M. C., TAVARES, R. P. Numerical Simulation of Zinc Flow in Different Layouts of Galvanization Pot. *Ibero-american Journal Materials, Materials Research Scielo*. V. 24, p. 1-2, 2021.

VIEIRA, R. R., DUARTE, I. D., ELEUTÉRIO, H. L., OLIVEIRA, T. G., BAGATINI, M. C., TAVARES, R. P. Trajectory of Top-dross Particles During the Melting of Zinc Ingot in Galvanizing Pot. *Ibero-american Journal Materials, Materials Research Scielo*. V. 25, p. 1-9, 2022.

VOLLER, V. R. BRENT, A. D. REID, K. J. Technical report. A computational modeling framework for the analysis of metallurgical solidification process and phenomena. Conference for Solidification Processing Ranmoor House. Sheffield, 1987.

VOLLER, V. R. PRAKASH, C. A fixed-grid numerical modeling methodology for convection-diffusion mushy region phase-change problems. *Int J Heat Mass Transfer*. V.30. p.1709, 1987.

YU, K. R., ILINCA, F., HÉTU, J. F, GOODWIN, F. E. Numerical Simulation of the Effect of Strip Entry Temperature on Continuous Galvanizing Bath Management and Dross Formation. *Iron & Technology AISTech*. v. 16, p. 2043-2053, 2016.

YUE, Q., ZHANG, L., WANG, J., KONG, H., ZHOU, L. Flow Field and Dross Behavior in a Hot-Dip Round Coreless Galvanizing Bath. *ISIJ Int*. v. 57, p. 1617–1624, 2017.

ZHOU, X., YUAN, S., HUANG, Y., YANG, P. Simulation of special flow affecting dross formation on steel strip in galvanising bath. *Ironmaking and Steelmaking*. v. 42, p. 785-790, 2015.

BIBLIOGRAFIA

AJERSCH, F., ILINCA, F., HÉTU, J. F, GOODWIN, F. E. Modeling As A Management Tool For Operating Continuous Galvanizing Baths. Galvatech'07. v. 07, p.117-152, 2007.

BRAGA, B. M. Aprimoramento das Técnicas de Simulação dos Fenômenos Associados ao Escoamento do Aço em Distribuidores para Lingotamento Contínuo. Tese de doutorado, UFMG, 2019.

BIRD, R. B., STEWART, W. E., LINGHTFOOT, E. N. Transport Phenomena. 2.ed. New York: John Wiley & Sons, 2001. 895p.

BARIL, E., DUBOIS., GAGNÉ. M, Numerical Modeling of Fluid Flow in the Snout of a CGL. 93rd Galvanizers Association Meeting. Portland, Oregon, Canada, p. 1-14, 2001.

HEUERT, J., KHATCHATOURIAN, O. Interação entre Jatos Transversais e Fluxo Principal: Simulação e Análise Comparativa de Modelos de Turbulência. Congresso Nacional de Matemática Aplicada e Computacional. v.1, p.1-6, 2007.

HRYB, D. E., GOLDSCHMIT, M. B., Thermal Interaction Model Between a Fluid Flow and a Solid. Latin American Applied Research, v.39, p.119-125, 2009.

MALLENS, R. M. M., TREADGOLD, C. J., VLOT, M. J., MEIJERS, S. M. Prevention of Dross Contamination in the Corus Ijmuiden Hot Dip Galvanizing Line. Galvatech'01. v. 01, p. 255-261, 2001.

MARIAUX, A., PUTTE, T. V., RAPPAZ, M. Modeling Nucleation and Growth of Zinc Grains in Hot-Dip Galvanized Coatings. The Minerals, Metals & Materials Society. v. 01, p. 667-674, 2009.

NEGHBAB, A. K. Improving Galvanizing Bath Hardware. Master's Thesis in Engineering Science. University of Western Ontario. 2015, 103p.

PARK, J. H., PARK, G. H., PAIK, D. J., HUH, Y., HONG, M. H. Influence of Aluminum on the Formation Behavior of Zn-Al-Fe Intermetallic Particles in a Zinc Bath. *Metallurgical and Materials Transaction A*. v. 43A, p. 195-207, p. 2012.

PETERS, K. J., HÜLSTRUNG, J., GÖHLER, K. Simulation of Galvanising Process at Thyssenkrupp Steel Europe. v. 01, p. 1-8, 2007.

PHILIPS, C. H., STAPLES, N., BRIGHT, M. Cleanliness Enhancement of the Bath Surface within a CGL Snout. *Galvanizer's Association Annual Meeting*. v. 01, p. 1-9, 2005.

VOLLER, V. R. Technical report. Modeling Solidification Processes. *Mathematical Modeling of Metals Processing Operations Conference*; Palm Desert: American Metallurgical Society; 1987.

ZHOU, X. P., LIU, C., YANG, P., YUAN, S., QIAN, C. Q. SONG, B. Performance of inductors attached to a galvanizing bath, *Metall. Mater. Trans. B*, v. 44, p. 1580–1585, 2013.

PUBLICAÇÕES DO AUTOR RELACIONADAS COM O TRABALHO

Numerical Simulation of Zinc Flow in Different Layouts of Galvanization Pot em 25 de novembro de 2021 pelo periódico *Ibero-american Journal Materials* da editora Materials Resarch Scielo.

Trajectory of Top-dross Particles During the Melting of Zinc Ingot in Galvanizing Pot em 05 de janeiro de 2022 pelo periódico *Ibero-american Journal Materials* da editora *Materials Resarch Scielo*.