

UNIVERSIDADE FEDERAL DE MINAS GERAIS
Escola de Engenharia
Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica

Pedro Mourão Domingos

**MODELAGEM FÍSICA E MATEMÁTICA DA MISTURA DE AÇOS EM UM
DISTRIBUIDOR DE VEIO ÚNICO DE LINGOTAMENTO CONTÍNUO DE PLACAS
DURANTE A TROCA DE PANEAS**

Belo Horizonte
2024

Pedro Mourão Domingos

**MODELAGEM FÍSICA E MATEMÁTICA DA MISTURA DE AÇOS EM UM
DISTRIBUIDOR DE VEIO ÚNICO DE LINGOTAMENTO CONTÍNUO DE PLACAS
DURANTE A TROCA DE PANEAS**

Dissertação apresentada ao Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica da Universidade Federal de Minas Gerais, como requisito parcial à obtenção do título de Mestre em Engenharia Mecânica.

Orientador: Prof. Dr. Paulo Vinicius Trevizoli

Coorientador: Prof. Dr. Johne Jesus Mol Peixoto

Belo Horizonte
2024

D671m

Domingos, Pedro Mourão.

Modelagem física e matemática da mistura de aços em um distribuidor de veio único de lingotamento contínuo de placas durante a troca de panelas [recurso eletrônico] / Pedro Mourão Domingos. – 2024. 1 recurso online (103 f. : il., color.) : pdf.

Orientador: Paulo Vinícius Trevizoli.

Coorientador: Johnhe Jesus Mol Peixoto.

Dissertação (mestrado) – Universidade Federal de Minas Gerais, Escola de Engenharia.

Bibliografia: f. 99-103.

1. Engenharia mecânica – Teses. 2. Aço – Teses. 3. Fundação contínua – Teses. 4. Modelagem física – Teses. 5. Modelagem matemática – Teses. 6. Simuladores (Computadores digitais) – Teses. I. Trevizoli, Paulo Vinícius. II. Peixoto, Johnhe Jesus Mol. III. Universidade Federal de Minas Gerais. Escola de Engenharia. IV. Título.

CDU: 621(043)



UNIVERSIDADE FEDERAL DE MINAS GERAIS
ESCOLA DE ENGENHARIA
PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA MECÂNICA

FOLHA DE APROVAÇÃO

“MODELAGEM FÍSICA E MATEMÁTICA DA MISTURA DE AÇOS EM UM DISTRIBUIDOR DE VEIO ÚNICO DE LINGOTAMENTO CONTÍNUO DE PLACAS DURANTE A TROCA DE PANEIAS”

PEDRO MOURÃO DOMINGOS

Dissertação submetida à Banca Examinadora designada pelo Colegiado do Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica da Universidade Federal de Minas Gerais, constituída pelos Professores: Dr. Paulo Vinicius Trevizoli (Orientador - Departamento de Engenharia de Mecânica/UFMG), Dr. Johne Jesus Mol Peixoto (Coorientador – Departamento de Engenharia Metalúrgica e de Materiais /UFOP), Dr. Rudolf Huebner (Departamento de Engenharia Mecânica/UFMG) e Dr. Leandro Soares de Oliveira (Departamento de Engenharia Mecânica/UFMG), como parte dos requisitos necessários à obtenção do título de **"Mestre em Engenharia Mecânica"**, na área de concentração de **“Energia e Sustentabilidade”**.

Dissertação aprovada no dia 12 de agosto de 2024.

Por:



Documento assinado eletronicamente por **Paulo Vinicius Trevizoli, Professor do Magistério Superior**, em 21/08/2024, às 17:52, conforme horário oficial de Brasília, com fundamento no art. 5º do [Decreto nº 10.543, de 13 de novembro de 2020](#).



Documento assinado eletronicamente por **Johne Jesus Mol Peixoto, Usuário Externo**, em 22/08/2024, às 15:43, conforme horário oficial de Brasília, com fundamento no art. 5º do [Decreto nº 10.543, de 13 de novembro de 2020](#).



Documento assinado eletronicamente por **Rudolf Huebner, Membro**, em 22/08/2024, às 17:32, conforme horário oficial de Brasília, com fundamento no art. 5º do [Decreto nº 10.543, de 13 de novembro de 2020](#).



Documento assinado eletronicamente por **Leandro Soares de Oliveira, Professor do Magistério Superior**, em 23/08/2024, às 17:46, conforme horário oficial de Brasília, com fundamento no art. 5º do [Decreto nº 10.543, de 13 de novembro de 2020](#).



A autenticidade deste documento pode ser conferida no site https://sei.ufmg.br/sei/controlador_externo.php?acao=documento_conferir&id_orgao_acesso_externo=0, informando o código verificador **3444613** e o código CRC **9353F28B**.

AGRADECIMENTOS

A conclusão desta dissertação não teria sido possível sem o apoio e a contribuição de várias pessoas, a quem dedico meus sinceros agradecimentos.

Aos meus pais, Márcio Antônio Domingos e Marileide Mourão Domingos, por todo o amor, suporte e incentivo ao longo desta jornada. A sua confiança em meu potencial e suas palavras de encorajamento foram fundamentais para a realização deste trabalho.

À minha avó, Clotildes Maria Domingos por sua coragem, carinho e orações, que sempre me deram forças nos momentos mais desafiadores.

À minha namorada, Ana Carolina Castanheira Pereira, pela paciência, compreensão e apoio incondicional, que me motivaram a seguir em frente mesmo nos momentos mais difíceis.

Ao meu professor orientador, Prof. Dr. Paulo Vinicius Trevizoli, pela orientação, pelas discussões enriquecedoras e pelo incentivo contínuo.

Ao meu professor coorientador, Prof. Dr. Johnne Jesus Mol Peixoto, por sua valiosa contribuição e suporte ao longo deste percurso.

Aos demais integrantes da banca examinadora, Prof. Dr. Rudolf Huebner e Prof. Dr. Leandro Soares de Oliveira, que dedicaram tempo e contribuíram para o trabalho.

Ao Prof. Dr. Carlos Antônio da Silva, pela colaboração e apoio que enriqueceram significativamente este estudo.

Aos meus colegas de trabalho Alexandre Dolabella Resende, Rodrigo Garcia Ribeiro e demais, pelo suporte e troca de conhecimentos. Agradeço também à RHI Magnesita pelo incentivo à busca contínua de conhecimento e aprimoramento.

A Deus, por me guiar, dar forças e iluminar meu caminho durante toda esta jornada.

RESUMO

No processo de lingotamento contínuo, o desempenho do distribuidor é importante na produção de aços de alta qualidade. Durante a troca de painéis, variações significativas no padrão de escoamento dentro do distribuidor podem ocorrer, afetando a distribuição de temperaturas e a composição química do aço, o que pode comprometer a qualidade do lingote produzido. Em alguns casos, a troca de painéis é acompanhada de variações na composição química do aço que está sendo lingotado. Este trabalho investigou o fenômeno de mistura de diferentes tipos de aço dentro de um distribuidor de veio único de lingotamento contínuo de placas durante a troca de painéis. Os efeitos de fenômenos térmicos e de nível mínimo de banho sobre o padrão de mistura são avaliados por meio de modelagem física em escala reduzida, empregando água como fluido de trabalho devido à respectiva semelhança com o aço líquido em termos de viscosidade cinemática. O número adimensional de Froude foi adotado como critério de similaridade. Quatro cenários experimentais foram considerados, variando a condição térmica (isotérmica e não-isotérmica) e o nível mínimo de banho do distribuidor (alto e baixo). Injeção de solução salina (traçador) e corante foram utilizadas para avaliar o escoamento. A modelagem matemática e solução numérica foi conduzida utilizando o software *Ansys Fluent 22R1* para simular o escoamento multifásico no distribuidor. Para a solução numérica, adotou-se a abordagem multifásica *Volume of Fluid (VOF)*. Diversos parâmetros do software, incluindo modelos de turbulência (SST $k-\omega$ e $k-\epsilon$ *realizable*) e esquemas de acoplamento pressão-velocidade (SIMPLE - *Semi-Implicit Method for Pressure-Linked Equations*, PISO - *Pressure-Implicit with Splitting of Operators* e COUPLED) foram testados a fim de validar os cálculos numéricos em relação ao modelo físico. Resultados experimentais revelaram que os efeitos térmicos e o nível mínimo de banho influenciam significativamente a curva de concentração do traçador na saída do distribuidor. Em cenários não-isotérmicos, os gradientes de temperatura geram variações no padrão de escoamento, o que afeta a mistura entre diferentes tipos de aço e a localização de volumes mortos dentro do distribuidor. A redução do nível mínimo de banho mostrou-se benéfica na minimização da contaminação do aço lingotado durante a troca de painéis. As simulações numéricas corroboraram os resultados experimentais. A comparação entre diferentes parâmetros numéricos do software destacou a importância da escolha adequada desses parâmetros para a

precisão e duração das simulações. Conclui-se que a integração das abordagens de modelagem física e matemática proporciona uma compreensão abrangente dos fenômenos envolvidos na mistura de aços durante a troca de panelas. Os resultados deste estudo contribuem significativamente para a melhoria do processo de lingotamento contínuo, melhorando a eficiência e a qualidade do aço produzido.

Palavras-chave: dinâmica de fluidos computacional; lingotamento contínuo; escoamento multifásico; distribuidor; modelagem física.

ABSTRACT

In the continuous casting process, the tundish performance is important in producing high-quality steel. During ladle exchanges, significant variations in the flow pattern inside the tundish can occur, affecting the temperature distribution and chemical composition of the steel, which can jeopardize the quality of the produced slab. In some cases, the ladle exchange is accompanied by variations in the chemical composition of the steel being cast. This thesis investigated the mixing phenomenon of different steel grades inside a single-strand slab continuous casting tundish during ladle exchanges. The effects of thermal phenomena and minimum bath level on the mixing pattern are evaluated through reduced-scale physical modeling, using water as the working fluid due to its similarity to liquid steel in terms of kinematic viscosity. The dimensionless Froude number was adopted as similarity criteria. Four experimental scenarios were considered, varying thermal conditions (isothermal and non-isothermal) and the minimum bath level of the tundish (high and low). Mathematical modeling and numerical solution was conducted using *Ansys Fluent 22R1* software to simulate the multiphase flow in the vessel. The mathematical methodology considers the Volume of Fluid (VOF) multiphase approach. Different software parameters, including turbulence models (SST $k-\omega$ and realizable $k-\epsilon$) and pressure-velocity coupling schemes (SIMPLE - *Semi-Implicit Method for Pressure-Linked Equations*, PISO - *Pressure-Implicit with Splitting of Operators*, and COUPLED) were tested to validate the numerical calculations with the physical model. Experimental results revealed that thermal effects and the minimum bath level significantly influence the tracer concentration curve at the tundish outlet. In non-isothermal scenarios, temperature gradients generate variations in the flow pattern, which affect the mixing between different types of steel and the location of dead volumes inside the tundish. Reducing the minimum bath level proved to be beneficial in minimizing steel contamination during ladle exchanges. Numerical simulations corroborated the experimental results. The comparison between different numerical parameters of the software highlighted the importance of appropriate parameter selection for simulation accuracy and duration. It is concluded that the integration of physical and mathematical modeling approaches provides a comprehensive understanding of the phenomena involved in steel mixing during ladle exchanges. The results of this study contribute

significantly to the optimization of the continuous casting process, improving the efficiency and quality of the produced steel.

Keywords: computational fluid dynamics; continuous casting; multiphase flow; tundish; physical modeling.

LISTA DE FIGURAS

Figura 1.1 - Exemplo de modelagem matemática CFD do escoamento em um distribuidor.....	21
Figura 2.1 - Formatos típicos de lingotes produzidos por meio de lingotamento contínuo.....	24
Figura 2.2 - Máquina de lingotamento contínuo.	24
Figura 2.3 - Aparatos utilizados em distribuidores de lingotamento contínuo.	27
Figura 2.4 - Formatos de distribuidores.....	28
Figura 2.5 - Utilização de corante em modelagem física para análise do escoamento em distribuidor.....	34
Figura 3.1 - Fator de escala que garante que as similaridades de Froude e Reynolds sejam satisfeitas simultaneamente em um modelo físico em função da temperatura da água.	45
Figura 3.2 - Diagrama esquemático da montagem experimental.	48
Figura 3.3 - Modelo físico do distribuidor utilizado nos experimentos.	49
Figura 3.4 - Posicionamento dos sensores e inibidor de turbulência.	50
Figura 3.5 - Inibidor de turbulência utilizado nos experimentos.....	50
Figura 3.6 - Evolução do volume de água no distribuidor em função do tempo.	53
Figura 3.7 - Curva F.	53
Figura 3.8 - Domínio do modelo matemático.....	54
Figura 3.9 - Condições de contorno do modelo matemático.	56
Figura 3.10 - Tipos de elementos.....	59
Figura 3.11 - Corpo de influência utilizado para refino de malha localizado.	59
Figura 3.12 - Verificação de malha.....	61
Figura 4.1 - Concentração normalizada média de solução salina na saída do distribuidor: cenário 1 (isotérmico nível alto).	63
Figura 4.2 - Concentração normalizada média de solução salina na saída do distribuidor: cenário 2 (não-isotérmico nível alto).	64
Figura 4.3 - Concentração normalizada média de solução salina na saída do distribuidor: cenário 3 (isotérmico nível baixo).	65
Figura 4.4 - Concentração normalizada média de solução salina na saída do distribuidor: cenário 4 (não-isotérmico nível baixo).	66

Figura 4.5 - Dispersão de corante durante a troca de painéis no distribuidor, considerando os cenários 1 e 2.....	67
Figura 4.6 - Identificação de zonas mortas por meio da dispersão de corante – cenários 1 e 2.	68
Figura 4.7 - Dispersão de corante durante a troca de painéis no distribuidor, considerando os cenários 3 e 4.....	69
Figura 4.8 - Concentração normalizada do traçador na saída do distribuidor – condições isotérmica e não-isotérmica; nível alto.	70
Figura 4.9 - Concentração normalizada do traçador na saída no distribuidor – condições isotérmica e não-isotérmica; nível baixo.	71
Figura 4.10 - Modelo em água com injeção de corante realizado por Amorim <i>et al.</i> (2018) – condição isotérmica.	74
Figura 4.11 - Modelo em água com injeção de corante realizado por Amorim <i>et al.</i> (2018) – condição não-isotérmica.	75
Figura 4.12 - Resultados dos modelos físico e matemático realizados por Chattopadhyay, Isac e Guthrie (2012) em condição isotérmica (a) e não-isotérmica com diferença de temperatura de 10°C (b) e 15°C (c).	76
Figura 4.13 - Dispersão de corante durante a troca de painéis no distribuidor, considerando os cenários isotérmicos 1 (nível alto) e 3 (nível baixo).	77
Figura 4.14 - Dispersão de corante durante a troca de painéis no distribuidor, considerando os cenários não-isotérmicos 2 (nível alto) e 4 (nível baixo).	78
Figura 4.15 - Concentração normalizada do traçador na saída no distribuidor – níveis mínimos de banho alto e baixo; isotérmico.	78
Figura 4.16 - Concentração normalizada do traçador na saída no distribuidor – níveis mínimos de banho alto e baixo; não-isotérmico.	79
Figura 4.17 - Resultados do modelo desenvolvido por Alizadeh, Edris e Pishevar (2007) apresentando o efeito do nível mínimo de banho durante a troca de painéis no volume de aço misturado.	80
Figura 4.18 - Concentração normalizada do traçador na saída do distribuidor – modelos físico e matemático, considerando o cenário 1.....	81
Figura 4.19 - Evolução do fluido proveniente da segunda panela nos modelos físico e matemático.....	83
Figura 4.20 - Campo de velocidades ao final da etapa de enchimento, avaliado no plano de simetria.	83

Figura 4.21 - Campo de velocidades avaliado no plano de simetria, considerando como inicialização do modelo matemático a operação da primeira panela em regime permanente.	84
Figura 4.22 - Campo de velocidades avaliado no plano de simetria, considerando como inicialização do modelo matemático o fluido estático.	85
Figura 4.23 - Concentração normalizada do traçador na saída do distribuidor – modelos físico e matemático, considerando o cenário 3.	86
Figura 4.24 - Concentração do traçado na saída do distribuidor – diferentes acoplamentos pressão-velocidade.	87
Figura 4.25 - Concentração do traçado na saída do distribuidor – diferentes discretizações espaciais da fração volumétrica.	90
Figura 4.26 - Concentração do traçado na saída do distribuidor – diferentes formulações do modelo multifásico VOF.	91
Figura 4.27 - Campo de velocidades obtido com o modelo SST $k-\omega$, avaliado no plano de simetria.	92
Figura 4.28 - Campo de velocidades obtido com o modelo $k-\epsilon$ <i>realizable</i> , avaliado no plano de simetria.	93
Figura 4.29 - Campo de velocidades obtido com o modelo SST $k-\omega$, avaliado em um plano paralelo ao plano de simetria (distância de 100 mm).	93
Figura 4.30 - Campo de velocidades obtido com o modelo $k-\epsilon$ <i>realizable</i> , avaliado em um plano paralelo ao plano de simetria (distância de 100 mm).	94

LISTA DE TABELAS

Tabela 3.1 - Propriedades dos fluidos.....	43
Tabela 3.2 - Fatores de escala seguindo a similaridade de Froude.....	46
Tabela 3.3 - Descrição dos cenários estudados por meio do modelo físico em escala.	51
Tabela 3.4 - Condições de processo e experimentais.....	52
Tabela 4.1 - Parâmetro t_{10-90} - cenários 1 e 2.....	72
Tabela 4.2 - Parâmetro t_{10-90} - cenários 3 e 4.....	72
Tabela 4.3 – Diferença entre os resultados dos modelos matemático e físico considerando o cenário 1.....	82
Tabela 4.4 - Diferença entre os resultados dos modelos matemático e físico considerando o cenário 3.....	86
Tabela 4.5 - Comparação do tempo necessário para o cálculo de 1 segundo de escoamento considerando diferentes esquemas de acoplamento pressão-velocidade.	88

LISTA DE ABREVIATURAS E SIGLAS

CFD	<i>Computational Fluid Dynamics</i>
CFL	Courant-Friedrichs-Lewy
DTR	Distribuição do Tempo de Residência
GCI	<i>Grid Convergence Index</i>
LES	<i>Large Eddy Simulation</i>
MAE	<i>Mean Absolute Error</i>
PISO	<i>Pressure-Implicit with Splitting of Operators</i>
PIV	<i>Particle Image Velocimetry</i>
RANS	Reynolds-Averaged Navier–Stokes
RMSE	<i>Root Mean Square Error</i>
SIMPLE	<i>Semi-Implicit Method for Pressure-Linked Equations</i>
SST	<i>Shear Stress Transport</i>
VOF	<i>Volume Of Fluid</i>

LISTA DE SÍMBOLOS

Gerais

C	Concentração na saída do distribuidor	-
C_0	Concentração na 1ª panela	-
C_1	Concentração na 2ª panela	-
c_p	Calor específico a pressão constante	$J.kg^{-1}.K^{-1}$
$\bar{\bar{D}}$	Tensor taxa de deformação	s^{-1}
D_t	Coeficiente de difusão turbulenta	$kg.m^{-1}.s^{-1}$
e_a	Erro relativo aproximado	-
Fr	Número de Froude	-
g	Aceleração gravitacional	$m.s^{-2}$
l_c	Comprimento característico	m
$\vec{f}\rho$	Forças externas por unidade de volume	$N.m^{-3}$
Gr	Número de Grashof	-
\bar{I}	Tensor identidade	-
k	Condutividade térmica	$W.m^{-1}.K^{-1}$
n	Número de observações	-
n_{elem}	Número de elementos da malha	-
p	Pressão	Pa
p_{GCI}	Ordem aparente de convergência	-
q_{GCI}	Termo de correção da ordem aparente de convergência	-
Q	Vazão volumétrica	
r	Taxa de geração de calor por unidade de volume	$W.m^{-3}$
r_{ij}	Fator de refinamento de malha	-
Re	Número de Reynolds	-
s	Parâmetro relacionado ao comportamento do erro	-
t	Tempo	s
t_{res}	Tempo médio de residência	s

t_{10}	Tempo necessário para que a concentração do traçador na saída do distribuidor atinja o valor de 10%	s
t_{35}	Tempo necessário para que a concentração do traçador na saída do distribuidor atinja o valor de 35%	s
t_{50}	Tempo necessário para que a concentração do traçador na saída do distribuidor atinja o valor de 50%	s
t_{90}	Tempo necessário para que a concentração do traçador na saída do distribuidor atinja o valor de 90%	s
t_{10-90}	$t_{90} - t_{10}$	s
T	Temperatura	K
T_s	Temperatura da superfície	K
\bar{T}	Tensor de tensões	Pa
\vec{u}	Vetor velocidade	m.s ⁻¹
v	Velocidade	m.s ⁻¹
V	Volume	m ³
V_{dist}	Volume do distribuidor	M ³
v_c	Velocidade característica	m.s ⁻¹
∇	Operador divergente	-

Gregos

β	Coeficiente de expansão térmica	K ⁻¹
β_v	Viscosidade volumétrica	Pa.s
ΔT	Diferença de temperatura	K
ε_{ij}	Diferença entre as soluções das malhas i e j	-
Φ	Dissipação viscosa	s ⁻¹
φ_f	Concentração de traçador no modelo matemático	-
φ_m	Concentração de traçador no modelo físico	-
φ_k	Solução para a k-ésima malha	-
λ	Fator de escala	-
λ_v	Segundo coeficiente de viscosidade	Pa.s

μ	Viscosidade dinâmica	Pa.s
ν_t	Viscosidade turbulenta	kg.m ⁻¹ .s ⁻¹
ρ	Densidade	Kg.m ⁻³

Subscritos

aço	Aço	-
água	Água	-
m	Modelo	-
p	Protótipo	-

SUMÁRIO

1	INTRODUÇÃO	19
1.1	<i>Contextualização</i>	19
1.2	<i>Objetivos</i>	21
1.2.1	Objetivos gerais	21
1.2.2	Objetivos específicos	22
2	REVISÃO BIBLIOGRÁFICA	23
2.1	<i>Lingotamento Contínuo</i>	23
2.2	<i>Principais funções de um distribuidor</i>	25
2.3	<i>Intermix</i>	28
2.4	<i>Efeitos térmicos em um distribuidor</i>	29
2.5	<i>Técnicas para modelagem do escoamento em distribuidores de lingotamento contínuo</i>	31
2.5.1	Modelagem física	31
2.5.2	Modelagem matemática	35
3	MATERIAIS E MÉTODOS	43
3.1	<i>Propriedades dos fluidos</i>	43
3.2	<i>Modelagem Física</i>	44
3.2.1	Similaridade de adimensionais	44
3.2.2	Aparato experimental	48
3.2.3	Procedimento experimental	51
3.3	<i>Modelagem matemática</i>	54
3.3.1	Estudo de refino de malha	58
3.3.2	Validação do modelo matemático	62
4	RESULTADOS E DISCUSSÕES	63
4.1	<i>Modelo experimental</i>	63
4.1.1	Influência do efeito térmico	66
4.1.2	Influência do nível mínimo de banho	76
4.2	<i>Modelo matemático</i>	80
4.2.1	Validação do modelo matemático	81
4.2.2	Acoplamento pressão-velocidade	87
4.2.3	Discretização espacial da fração volumétrica	89
4.2.4	Formulação do modelo multifásico VOF	90
4.2.5	Modelo de turbulência	92
5	CONCLUSÕES	95
6	SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS	98
	REFERÊNCIAS	99

1 INTRODUÇÃO

1.1 Contextualização

O aço é um dos materiais mais importantes e amplamente utilizados no mundo atual, desempenhando um papel fundamental em uma variedade de setores e aplicações. A versatilidade, durabilidade e propriedades mecânicas do aço o tornam indispensável em muitas áreas da indústria, da construção civil à fabricação de máquinas e equipamentos.

No setor da construção civil, o aço é frequentemente empregado na fabricação de estruturas metálicas, vigas, pilares, perfis e chapas, devido à sua alta resistência e capacidade de suportar cargas elevadas. Essas características tornam o aço um material ideal para pontes, edifícios comerciais e residenciais, estádios esportivos, torres de transmissão e muitas outras estruturas.

Na indústria automotiva, o aço é amplamente utilizado na fabricação de carrocerias, chassis, componentes de suspensão e sistemas de segurança, devido à sua resistência, leveza e capacidade de absorver energia em caso de colisão. Além disso, o aço é importante na fabricação de máquinas e equipamentos industriais, ferramentas de corte e moldagem, tubulações e equipamentos de transporte, entre outros.

No setor energético, o aço desempenha um papel vital na produção, distribuição e armazenamento de energia. O aço é usado na construção de oleodutos, gasodutos, tanques de armazenamento, torres eólicas, estruturas de plataformas e equipamentos para geração de energia, como turbinas e geradores.

Portanto, a utilização do aço no mundo atual é essencial para o desenvolvimento econômico, a infraestrutura global e o avanço tecnológico. Sua versatilidade, confiabilidade e disponibilidade o tornam um dos materiais mais valiosos e indispensáveis da era moderna.

Dentre os processos de fabricação do aço, o lingotamento contínuo desempenha um papel importante, permitindo a produção eficiente, em larga escala e de alta qualidade de produtos semiacabados, como placas, tarugos e lingotes. Um dos componentes-chave desse processo é o distribuidor de lingotamento contínuo, responsável por receber o metal líquido proveniente de panelas e distribuí-lo uniformemente entre os moldes de lingotamento.

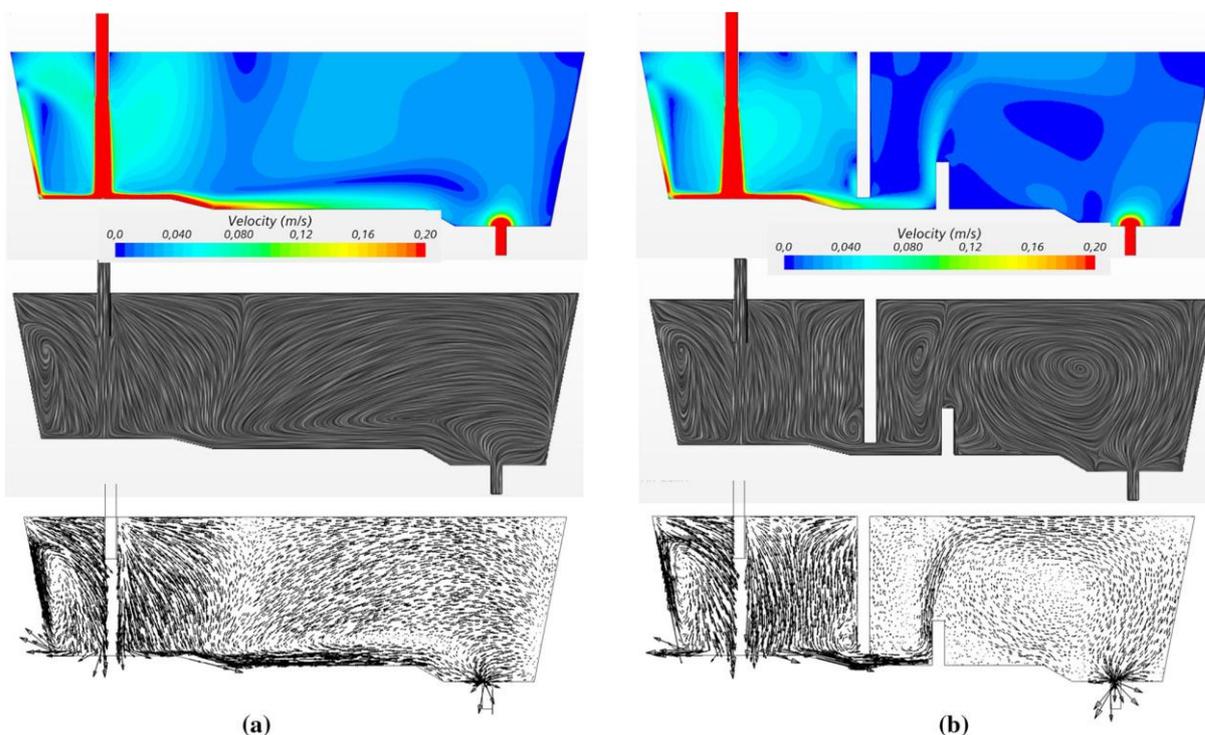
Durante a operação de um distribuidor de lingotamento contínuo ocorrem diversos fenômenos dinâmicos e transientes, especialmente durante a troca de painéis de aço. Esse processo, que envolve a substituição de uma panela de metal líquido por outra, pode resultar em variações significativas no padrão de escoamento dentro do distribuidor. Essas variações têm o potencial de afetar a distribuição de temperatura, a homogeneidade do metal líquido e, conseqüentemente, a qualidade do produto final.

Nesse contexto, a compreensão detalhada da dinâmica do escoamento durante a troca de painéis é essencial para melhorar o projeto e a operação do distribuidor de lingotamento contínuo, visando aumentar a eficiência do processo e garantir a qualidade do produto final.

Apesar de sua extrema importância, a aquisição direta de dados em equipamentos siderúrgicos possui alto custo e complexidade. Dessa maneira, o uso de modelos físicos e matemáticos para representar os fenômenos envolvidos tem se tornado cada vez mais relevante. Com a evolução tecnológica, cada vez mais a Dinâmica dos Fluidos Computacional (CFD, do inglês *Computational Fluid Dynamics*) está se tornando um componente vital no *design* de produtos e processos industriais (Versteeg; Malalasekera, 2007).

Na Figura 1.1 é apresentado um exemplo de utilização de CFD para modelar o escoamento de aço em um distribuidor de lingotamento contínuo, destacando resultados de intensidade de velocidades, linhas de escoamento e perfis de velocidade no distribuidor.

Figura 1.1 - Exemplo de modelagem matemática CFD do escoamento em um distribuidor.



Fonte: Sheng (2022).

Este trabalho propõe abordar esta área de conhecimento por meio de uma investigação integrada, combinando modelagem física e matemática para analisar o escoamento transiente em um distribuidor de lingotamento contínuo durante a troca de painéis. A integração dessas abordagens permitirá uma compreensão mais profunda dos fenômenos envolvidos, fornecendo informações valiosas para o aprimoramento do processo de lingotamento contínuo e o aumento da competitividade da indústria siderúrgica.

Expostos os principais pontos que possibilitam a compreensão do contexto no qual se insere este trabalho, e também a motivação para tal, especifica-se na seção seguinte o objetivo deste trabalho.

1.2 Objetivos

1.2.1 Objetivos gerais

A presente dissertação tem como objetivo avaliar a mistura entre diferentes tipos de aço em um distribuidor de lingotamento contínuo de veio único, utilizado no lingotamento de placas, durante a troca de painéis com alteração da composição

química do aço lingotado. Utilizando modelagem física e matemática, a curva de concentração da dispersão de traçador na saída do distribuidor será avaliada, visando examinar a influência de efeitos térmicos e do nível mínimo de banho sobre a quantidade de material misturado dentro do distribuidor. Para atingir esse objetivo são listados os seguintes objetivos específicos.

1.2.2 Objetivos específicos

- A) Avaliar o efeito de fenômenos térmicos na curva de concentração de traçador injetado no distribuidor.
- B) Avaliar o efeito do nível mínimo de banho na curva de concentração de traçador injetado no distribuidor.
- C) Propor e validar um modelo matemático e sua implementação numérica, bem como a malha espacial proposta, com base nos resultados obtidos em um dos quatro cenários avaliados experimentalmente.

Os objetivos A e B serão alcançados por meio do desenvolvimento de um modelo físico, cujo método e execução serão detalhados nos capítulos 3 e 4. Antes disso, serão apresentados no capítulo 2 os fundamentos teóricos e uma revisão bibliográfica acerca de modelagem física e matemática e o estado da arte de suas aplicações em lingotamento contínuo, com foco em distribuidores. O objetivo C será atingido por meio do desenvolvimento de um modelo matemático (e solução numérica) utilizando o software *Ansys Fluent 22R1*, e utilização do mesmo para avaliar diferentes parâmetros numéricos de solução. Este modelo e sua implementação computacional serão descritos em detalhes nos capítulos 3 e 4.

2 REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

Neste capítulo, são apresentados alguns estudos (publicados, em grande parte, a partir de 2010) relacionados à área de pesquisa na qual se insere este trabalho. Com isto, busca-se construir uma visão geral acerca do atual estado da arte da tecnologia de modelagem física e matemática do processo de lingotamento contínuo, com foco no distribuidor.

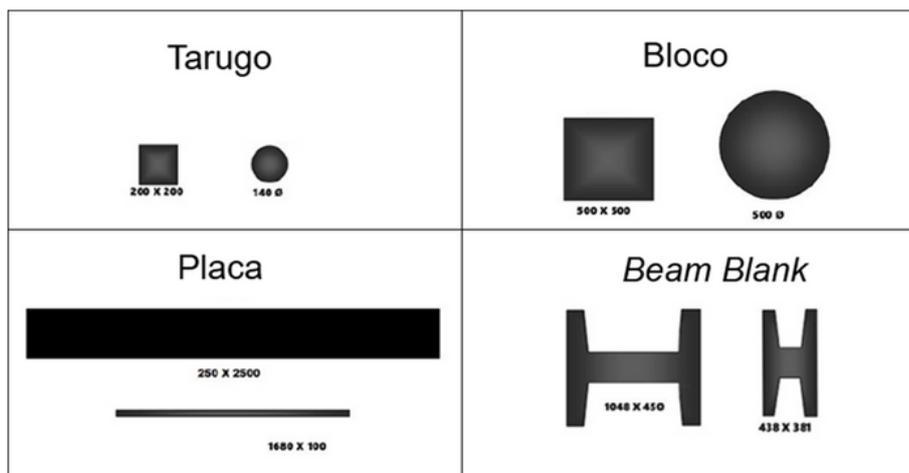
2.1 *Lingotamento Contínuo*

O lingotamento contínuo representa um processo fundamental na indústria metalúrgica, convertendo metais do estado líquido para o sólido de maneira contínua e eficiente. Este método é essencial para a produção em larga escala, oferecendo uniformidade e qualidade aos produtos finais. Anualmente, mais de 500 milhões de toneladas de aço, 20 milhões de toneladas de alumínio e 1 milhão de toneladas de cobre, níquel e outros metais são processadas por meio do lingotamento contínuo em todo o mundo (Thomas, 2001). De acordo com *World Steel Association* (2024), em 2023, 1888,2 milhões de toneladas de aço foram produzidas.

O processo de lingotamento contínuo se destaca pela operação ininterrupta, diferenciando-se de outros métodos de solidificação. Durante esse processo, o metal fundido é solidificado dentro de um molde enquanto é continuamente extraído. Embora exija um alto investimento inicial, o lingotamento contínuo oferece vantagens econômicas a longo prazo, como menores custos operacionais e qualidade consistente.

O lingotamento contínuo possibilita a fabricação de peças com diversos formatos diferentes para laminação subsequente. Seções transversais retangulares, quadradas ou circulares para a produção de produtos alongados, e formatos especiais destinados à conversão em perfis estruturais, como "I" ou "H". Os formatos típicos obtidos por meio do lingotamento contínuo são apresentados na Figura 2.1.

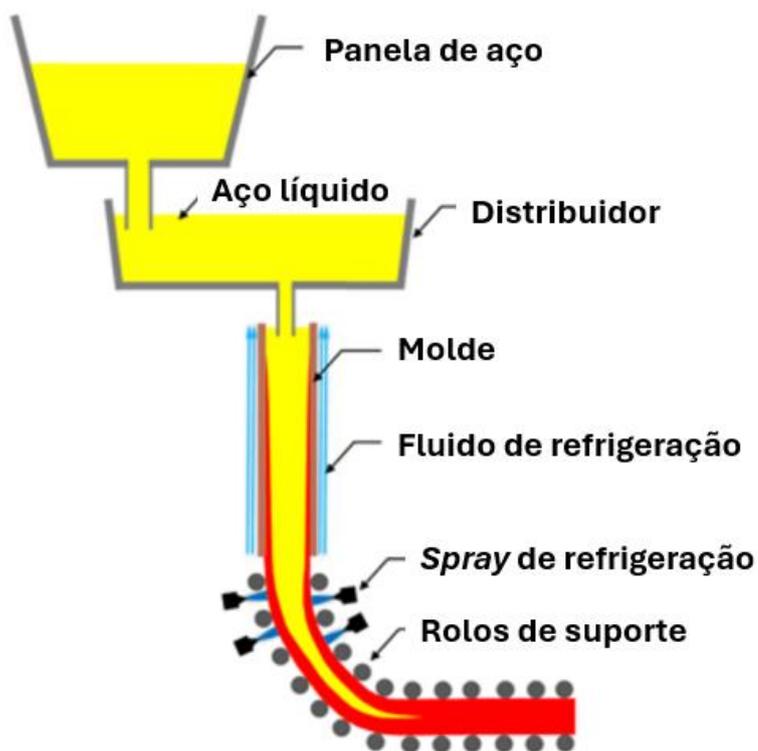
Figura 2.1 - Formatos típicos de lingotes produzidos por meio de lingotamento contínuo.



Fonte: Conceição (2018).

Dentre as diversas máquinas empregadas nesse processo, destaca-se a máquina curva de lingotamento contínuo, responsável pela fabricação da maior parte do aço lingotado. Este processo envolve o dobramento e desdobraimento do material em solidificação. A Figura 2.2 ilustra um diagrama esquemático deste processo.

Figura 2.2 - Máquina de lingotamento contínuo.



Fonte: Adaptado de Novak *et al.* (2018).

Inicialmente concebido por Henry Bessemer em 1858, o lingotamento contínuo ganhou ampla adoção após a década de 1960, com o avanço tecnológico na resolução de desafios técnicos. Tentativas anteriores sofreram com dificuldades técnicas, como *breakouts*, falha na qual a pele de aço solidificada se adere ao molde, rasga e, como consequência, aço líquido é vazado de forma não controlada. (Thomas, 2001). Este problema foi superado por meio da introdução da oscilação vertical constante do molde, proposta por Junghans em 1934. Esta movimentação evita a aderência da pele de aço solidificada com o molde, reduzindo os *breakouts* (Wolf, 1992).

No processo de lingotamento contínuo, o aço fundido é transferido da panela de aço para o molde de solidificação por meio do distribuidor. Este componente é essencial para manter um suprimento constante de aço líquido aos moldes, garantindo a ininterruptibilidade do processo, inclusive durante a substituição das painelas de aço.

Dentro do molde, o aço inicialmente líquido solidifica-se devido à retirada de calor que ocorre através das paredes de cobre, que são refrigeradas. Para prevenir a aderência do aço solidificado, o molde executa um movimento vertical oscilante, conforme tecnologia já descrita e proposta por Junghans. O aço solidificado é continuamente extraído do molde, em um procedimento que pode durar de horas a semanas.

2.2 Principais funções de um distribuidor

O distribuidor, conhecido também como *tundish*, desempenha um papel importante no processo de lingotamento contínuo de aço, atuando como uma interface entre a panela de aço líquido e os moldes de solidificação. Além de garantir a continuidade do processo durante a troca de painelas, sua função primordial é manter o aço líquido na temperatura adequada, evitando a solidificação precoce e garantindo a qualidade do aço produzido.

Além de sua função termorreguladora, o distribuidor desempenha um papel significativo na purificação do aço. Por meio de sua estrutura e escoamento controlado, permite que impurezas e partículas não desejadas se separem do metal líquido, ascendendo à superfície devido à diferença de densidade. Esse processo resulta em um aço mais limpo e de melhor qualidade, contribuindo diretamente para o desempenho e as propriedades finais do produto.

De Mendonca (2016) analisou, por meio de um modelo físico em escala reduzida, o efeito da injeção de gás sobre a flotação de inclusões em um distribuidor. A eficiência global de remoção de inclusões foi avaliada para diferentes posições e vazões de injeções através dos plugues. Experimentos para a determinação de curvas de distribuição de tempo de residência (DTR) foram realizados, visando confrontar os resultados de captura de inclusão com os parâmetros de escoamento obtidos por meio da análise de DTR. Como conclusão, há uma considerável melhora na captura de inclusões pela escória ao injetar gás inerte. A relação entre volume pistonado e volume morto diminuiu a medida em que a vazão de gás injetado e a eficiência de remoção de inclusões aumentou. O autor também destacou que defeitos na estrutura do plugue podem acarretar mudanças na configuração da cortina de gás formada dentro do distribuidor, afetando seu desempenho na remoção de inclusões.

Machado (2014), Fang *et al.* (2020) e Huang *et al.* (2022) também analisaram a remoção de partículas em distribuidores em estudos recentes. De acordo com Machado (2014), que utilizou micropartículas de polietileno para simular as inclusões físicas de alumina, a quantidade de partículas capturadas pelo distribuidor diminui à medida que a velocidade de lingotamento aumenta. Para contrabalancear esse efeito, uma possível solução é a inclusão de barragens dentro do distribuidor. Além disso, a presença do tubo longo aumentou o percentual de inclusões passantes para o molde. Fang *et al.* (2020) analisaram diferentes configurações de mobiliário dentro de um distribuidor de cinco veios, por meio de simulação numérica e também modelagem física em água, com o objetivo de validar os resultados numéricos. Dois inibidores de turbulência diferentes foram analisados, com diferentes formatos (redondo e retangular), além de cinco configurações com variação da barragem utilizada. Como conclusão, a alteração do mobiliário interno ao distribuidor altera a captura de inclusões no mesmo.

No entanto, o distribuidor não se limita apenas a essas funções essenciais. Ele também desempenha um papel na regulação do escoamento do aço líquido, melhorando a distribuição do metal fundido para os moldes de solidificação. Além disso, em alguns casos o distribuidor também pode ser empregado para personalizar a composição do aço, introduzindo aditivos ou ligas metálicas adicionais durante o processo, proporcionando flexibilidade ao processo de fabricação.

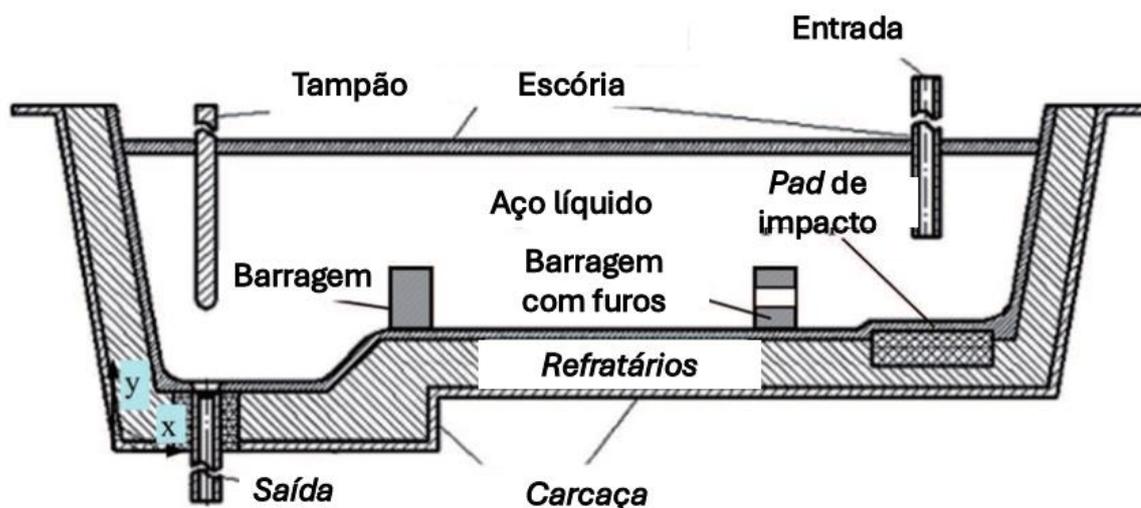
Em suma, o *tundish* é um componente multifuncional e estratégico dentro do processo de lingotamento contínuo de aço, desempenhando papéis críticos na

manutenção da qualidade, pureza e uniformidade do produto final. Sua contribuição é indispensável para garantir a excelência e competitividade na produção siderúrgica.

Visando a melhoria do escoamento no distribuidor, diversos aparatos refratários podem ser utilizados. Dentre eles, destacam-se os inibidores de turbulência, diques e barragens. Os inibidores de turbulência são estruturas projetadas para reduzir a agitação e a turbulência no metal líquido durante seu trajeto dentro do distribuidor. Essa redução na turbulência é essencial para evitar a formação de inclusões, melhorar a homogeneidade da temperatura e da composição do metal líquido, e reduzir a probabilidade de defeitos no produto final.

Os diques e barragens, por sua vez, são utilizados para controlar o escoamento de metal líquido dentro do vaso, direcionando-o dentro do reservatório. Essas estruturas ajudam a evitar o escoamento desigual, assimétrico e heterogêneo do metal líquido dentro do distribuidor, reduzindo o risco de segregação e melhorando a distribuição da temperatura e da composição ao longo do molde. Além disso, os diques e barragens podem ser ajustados para otimizar o processo de lingotamento contínuo de acordo com as características específicas do metal e do produto final desejado. A Figura 2.3 apresenta os principais aparatos utilizados em distribuidores de lingotamento contínuo.

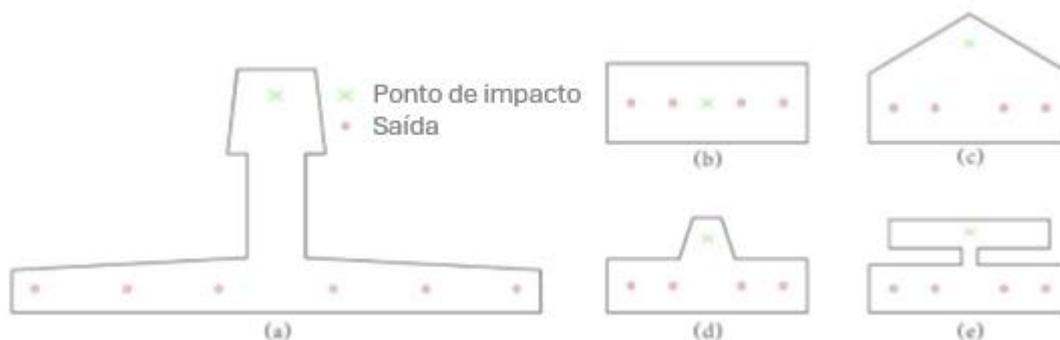
Figura 2.3 - Aparatos utilizados em distribuidores de lingotamento contínuo.



Fonte: Adaptado de *Metal World Insight* (2019).

Os distribuidores podem assumir diferentes formas, de acordo com o formato de molde utilizado, volume de produção da aciaria, entre outros fatores. A Figura 2.4 apresenta alguns formatos utilizados.

Figura 2.4 - Formatos de distribuidores.



Fonte: Yao *et al.* (2020).

2.3 Intermix

O fenômeno no lingotamento contínuo conhecido como *intermix* é caracterizado pela transição de fabricação de aços cuja composição química é diferente. Este evento ocorre quando um novo tipo de aço é introduzido no distribuidor em meio ao lingotamento já iniciado. O lingote produzido terá uma faixa de transição na qual o aço produzido será, na verdade, uma mistura das duas composições químicas envolvidas.

Alguns fatores podem levar o *intermix* a ser um desafio para a operação de lingotamento contínuo. Devido ao fato da composição química do aço misturado potencialmente não estar de acordo com as especificações de nenhum dos aços envolvidos, uma degradação na qualidade do aço produzido pode ser percebida. Como consequência, o aço misturado precisa ser reclassificado como um de menor valor, ou até mesmo ser descartado, resultando em perda de produtividade e aumento dos custos. O presente estudo refere-se à parcela de aço misturado e degradado por meio dos termos “*downgraded*” ou “rebaixado”.

Além disso, o *intermix* pode também dificultar o processo de transição de um tipo de aço para outro. Isso acontece porque a presença de mistura exige medidas adicionais para reduzir o nível de contaminação que o novo aço irá causar no anterior. Essas medidas podem incluir a alteração da velocidade de lingotamento, a

modificação da configuração do *tundish*, ou até mesmo a paralisação temporária do processo de lingotamento (Braga, 2019).

Existem várias estratégias que podem ser implementadas para minimizar o volume de *intermix* no lingotamento contínuo. Estas incluem o uso de dispositivos de controle de escoamento no distribuidor, a gestão cuidadosa do processo de transição, e a implementação de sistemas avançados de monitoramento e controle. Em resumo, o *intermix* no lingotamento contínuo é uma questão complexa que requer uma gestão cuidadosa para assegurar a produção de aço de alta qualidade. É um elemento crítico do processo de fundição que tem um impacto significativo na eficiência e na rentabilidade da produção de aço (Braga, 2019).

Alizadeh, Edris e Pishevar (2008) utilizaram modelagem física e matemática para avaliar a mistura que ocorre em um distribuidor de dois veios e nos moldes de lingotamento contínuo, e validaram seus resultados por meio da técnica de espectrometria para medição de composição química de amostras do aço em diferentes posições do lingote. De acordo com seus resultados, o processo de mistura entre diferentes composições químicas de aço lingotado é influenciado pelo nível mínimo de banho no distribuidor durante a troca de panelas, e também por efeitos não-isotérmicos. Cho e Kim (2010) também avaliaram a mistura de aços, e desenvolveram dois submodelos, um para o distribuidor e outro para o molde. Neste estudo, utilizaram diferentes tipos de distribuidores, sendo todos eles compostos por mais de um veio.

Amorim *et al.* (2018) estudaram o processo de *intermix* em um distribuidor de seis veios utilizado para lingotamento de tarugo, caracterizado por ser um distribuidor de grandes dimensões. Os efeitos térmicos se mostraram fortemente pronunciáveis neste tipo de geometria, e resultados obtidos serão apresentados no capítulo 4, juntamente com os resultados do presente estudo.

2.4 Efeitos térmicos em um distribuidor

A compreensão dos efeitos térmicos em um distribuidor de lingotamento contínuo é fundamental para garantir a eficiência e a qualidade do processo siderúrgico. O distribuidor desempenha um papel importante na regulação da temperatura do aço líquido que flui em direção aos moldes de solidificação. Durante o

transporte do metal líquido, a distribuição não-uniforme de temperatura pode resultar em solidificação precoce ou tardia, afetando diretamente a qualidade do produto final.

A dissipação de calor no distribuidor ocorre por meio de trocas térmicas com o ambiente circundante, tanto através da escória quanto através dos materiais refratários que revestem a carcaça metálica. Esses efeitos térmicos podem levar a gradientes de temperatura significativos ao longo do distribuidor, influenciando o comportamento do aço líquido e a qualidade do processo de solidificação. Além disso, o aço proveniente da panela pode entrar no distribuidor em diferentes temperaturas, o que influenciará no escoamento dentro desse vaso.

Estudos prévios têm investigado os mecanismos de transferência de calor no distribuidor e os efeitos resultantes na qualidade do aço produzido. Modelos matemáticos e simulações computacionais são frequentemente empregados para analisar a distribuição de temperatura e melhorar o projeto do distribuidor, buscando reduzir gradientes térmicos e melhorar a uniformidade do escoamento de metal líquido.

Amorim *et al.* (2018) estudaram o escoamento em distribuidor de seis veios de lingotamento contínuo de tarugos e concluiu que os efeitos térmicos são fortemente pronunciáveis neste tipo de geometria. Chattopadhyay, Isac e Guthrie (2012) exploraram a influência dos efeitos térmicos no escoamento dentro de um distribuidor do tipo delta de quatro veios, comparando também o efeito da utilização ou não de inibidor de impacto.

Sheng e Jonsson (2021) aplicaram dinâmica de fluidos computacional para estudar o efeito do empuxo no escoamento dentro de um distribuidor operando em regime permanente, analisando a influência de aparatos como inibidor de impacto e barragens. Os resultados foram validados por meio de modelagem física, considerando similaridade do número adimensional de Richardson para os efeitos térmicos.

De acordo com Gutiérrez *et al.* (2024), gradientes de temperatura dentro do distribuidor induzem variações na magnitude da velocidade do escoamento. Regiões que apresentam temperatura superior à vizinhança têm sua velocidade aumentada devido à função de distribuição de velocidade de Maxwell-Boltzmann. Escoamentos quentes sob condições não isotérmicas têm magnitudes de velocidade maiores do que os mesmos escoamentos, mas sob condições isotérmicas.

2.5 Técnicas para modelagem do escoamento em distribuidores de lingotamento contínuo

As circunstâncias inerentes ao processamento do aço em estado líquido, como a alta temperatura, impõem desafios significativos à análise direta do escoamento em distribuidores de lingotamento contínuo. Além disso, os testes industriais são caracterizados pela dificuldade de controle total de todas as variáveis envolvidas e custos elevados. Portanto, é de suma importância recorrer a métodos alternativos para a investigação do escoamento nesse equipamento. Nesse contexto, modelos físicos e matemáticos são frequentemente empregados. A descrição detalhada desses modelos será apresentada nas seções subsequentes.

2.5.1 Modelagem física

A modelagem física é uma ferramenta poderosa para investigar o escoamento dentro do distribuidor. Mesmo com simplificações, essa modelagem é capaz de fornecer informações úteis e auxiliar em melhorias para o processo metalúrgico. Modelos físicos utilizam similaridades para garantir que as características físicas e dinâmicas do modelo, que pode ser em escala reduzida, representem fielmente o comportamento do sistema real. A análise adimensional permite que os resultados obtidos em modelos reduzidos sejam extrapolados para o sistema em escala real, significando que os dados coletados e as conclusões obtidas através do modelo em água podem ser aplicados para otimizar e controlar o processo no distribuidor real. Em modelos isotérmicos de distribuidor, três critérios de similaridade são observados: similaridade geométrica, similaridade dinâmica e similaridade cinemática.

A similaridade geométrica é alcançada escalonando todos os comprimentos do sistema na mesma escala, por meio do fator de escala (λ). Dessa forma, a razão entre as dimensões do modelo físico e do equipamento industrial é constante. A similaridade dinâmica determina que a razão entre as forças que atuam no fluido de trabalho do modelo físico e as forças correspondentes que atuam no aço líquido existente no equipamento industrial seja constante. Essa igualdade pode ser assegurada pela igualdade dos números de Froude (Fr), Equação 2.1, e de Reynolds (Re), Equação 2.2, entre o modelo físico e o equipamento industrial (Mazumdar; Evans, 2009).

$$Fr = \frac{\text{Força de inércia}}{\text{Força gravitacional}} = \frac{v_c^2}{g l_c} \quad 2.1$$

$$Re = \frac{\text{Força de inércia}}{\text{Força viscosa}} = \frac{\rho v_c l_c}{\mu} \quad 2.2$$

em que Fr é o número adimensional de Froude, Re é o número adimensional de Reynolds, v_c é uma velocidade característica do sistema (m/s), g é a aceleração gravitacional (m/s^2), l_c é um comprimento característico do sistema (m), ρ é a densidade (kg/m^3) e μ é a viscosidade dinâmica ($kg/(m*s)$).

Já a similaridade cinemática estabelece que as velocidades em pontos correspondentes têm a mesma direção e sentido entre modelo e protótipo, diferindo apenas em sua magnitude por um fator de escala constante. Essa igualdade não é imposta diretamente, mas é garantida pelo atendimento dos critérios de similaridade geométrica e dinâmica (Braga, 2019).

Devido às limitações físicas e financeiras, modelos em escala reduzida são amplamente utilizados para representar processos siderúrgicos. Além disso, devido a sua grande disponibilidade e baixo custo, a água é comumente utilizada como fluido de trabalho em modelos físicos. Dessa maneira, pode se fazer necessário o emprego de uma abordagem aproximada em que se opta por atender ao critério de similaridade imposto por apenas um dos números adimensionais, Reynolds ou Froude. Este tema será abordado de forma mais aprofundada no capítulo 3.

Como para distribuidores de lingotamento contínuo considera-se que as forças de inércia e gravitacional predominam sobre as forças viscosas, o dimensionamento de modelos físicos em escala reduzida é comumente feito adotando a igualdade do número de Froude como critério de similaridade (Braga, 2019). Amorim *et al.* (2018), Gutiérrez *et al.* (2024) e Sheng e Jonsson (2021) usaram a similaridade de Froude para modelar o escoamento dentro de distribuidores.

Quando se trata de modelos que envolvem dinâmica de fluidos e transferência de calor, a similaridade de Richardson é fundamental, particularmente em modelos nos quais os escoamentos são influenciados tanto por forças inerciais quanto por forças de flutuabilidade. Esse conceito é expresso pelo número de Richardson, um adimensional que relaciona a energia potencial, devida às diferenças de densidade, e a energia cinética do fluido. As diferenças de densidade resultam em forças de

empuxo que podem ser significativas no escoamento dentro do reservatório. Portanto, a similaridade de Richardson, apresentado na Equação 2.3, em modelos em água não-isotérmicos de distribuidores é importante para garantir a influência relativa das forças de empuxo em relação às forças inerciais.

$$Richardson = \left(\frac{Gr}{Re^2} \right) \quad 2.3$$

De acordo com Braga (2019), para ensaios em condições não-isotérmicas, o atendimento da igualdade no número de Richardson é necessário. Os trabalhos de Amorim *et al.* (2018) e Zhu *et al.* (2022) consideraram a similaridade de Richardson para modelagem física do escoamento não-isotérmico em distribuidores de lingotamento contínuo.

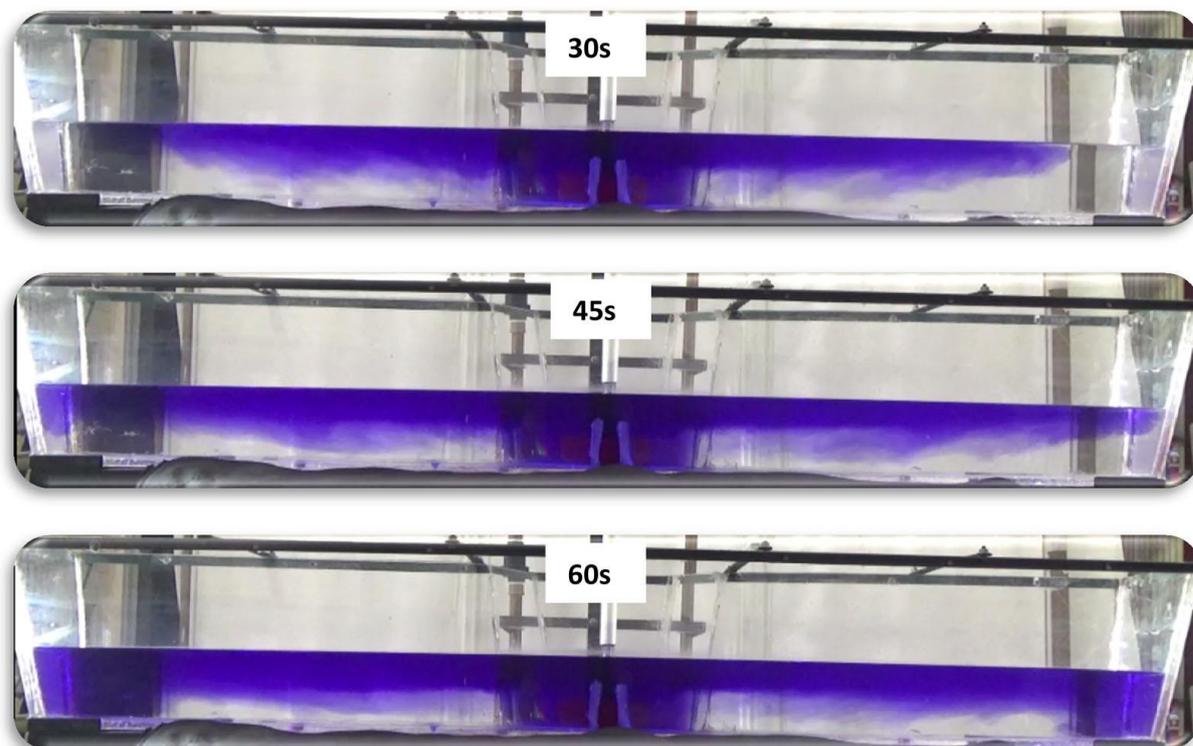
Atendendo aos critérios de similaridade, o modelo em água será capaz de fornecer informações importantes para a análise do sistema, que serão extrapoladas para a operação real. Para isso, algumas técnicas são empregadas para avaliação do escoamento. Embora de maneira indireta, é possível realizar uma avaliação das características do escoamento dentro do distribuidor por meio de experimentos com injeção de corante ou de análise da curva DTR do distribuidor obtida em um teste com traçador (Machado, 2014; De Mendonca, 2016).

A utilização de corantes para a visualização do escoamento em modelos em água de distribuidores de lingotamento contínuo tem sido uma prática comum e eficaz na investigação da dinâmica dos fluidos nesse contexto industrial. Essa técnica experimental oferece uma abordagem qualitativa e acessível para a observação direta do comportamento do escoamento, permitindo a identificação de padrões de escoamento, zonas de recirculação e gradientes de velocidade ao longo do distribuidor.

Estudos prévios têm destacado a versatilidade e aplicabilidade dos corantes em diferentes configurações de distribuidores e condições operacionais, fornecendo informações importantes para o projeto e melhoria do equipamento. A seleção adequada do corante, juntamente com técnicas de iluminação e captura de imagens adequadas, possibilita a obtenção de imagens de alta qualidade e resolução espacial, essenciais para uma análise detalhada do escoamento. A Figura 2.5 apresenta a

utilização de corante para análise do escoamento em distribuidores por meio de modelagem física.

Figura 2.5 - Utilização de corante em modelagem física para análise do escoamento em distribuidor.



Fonte: Adaptado de Amorim *et al.* (2018).

A visualização com corante oferece uma complementaridade importante às técnicas de medição quantitativa, como a PIV (*Particle Image Velocimetry*), permitindo uma compreensão abrangente da hidrodinâmica do distribuidor de lingotamento contínuo. A combinação dessas abordagens experimentais fornece uma base sólida para a validação de modelos teóricos e simulações numéricas, contribuindo para o avanço do conhecimento e aprimoramento do processo industrial.

A utilização de solução salina como traçador é outra técnica utilizada para a avaliação do escoamento em modelos físicos de distribuidores. A avaliação de curvas de distribuição do tempo de residência (DTR), entre outras análises, representa uma abordagem eficaz e acessível para investigar a dinâmica do escoamento nesse importante processo industrial. A técnica de traçador permite acompanhar a evolução da concentração do traçador em diferentes pontos do vaso, fornecendo informações

valiosas sobre o tempo necessário para que o fluido percorra diferentes trajetórias e regiões do sistema.

A análise das curvas DTR obtidas a partir da injeção de solução salina como traçador oferece informações fundamentais sobre a distribuição do escoamento, a existência de potenciais zonas de curto-circuito e a uniformidade do escoamento ao longo do distribuidor. Além disso, essa técnica possibilita a identificação de regiões críticas que podem influenciar a qualidade do produto final, como áreas com baixa velocidade de escoamento ou com maior probabilidade de mistura não homogênea.

Como mencionado anteriormente, é possível também avaliar de maneira direta o perfil de velocidades dentro de um modelo em água de distribuidor. Por exemplo por meio da técnica PIV. Essa técnica tem se mostrado uma ferramenta poderosa e versátil para a medição direta de perfis de velocidades em modelos em água de distribuidores de lingotamento contínuo. Essa técnica experimental permite a visualização e análise detalhada dos campos de velocidade em diferentes regiões do distribuidor, fornecendo informações essenciais para compreender a dinâmica do escoamento e melhorar o projeto do equipamento.

Estudos anteriores realizados por Alkishriwi *et al.* (2006), Huang *et al.* (2016), Huang *et al.* (2019) e Odenthal, Boelling e Pfeifer (2001) têm demonstrado a eficácia da PIV na caracterização de diferentes aspectos do escoamento, como a distribuição de velocidades ao longo do distribuidor, a formação de vórtices e zonas de recirculação, e a influência de parâmetros operacionais e geométricos no desempenho do distribuidor. A capacidade do PIV de fornecer dados quantitativos e qualitativos em alta resolução temporal e espacial a torna uma escolha ideal para investigações detalhadas da hidrodinâmica do sistema.

Além disso, a PIV permite a validação experimental de modelos teóricos e simulações numéricas, fornecendo dados experimentais para comparação e refinamento de resultados. Isso é fundamental para garantir a precisão e confiabilidade das previsões obtidas por meio de abordagens computacionais e para identificar possíveis limitações ou simplificações nos modelos existentes.

2.5.2 Modelagem matemática

A modelagem matemática é uma ferramenta essencial para compreender e otimizar processos industriais complexos, como o escoamento de metal líquido dentro

de um distribuidor de lingotamento contínuo. O uso de simulações numéricas, em particular a *Computational Fluid Dynamics* (CFD), tem ganhado destaque devido à sua capacidade de fornecer informações detalhadas sobre fenômenos de transporte e comportamento do fluido dentro desses dispositivos.

No contexto específico do distribuidor, as simulações CFD permitem a análise detalhada da distribuição de velocidades, temperaturas e outras variáveis importantes ao longo do distribuidor. Essas informações são fundamentais para melhorar o projeto do distribuidor, melhorar a qualidade do produto final e reduzir custos operacionais. Além disso, a modelagem matemática por meio de CFD possibilita a investigação de diferentes cenários operacionais e condições de processo, sem a necessidade de ampla experimentação em usinas, que apresenta diversos desafios operacionais, financeiros e de segurança.

Ao revisar a literatura existente sobre o uso de simulações CFD para modelar o escoamento dentro de distribuidores de lingotamento contínuo, é possível observar uma variedade de abordagens e metodologias empregadas. Desde modelos simplificados até simulações mais complexas que levam em consideração fenômenos multifísicos, como transferência de calor e interações líquido/sólido. A escolha adequada do modelo depende das características específicas do problema em questão e dos objetivos da análise.

Em simulações de escoamentos dentro de um distribuidor de lingotamento contínuo, utilizando CFD, as equações fundamentais de conservação da massa e da quantidade de movimento são essenciais para descrever o comportamento do fluido. As equações de Navier-Stokes, que descrevem o movimento de fluidos viscosos, são utilizadas e consistem em quatro equações diferenciais parciais: uma equação de conservação de massa e três equações de conservação de quantidade de movimento nas direções x, y e z.

A equação de conservação da massa descreve a variação temporal e espacial da densidade do fluido, e é apresentada na Equação 2.4:

$$\frac{\partial \rho}{\partial t} + \nabla \cdot (\rho \vec{u}) = 0 \quad 2.4$$

em que t representa o tempo (s), \vec{u} representa o vetor velocidade (m/s) e ∇ representa o operador divergente.

As equações de conservação de quantidade de movimento descrevem a variação da quantidade de movimento do fluido em cada direção espacial. Partindo da Equação do Movimento de Cauchy (Equação 2.5) e utilizando uma equação constitutiva para o tensor tensão considerando fluidos Newtonianos (Equação 2.6), considerando fluido Newtoniano e escoamento incompressível, chega-se na Equação de Navier-Stokes (Equação 2.7).

$$\rho \frac{D\vec{u}}{Dt} = \rho \left(\frac{\partial \vec{u}}{\partial t} + \vec{u} \cdot \vec{\nabla} \vec{u} \right) = \vec{f}\rho + \vec{\nabla} \cdot \bar{\bar{T}} \quad 2.5$$

$$\bar{\bar{T}} = -p\bar{\bar{I}} + \lambda_v(\vec{\nabla} \cdot \vec{u})\bar{\bar{I}} + 2\mu\bar{\bar{D}} \quad 2.6$$

$$\rho \frac{D\vec{u}}{Dt} = \rho\vec{f} - \vec{\nabla}p + \vec{\nabla} \left[\left(\beta_v - \frac{2}{3}\mu \right) \vec{\nabla} \cdot \vec{u} \right] + \vec{\nabla} \cdot (2\mu\bar{\bar{D}}) \quad 2.7$$

em que $\vec{f}\rho$ são as forças externas por unidade de volume (N/m^3), $\bar{\bar{T}}$ é o tensor de tensões ($\text{kg}/(\text{m}^*\text{s}^2)$), p é a pressão ($\text{kg}/(\text{m}^*\text{s}^2)$), $\bar{\bar{I}}$ é o tensor identidade, λ_v é o segundo coeficiente de viscosidade ($\text{kg}/(\text{m}^*\text{s})$), $\bar{\bar{D}}$ é o tensor taxa de deformação (s^{-1}) e β_v é a viscosidade volumétrica ($\text{kg}/(\text{m}^*\text{s})$), descrita na Equação 2.8.

Considerando β_v e μ constantes e escoamento isocórico, chega-se à forma mais utilizada da Equação de Navier-Stokes (Equação 2.9).

$$\beta_v = \lambda_v + \frac{2}{3}\mu \quad 2.8$$

$$\rho \frac{D\vec{u}}{Dt} = \rho\vec{f} - \vec{\nabla}p + \mu\nabla^2\vec{u} \quad 2.9$$

Estas equações descrevem como a velocidade do fluido varia no tempo e no espaço, levando em consideração a influência da pressão, viscosidade e forças externas, como a gravidade.

Ao resolver numericamente estas equações de forma iterativa, utilizando o método dos volumes finitos, é possível obter uma solução aproximada para o escoamento dentro do distribuidor, fornecendo informações detalhadas sobre a

distribuição de velocidade e outras variáveis importantes para a análise e otimização do processo.

Além das equações de conservação da massa e da quantidade de movimento, a equação da energia é importante para representar o efeito das trocas térmicas e o comportamento térmico do fluido durante a simulação CFD. Considerando fluido Newtoniano e assumindo a hipótese de Stokes, a equação da conservação da energia térmica é apresentada na Equação 2.10.

$$\rho c_p \frac{DT}{Dt} = \vec{\nabla} \cdot (k \vec{\nabla} T) - \beta T \frac{dp}{dt} + \rho r + \mu \Phi \quad 2.10$$

em que c_p representa o calor específico a pressão constante (J/(kg*K)), T é a temperatura [K], k é a condutividade térmica (W/(m*K)), β é o coeficiente de expansão térmica (K⁻¹), r é a taxa de geração de calor por unidade de volume (J/(m³*s)) e Φ é o termo de dissipação viscosa (s⁻¹).

A primeira parte da equação é o termo transiente, que representa a taxa de variação da temperatura com o tempo (primeiro termo à esquerda). O primeiro termo à direita é o termo de condução, e representa a difusão de calor dentro do fluido devido à condução térmica, conforme descrito pela Lei de Fourier. O segundo termo à direita é o termo de expansão térmica, e o terceiro e quarto termo representam respectivamente a geração de calor interna no fluido e a dissipação viscosa.

Ao incluir a equação da energia na simulação CFD, é possível simular as trocas de calor e as variações de temperatura dentro do distribuidor, fornecendo informações importantes sobre o perfil térmico do processo.

Há diferentes maneiras de aplicar a modelagem matemática para a representação de fenômenos siderúrgicos em um distribuidor. Os modelos CFD podem ser monofásicos ou multifásicos. O primeiro deles apresenta a representação de apenas um fluido em fase única, enquanto o segundo apresenta mais de um fluido e calcula, matematicamente, a interação entre eles. A utilização de modelos CFD monofásicos e multifásicos tem sido amplamente explorada para representar tanto o escoamento permanente quanto o transiente em distribuidores de lingotamento contínuo.

Os modelos CFD monofásicos são geralmente aplicáveis para simulações de escoamento permanente, nas quais o metal líquido ou água é considerado como o

único fluido presente na análise. Eles permitem a análise detalhada da distribuição de velocidades, padrões de escoamento e gradientes de temperatura ao longo do distribuidor, e a interface com as vizinhanças (incluindo fluidos adjacentes) é representada por meio de condições de contorno.

Por outro lado, os modelos CFD multifásicos são essenciais para simular o escoamento transiente em distribuidores de lingotamento contínuo, no qual fenômenos como a troca de panela, injeção de gás e a mistura de diferentes fases fluidas desempenham um papel significativo. Esses modelos permitem investigar a dispersão de partículas e as interações fluido-fluido, contribuindo para uma compreensão abrangente do comportamento do sistema ao longo do tempo.

É importante destacar que a aplicação eficaz de modelos CFD em distribuidores de lingotamento contínuo requer considerações cuidadosas, como a seleção adequada de modelos de turbulência, a definição precisa de condições de contorno e a validação dos resultados obtidos numericamente por meio da comparação com dados experimentais. Na modelagem de escoamentos turbulentos, como o presente no distribuidor de lingotamento contínuo, a escolha de um modelo para representar a turbulência do escoamento é fundamental para obter resultados precisos e eficientes.

No modelo RANS (Reynolds-Averaged Navier–Stokes), as equações de Navier-Stokes são resolvidas, mas as grandezas turbulentas são modeladas com equações de transporte simplificadas. Isso permite uma simulação mais rápida, mas resulta em uma média temporal das grandezas turbulentas, o que pode não capturar adequadamente as estruturas de turbulência de grande escala. O modelo RANS é amplamente utilizado devido à sua eficiência computacional e facilidade de implementação.

Por outro lado, as simulações LES (*Large Eddy Simulation*) resolvem diretamente as escalas maiores da turbulência, capturando as estruturas turbulentas de grande escala e permitindo uma análise mais detalhada do campo de velocidades. Por isso, simulações LES resultam em um alto custo computacional.

A escolha entre simulações RANS e LES depende da complexidade do escoamento, dos recursos computacionais disponíveis e dos objetivos específicos da análise. Enquanto as simulações RANS são mais adequadas para estudos paramétricos e análises de engenharia de custo efetivo, as simulações LES são

preferíveis quando é necessário capturar com precisão as características turbulentas de grande escala e suas interações com o escoamento principal.

Alkishriwi *et al.* (2006), Li *et al.* (2015) e Zhang *et al.* (2015) utilizaram a abordagem LES para representar o escoamento em diferentes etapas do lingotamento contínuo. Já Resende (2019), Ribeiro (2022) e Amorim *et al.* (2018) utilizaram a abordagem RANS em aplicações metalúrgicas.

Para modelos matemáticos que utilizam a abordagem RANS, torna-se necessária a seleção de um modelo de turbulência. Dois modelos comuns, ambos de duas equações, são o modelo $k-\varepsilon$ *realizable* e o $k-\omega$ SST (*Shear Stress Transport*), ambos amplamente utilizados na indústria para simular escoamentos turbulentos.

O modelo $k-\varepsilon$ *realizable* é uma extensão do modelo $k-\varepsilon$, que se difere em dois aspectos importantes: ele contém uma formulação alternativa para a viscosidade turbulenta e uma equação de transporte modificada para o parâmetro ε , derivada a partir de uma equação exata para o transporte da flutuação da vorticidade quadrática média (Ansys, 2021). Essas alterações visam melhorar a precisão e a robustez do modelo. Ele oferece um tratamento mais físico das regiões de cisalhamento alto, permitindo uma previsão mais precisa dos gradientes de velocidade e, conseqüentemente, das propriedades turbulentas. Além disso, o modelo *realizable* ajusta automaticamente os coeficientes de transporte em função das condições locais do escoamento, aumentando sua capacidade de adaptação a diferentes regimes de turbulência.

Por outro lado, o modelo $k-\omega$ SST combina elementos dos modelos $k-\omega$ e $k-\varepsilon$, por meio de uma função que ativa o modelo $k-\omega$ nas regiões próximas à parede, e ativa o modelo $k-\varepsilon$ nas regiões distantes da parede (Ribeiro, 2022). Ele fornece uma transição suave entre a camada limite viscosa e o escoamento não perturbado, capturando com precisão o comportamento turbulento em diversas condições. Além disso, o modelo $k-\omega$ SST é particularmente adequado para escoamentos com separação e recirculação, comumente encontrados distribuidores de lingotamento contínuo.

Os métodos de acoplamento pressão-velocidade também são fundamentais na solução das equações de Navier-Stokes em simulações CFD. Entre os métodos mais amplamente utilizados estão o SIMPLE (*Semi-Implicit Method for Pressure-Linked Equations*), o PISO (*Pressure-Implicit with Splitting of Operators*) e o COUPLED.

O método SIMPLE foi introduzido por Patankar e Spalding e é amplamente utilizado para resolver as equações de Navier-Stokes em problemas de escoamento incompressível (Patankar; Spalding, 1983). Este método iterativo baseia-se na correção da pressão e da velocidade e é implementado da seguinte maneira: inicialmente, são estimados valores de velocidade utilizando uma pressão assumida. Em seguida, uma equação de correção da pressão é resolvida para ajustar a pressão (Ferziger; Peric; Street, 2019). As velocidades são então corrigidas utilizando a correção da pressão calculada, repetindo-se o processo até que a convergência seja alcançada. Embora o método SIMPLE seja conhecido por sua simplicidade e robustez, ele pode ser relativamente lento em termos de convergência, especialmente para malhas finas e escoamentos complexos (Versteeg; Malalasekera, 2007).

Para melhorar a eficiência e a convergência em escoamentos transientes, Issa desenvolveu o método PISO (Issa, 1986). O PISO é uma extensão do método SIMPLE e adiciona passos adicionais de correção de velocidade, tornando-o mais adequado para simulações de escoamentos instáveis e transientes. A sequência básica do método PISO envolve a predição da velocidade com uma pressão assumida, seguida pela primeira correção de pressão. Em seguida, as velocidades são atualizadas com a correção de pressão, e passos adicionais de correção de pressão e velocidade são realizados (Ferziger; Peric; Street, 2019). O PISO é mais eficiente que o SIMPLE em termos de convergência para problemas transientes, porém, pode exigir mais memória computacional devido ao número adicional de passos de correção (Issa, 1986).

O método COUPLED, por sua vez, é uma abordagem mais recente e avançada que resolve as equações de momentum e continuidade simultaneamente, solucionando o sistema de equações acopladas como um conjunto único (Jasak, 1996). Esta abordagem pode proporcionar uma rápida convergência, especialmente para escoamentos com forte acoplamento entre pressão e velocidade. No entanto, os requisitos de memória podem ser maiores uma vez que o sistema linear a ser resolvido é maior, e uma iteração pode ter grande custo computacional. As principais vantagens do método COUPLED incluem melhor convergência, resolução simultânea das equações que reduz o número de iterações necessárias, maior precisão em escoamentos complexos e com alta taxa de variação de pressão e velocidade, além de melhor estabilidade para escoamentos de alta velocidade e turbulentos (Moukalled; Mangani; Darwish, 2016).

Cada método tem suas vantagens e desvantagens específicas, e a escolha do método adequado depende da natureza do problema a ser resolvido, dos recursos computacionais disponíveis e da precisão necessária (Ferziger; Peric; Street, 2019 e Versteeg; Malalasekera, 2007).

Outro tópico relevante na modelagem matemática do escoamento em distribuidores é a aproximação de Boussinesq. Ela é amplamente utilizada em estudos CFD, particularmente em escoamentos nos quais as variações de densidade do fluido são pequenas, mas desempenham um papel significativo na força de empuxo. Esta abordagem é relevante em estudos de escoamentos dentro de distribuidores de lingotamento contínuo, nos quais podem ocorrer pequenas variações de densidade do fluido, afetando assim o comportamento do escoamento. Introduzida por Joseph Valentin Boussinesq no final do século XIX, a aproximação de Boussinesq simplifica as equações de Navier-Stokes ao considerar que as variações de densidade só são relevantes nos termos de força de flutuabilidade, mantendo a densidade constante nos outros termos.

Essa simplificação permite modelar de maneira eficiente escoamentos térmicos e estratificados, reduzindo a complexidade computacional sem perder a precisão necessária para captar os efeitos de empuxo. De acordo com Chatterjee e Chattopadhyay (2015), para a maioria dos escoamentos de convecção natural, pode-se obter uma convergência mais rápida utilizando o modelo de Boussinesq em vez de definir a densidade do líquido como uma função da temperatura. No contexto do lingotamento contínuo, a precisão na representação das forças de flutuabilidade é vital para entender a distribuição de temperatura e a dinâmica do escoamento dentro do distribuidor. Na literatura, Ding *et al.* (2021) e diversos outros autores utilizaram a aproximação de Boussinesq para modelar o escoamento não-isotérmico em distribuidores de lingotamento contínuo.

Portanto, ao considerar a aplicação da aproximação de Boussinesq na modelagem de escoamentos dentro de distribuidores de lingotamento contínuo, é possível afirmar que essa técnica oferece um equilíbrio entre precisão e eficiência computacional.

3 MATERIAIS E MÉTODOS

Este capítulo descreve os materiais utilizados e os métodos aplicados para conduzir os experimentos físicos e as simulações matemáticas que fundamentam este estudo. O objetivo é fornecer uma descrição detalhada e precisa das etapas experimentais e das técnicas computacionais empregadas, permitindo a reprodutibilidade e a validação dos resultados obtidos.

3.1 Propriedades dos fluidos

A água foi considerada como fluido de trabalho para os experimentos físicos. A água à temperatura ambiente e o aço à temperatura do distribuidor (cerca de 1600°C) apresentam viscosidade cinemática semelhante (dentro de 10%), conforme mencionado por Sahai e Emi (1996). Este fator contribui para a similaridade que foi aplicada ao modelo físico, conforme descrito adiante nesta seção. Na Tabela 3.1, são apresentadas as propriedades dos fluidos aço líquido e água.

Tabela 3.1 - Propriedades dos fluidos.

Propriedade	Modelo	Protótipo	Referência
Fluido	Água (20°C)	Aço líquido (1600°C)	-
Densidade, kg/m ³	998	7020	Li <i>et al.</i> (2023)
Viscosidade dinâmica, Pa*s	8,9x10 ⁻⁴	0,006	Li <i>et al.</i> (2023)
Expansão térmica volumétrica	2,95x10 ⁻⁴	1,27x10 ⁻⁴	Chattopadhyay, Isac e Guthrie (2012)

Fonte: Elaborado pelo autor.

Para confirmar a afirmação de Sahai e Emi (1996) supramencionada, as viscosidades cinemáticas da água e aço líquido são calculadas nas Equações 3.1 e 3.2 a partir das propriedades apresentadas na Tabela 3.1.

$$v_{\text{água}} = \frac{\mu_{\text{água}}}{\rho_{\text{água}}} = \frac{0,00089}{998} = 8,9 * 10^{-7} \quad 3.1$$

$$v_{aço} = \frac{\mu_{aço}}{\rho_{aço}} = \frac{0,006}{7020} = 8,5 * 10^{-7} \quad 3.2$$

Conforme cálculos apresentados, a viscosidade cinemática do aço líquido é 4,5% menor que a da água em temperatura ambiente. Este valor pode sofrer pequenas variações de acordo com a temperatura do aço.

3.2 Modelagem Física

O estudo experimental foi realizado em um modelo com fator de escala geométrica $\lambda = 1/3$ devido às limitações físicas do laboratório. O modelo representa um distribuidor de veio único utilizado para lingotamento de placas, com um inibidor de impacto e sem barragens.

3.2.1 Similaridade de adimensionais

Para garantir as similaridades dos números adimensionais de Froude e Reynolds, as Equações 3.3 e 3.4 devem ser satisfeitas.

$$\left(\frac{v_c^2}{g l_c} \right)_m = \left(\frac{v_c^2}{g l_c} \right)_p \quad 3.3$$

$$\left(\frac{\rho v_c l_c}{\mu} \right)_m = \left(\frac{\rho v_c l_c}{\mu} \right)_p \quad 3.4$$

em que os índices m e p representam, respectivamente, modelo e protótipo (distribuidor real). Para que a Equação 3.3 seja satisfeita, temos a Equação 3.5:

$$v_{cm} = (\sqrt{\lambda}) v_{cp} \quad 3.5$$

em que v_{cm} é a velocidade característica do modelo (m/s), v_{cp} é a velocidade característica do protótipo (m/s) e λ é o fator de escala geométrica. Para que a Equação 3.4 seja satisfeita, temos a Equação 3.6:

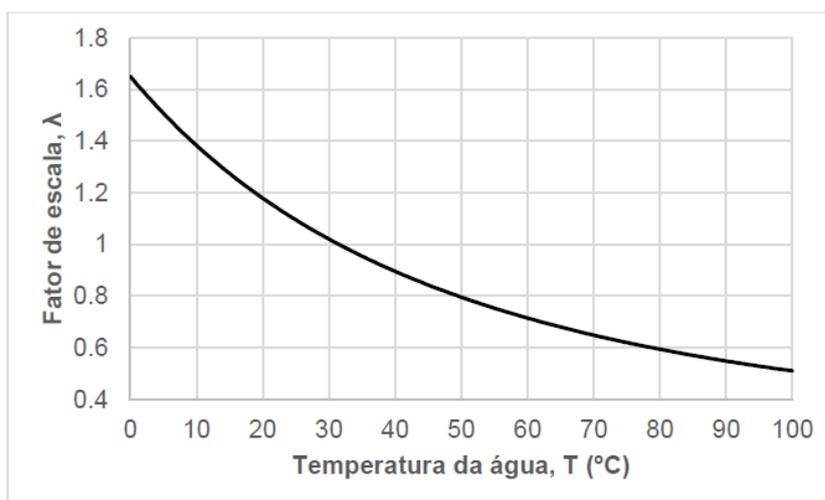
$$v_{cm} = \left(\frac{\mu_m}{\mu_p}\right) \left(\frac{\rho_p}{\rho_m}\right) \left(\frac{l_{cp}}{l_{cm}}\right) v_{cp} = \left(\frac{\mu_m}{\mu_p}\right) \left(\frac{\rho_p}{\rho_m}\right) \left(\frac{1}{\lambda}\right) v_{cp} \quad 3.6$$

Para que as similaridades de Froude e Reynolds sejam seguidas, é necessário que as Equações 3.5 e 3.6 sejam satisfeitas simultaneamente. Adotando a aproximação que a viscosidade cinemática da água em temperatura ambiente e do aço líquido em temperatura do distribuidor são iguais, a Equação 3.6 pode ser simplificada na Equação 3.7.

$$v_{cm} = \left(\frac{1}{\lambda}\right) v_{cp} \quad 3.7$$

No entanto, conforme mencionado, as propriedades envolvidas na Equação 3.6 são dependentes da temperatura. Uma análise mais aprofundada foi realizada por outros autores, considerando o aço a 1560°C no distribuidor. A Figura 3.1 apresenta o valor do fator de escala em função da temperatura da água que garante que as similaridades de Froude e Reynolds sejam satisfeitas simultaneamente.

Figura 3.1 - Fator de escala que garante que as similaridades de Froude e Reynolds sejam satisfeitas simultaneamente em um modelo físico em função da temperatura da água.



Fonte: Braga (2019). Dados de Assael *et al.* (2006) e Green e Perry (2007).

À temperatura ambiente, os valores de fator de escala que garantem similaridade de Reynolds e Froude simultaneamente são próximos de $\lambda = 1$, o que significa um modelo em escala real. Dessa forma, o presente estudo considera apenas a similaridade de Froude, que segundo Zhu *et al.* (2022) e Sahai e Emi (1996),

representa de forma mais precisa os principais fenômenos de escoamento no distribuidor.

A partir dessa definição, é possível determinar a relação entre as vazões volumétricas do modelo e protótipo, conforme Equação 3.8.

$$\frac{Q_m}{Q_p} = \frac{v_m}{v_p} \frac{l_m^2}{l_p^2} = \lambda^{\frac{1}{2}} \lambda^2 = \lambda^{\frac{5}{2}} \quad 3.8$$

em que Q representa a vazão volumétrica (m^3/s). A Equação 3.9 determina o fator de escala para o parâmetro tempo.

$$\frac{t_m}{t_p} = \frac{V_m}{V_p} \frac{Q_p}{Q_m} = \lambda^3 \lambda^{-\frac{5}{2}} = \lambda^{\frac{1}{2}} \quad 3.9$$

em que V representa o volume (m^3). A Tabela 3.2 apresenta a correlação pelo fator de escala para os principais parâmetros, seguindo a similaridade de Froude.

Tabela 3.2 - Fatores de escala seguindo a similaridade de Froude.

Parâmetros	Fator de escala
Velocidade	$\lambda^{\frac{1}{2}}$
Comprimento	λ
Área	λ^2
Volume	λ^3
Vazão volumétrica	$\lambda^{\frac{5}{2}}$
Tempo	$\lambda^{\frac{1}{2}}$

Fonte: Elaborado pelo autor.

De acordo com Braga (2019), um modelo físico concebido para realizar uma variedade de ensaios deve ser construído de modo a garantir, no mínimo, a equivalência de Froude. Esta abordagem possibilita a execução de experimentos que contemplem tanto o regime permanente quanto transiente, e sob condições isotérmicas ou não isotérmicas. Em cenários não isotérmicos, a similaridade do

número de Richardson entre modelo e protótipo também se faz essencial, conforme explicitado na Equação 3.10.

$$\left(\frac{Gr}{Re^2}\right)_m = \left(\frac{Gr}{Re^2}\right)_p \quad 3.10$$

em que Gr representa o número de Grashof, apresentado na Equação 3.11. A Equação 3.10 pode ser apresentada em função das propriedades dos fluidos do modelo e protótipo, vide Equação 3.12.

$$Gr = \frac{g \beta (T_s - T) l_c^3}{\nu_c^2} \quad 3.11$$

$$\left(\frac{g l_c}{\nu_c^2} \beta \Delta T\right)_m = \left(\frac{g l_c}{\nu_c^2} \beta \Delta T\right)_p \quad 3.12$$

em que T_s é a temperatura da superfície (K) e ΔT é a diferença de temperatura (K). De forma a atender à similaridade de Richardson 3.3, é necessário que o critério explicitado na Equação 3.13 seja seguido durante os experimentos não-isotérmicos.

$$\Delta T_m = \left(\frac{\beta_p}{\beta_m}\right) \Delta T_p \quad 3.13$$

em que a expansão térmica volumétrica do fluido, representada pela variável β , é definido pela Equação 3.14.

$$\beta = -\frac{1}{\rho} \left(\frac{\partial \rho}{\partial T}\right)_p \quad 3.14$$

Devido às perdas térmicas para o ambiente que ocorrem durante o processo, a temperatura do aço líquido na panela é superior à temperatura do aço líquido no interior do distribuidor. O presente estudo avalia o momento inicial do lingotamento de uma panela, com o distribuidor já preenchido com aço. Considera-se que a diferença de temperatura do aço no interior da panela cheia é 35°C superior à temperatura do distribuidor, que reflete a operação de diversas aciarias. A partir deste valor, é possível

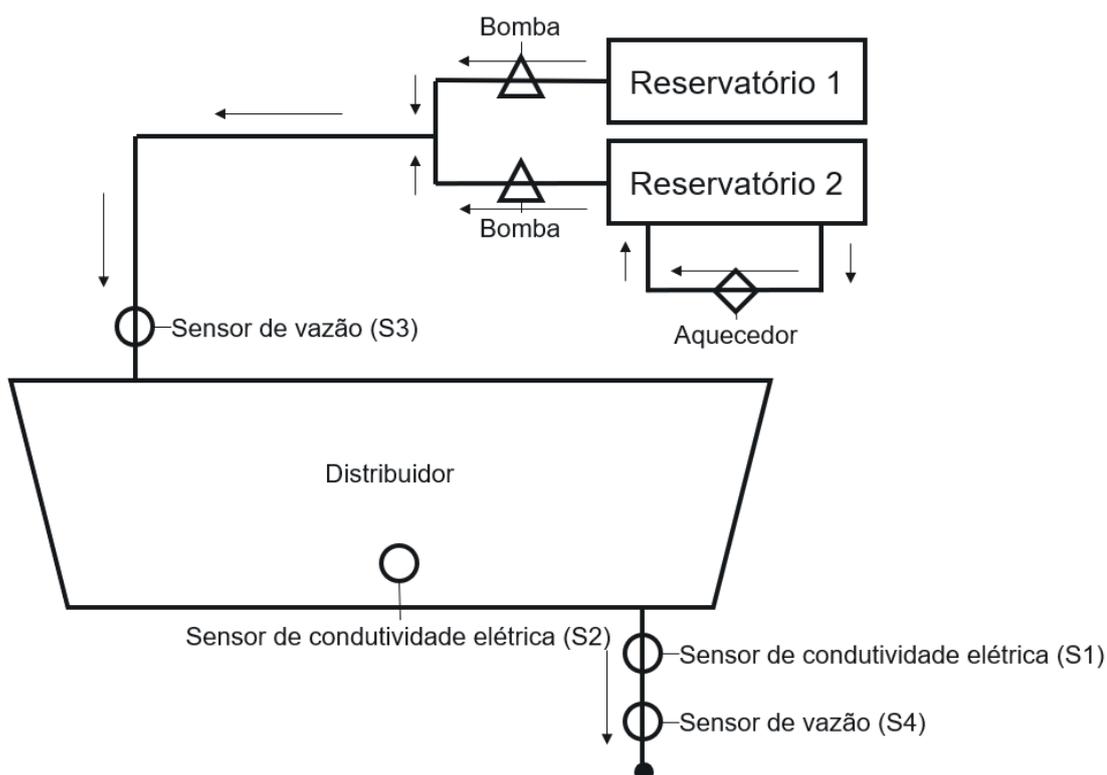
calcular de acordo com a Equação 3.13 a diferença de temperatura equivalente para o modelo em água. A Equação 3.15 apresenta este cálculo. Foi considerada uma diferença de temperatura de 15°C para o modelo físico.

$$\Delta T_m = \left(\frac{1.27e - 4}{2.95e - 4} \right) * 35 = 15^\circ C \quad 3.15$$

3.2.2 Aparato experimental

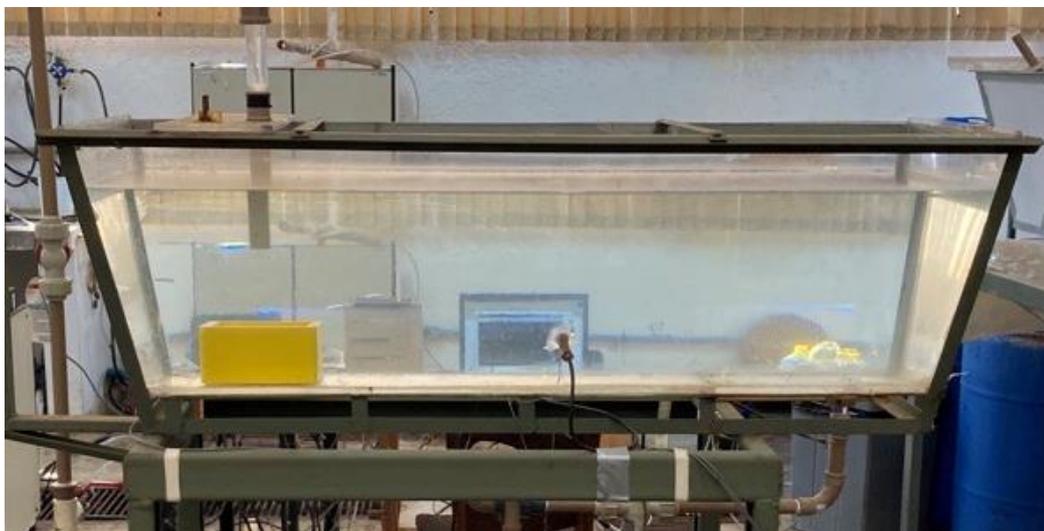
A estrutura utilizada para o experimento é composta por dois reservatórios de água, um aquecedor, duas bombas, um modelo físico do distribuidor construído em acrílico, tubos e conexões. O reservatório 1 é preenchido com água pura, enquanto o reservatório 2 é preenchido com uma solução de cloreto de potássio em água com concentração de 66,7 g/m³. Após os experimentos com solução salina, o reservatório 2 foi preenchido com corante azul com o objetivo de realizar análises qualitativas da evolução do escoamento. A Figura 3.2 apresenta um esquema da montagem utilizada e a Figura 3.3 apresenta uma foto da configuração experimental.

Figura 3.2 - Diagrama esquemático da montagem experimental.



Fonte: Elaborado pelo autor.

Figura 3.3 - Modelo físico do distribuidor utilizado nos experimentos.



Fonte: Elaborado pelo autor.

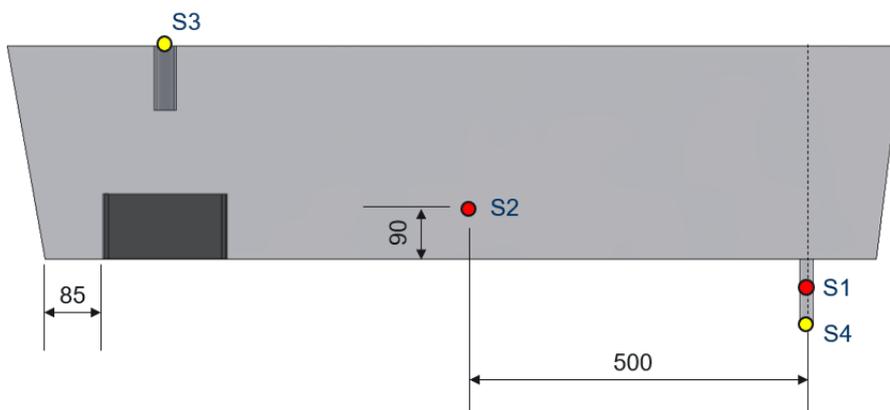
Quatro sensores são utilizados conforme disposição apresentada na Figura 3.2:

- Sensor de condutividade elétrica na saída do distribuidor (S1).
- Sensor de condutividade elétrica dentro do distribuidor (S2).
- Sensor de vazão volumétrica na entrada do distribuidor (S3).
- Sensor de vazão volumétrica na saída do distribuidor (S4).

Os sensores S1 e S2 medem a condutividade elétrica do fluido, que é afetada pela concentração de cloreto de potássio. Essa medição pode ser relacionada com a concentração de fluido do reservatório 2 presente nas posições ocupadas pelos sensores S1 e S2. Os sensores S1 e S2 foram calibrados, e as condutividades elétricas medidas nos fluidos presentes nos reservatórios 1 e 2 assumem os valores mínimo e máximo, respectivamente, e interpolação linear é considerada em condutividades intermediárias. Os sensores de vazão volumétrica S3 e S4 foram calibrados previamente. O posicionamento dos sensores é detalhado na Figura 3.4.

O fluido presente no reservatório 1 está à temperatura ambiente, enquanto o reservatório 2 possui um aquecedor a gás capaz de controlar a temperatura do fluido em seu interior.

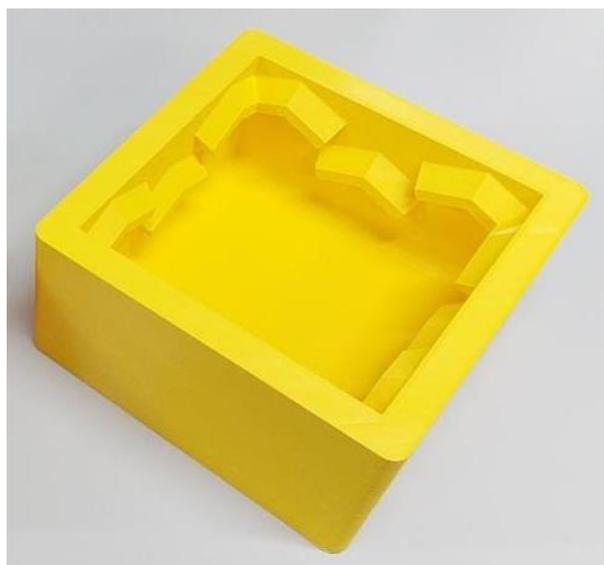
Figura 3.4 - Posicionamento dos sensores e inibidor de turbulência.



Fonte: Elaborado pelo autor.

Os sensores S1, S3 e S4 se encontram ao longo da linha de centro do distribuidor, enquanto o sensor S2 se encontra adjacente à parede, conforme apresentado na Figura 3.3. A Figura 3.5 apresenta o inibidor de turbulência utilizado no presente estudo. Ele foi manufaturado por meio de impressão 3D, e é caracterizado por ter formato quadrado e pela presença de detalhes internos, denominados chevrons. Essa geometria é responsável por dissipar parte da turbulência do escoamento, assim como reduzir as velocidades.

Figura 3.5 - Inibidor de turbulência utilizado nos experimentos.



Fonte: Elaborado pelo autor.

3.2.3 Procedimento experimental

O procedimento experimental possui como objetivo representar, seguindo a similaridade de Froude, um processo siderúrgico real. A medida em que o aço líquido da panela é vazado para o distribuidor, calor é perdido através dos revestimentos refratários e da escória. Como consequência, a última parcela de aço vazado pela panela possui temperatura inferior à primeira parcela de aço vazado. Essa diferença de temperatura é representada no modelo por meio do aquecimento do fluido no reservatório 2.

Neste procedimento siderúrgico, outra variável importante é o tempo necessário para a realização da troca de panela. No cenário em que a composição química do aço lingotado será alterada de uma panela para a outra, é esperado que a redução do nível de banho do distribuidor seja benéfica, reduzindo o volume de aço que será contaminado.

Para a avaliação do efeito destes dois parâmetros (diferença de temperatura e nível mínimo de banho do distribuidor), quatro séries de experimentos foram realizadas, apresentadas na Tabela 3.3, sendo cada série representando um cenário diferente.

Tabela 3.3 - Descrição dos cenários estudados por meio do modelo físico em escala.

Parâmetros	Cenário 1	Cenário 2	Cenário 3	Cenário 4
Condição térmica	Isotérmico	Não-isotérmico	Isotérmico	Não-isotérmico
Nível mínimo do distribuidor, mm	272 (alto)	272 (alto)	237 (baixo)	237 (baixo)

Fonte: Elaborado pelo autor.

Para cada cenário, três experimentos com as mesmas condições de contorno foram realizados, a fim de reduzir a incerteza das medições. A Tabela 3.4 apresenta os parâmetros de processo do protótipo, assim como seus respectivos valores nos cenários avaliados.

Tabela 3.4 - Condições de processo e experimentais.

Parâmetros	Protótipo	Cenário 1	Cenário 2	Cenário 3	Cenário 4
	Nível de banho estacionário, mm	966	322	322	322
Vazão volumétrica estacionária, L/min	500	32	32	32	32
Vazão volumétrica de enchimento, L/min	1000	64	64	64	64
Duração do esvaziamento, s	173-303	100	100	175	175
Variação de temperatura, °C	35	0	15	0	15

Fonte: Elaborado pelo autor.

O experimento inicia com o nível de banho do distribuidor estacionário em 322 mm, e vazão volumétrica de 32 L/min proveniente do recipiente 1, e permanece nessa condição por 832 s (equivalente a três tempos médios de residência, conforme apresentado na Equação 3.16).

$$t_{res} = \frac{V_{dist}}{Q} = \frac{148}{32} = 4.6 \text{ min} = 277.5 \text{ s} \quad 3.16$$

em que t_{res} representa o tempo médio de residência do fluido dentro do distribuidor (s) e V_{dist} representa o volume do distribuidor (m^3).

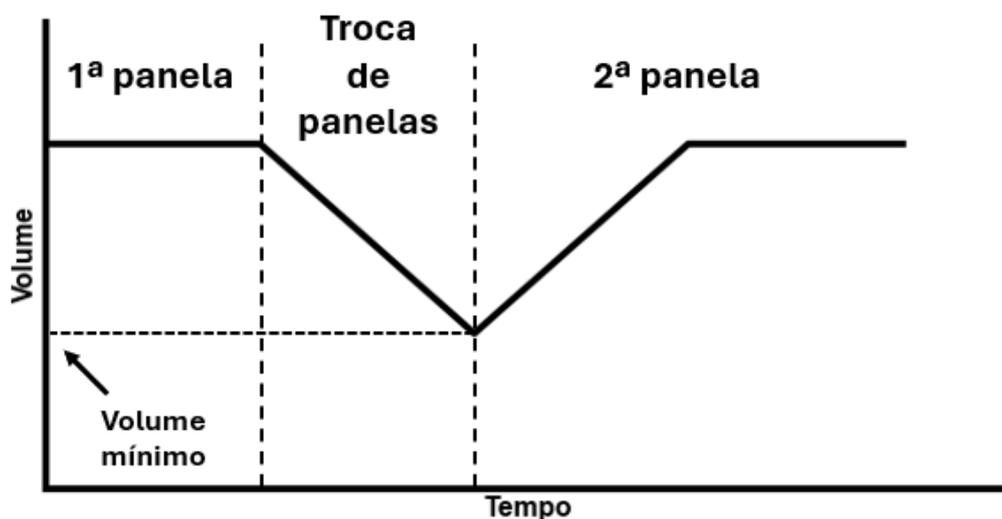
Em seguida, a entrada de água é interrompida e o nível do banho é reduzido até atingir seu nível mínimo, representando o momento em que a panela está sendo trocada. Em seguida inicia-se a entrada da solução de cloreto de potássio proveniente do reservatório 2, com uma vazão volumétrica de 64 L/min, até que o nível de banho estacionário seja atingido novamente. A vazão volumétrica de entrada é então reduzida para 32 L/min. O nível do banho é mantido estável por três tempos de residência (832 s) enquanto os dados dos sensores são adquiridos.

Sendo C_0 a concentração de um determinado tipo de aço na 1ª panela e C_1 a concentração deste mesmo tipo de aço na 2ª panela, a curva F de transição é dada pela Equação 3.17.

$$F = \frac{C - C_0}{C_1 - C_0} \quad 3.17$$

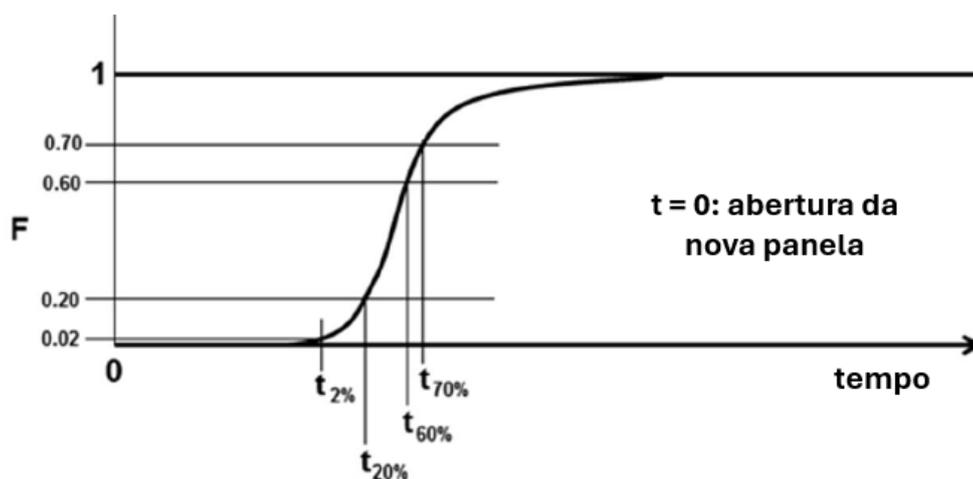
em que C representa a concentração do referido tipo de aço na saída do reservatório ao longo do tempo. A Figura 3.6 apresenta a evolução do nível de água dentro do reservatório ao longo do experimento, e a Figura 3.7 apresenta a curva F . Na curva F , o tempo $t = 0$ representa o momento de abertura da segunda panela.

Figura 3.6 - Evolução do volume de água no distribuidor em função do tempo.



Fonte: Elaborado pelo autor.

Figura 3.7 - Curva F .



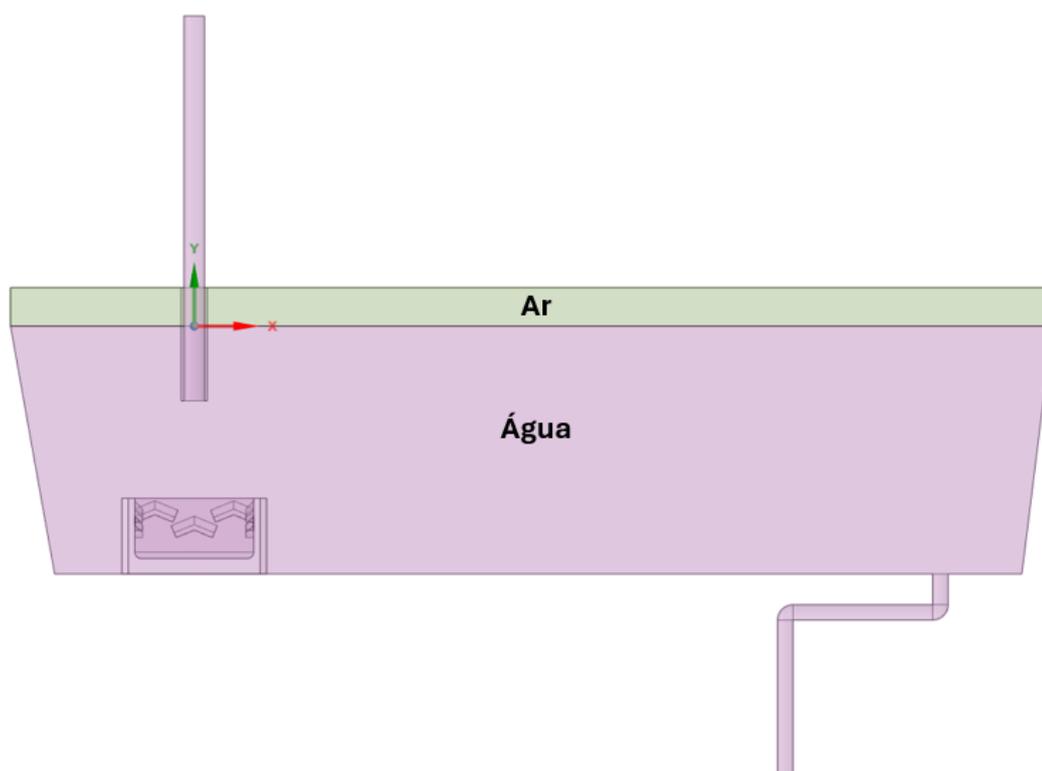
Fonte: Adaptado de Amorim *et al.* (2019).

3.3 Modelagem matemática

Um modelo matemático foi desenvolvido para representar o escoamento do distribuidor durante a troca de panela. Parâmetros do software utilizado, como o modelo de turbulência, foram analisados com o objetivo de avaliar a influência deles no resultado, tendo como referência as medições realizadas para o cenário 1 por meio da modelagem física descrita na seção 3.2.

Para a modelagem matemática, foi utilizado o software comercial *Ansys Fluent 22R1*, no qual as equações de conservação de massa e quantidade de movimento são resolvidas dentro do domínio definido. A Figura 3.8 apresenta a geometria utilizada para a simulação numérica.

Figura 3.8 - Domínio do modelo matemático.



Fonte: Elaborado pelo autor.

Os domínios de ar e água foram considerados em um modelo multifásico, sendo que a interface entre os dois fluidos é bem definida. Por isso, o modelo multifásico *Volume of Fluid* (VOF) foi adotado. O modelo multifásico VOF é uma abordagem amplamente utilizada em simulações CFD para estudar problemas

envolvendo a interação de múltiplas fases, como líquido-líquido ou gás-líquido. Este modelo é especialmente útil em simulações de fenômenos complexos, como o comportamento de jatos e gotículas, com duas ou mais fases fluidas interagindo entre si.

A abordagem VOF trata o domínio de simulação como uma região contínua preenchida por diferentes fases fluidas. Em vez de rastrear explicitamente cada fase individualmente, o VOF atribui a cada célula da malha uma fração volumétrica correspondente a cada fase presente naquele elemento. Essa fração volumétrica representa a proporção do volume ocupado por cada fase na célula.

O princípio fundamental do VOF é a conservação de massa para cada fase em todo o domínio. Isso significa que a soma das frações volumétricas de todas as fases em uma célula deve ser igual a 1. Isso garante que não haja criação ou destruição de massa durante o cálculo matemático, apenas redistribuição entre as fases.

As propriedades do fluido, como densidade e viscosidade, são determinadas como médias ponderadas pelas frações volumétricas das fases (Ferziger; Peric; Street, 2019), que por sua vez são calculadas por meio de equações de transporte (Hirt; Nichols, 1981).

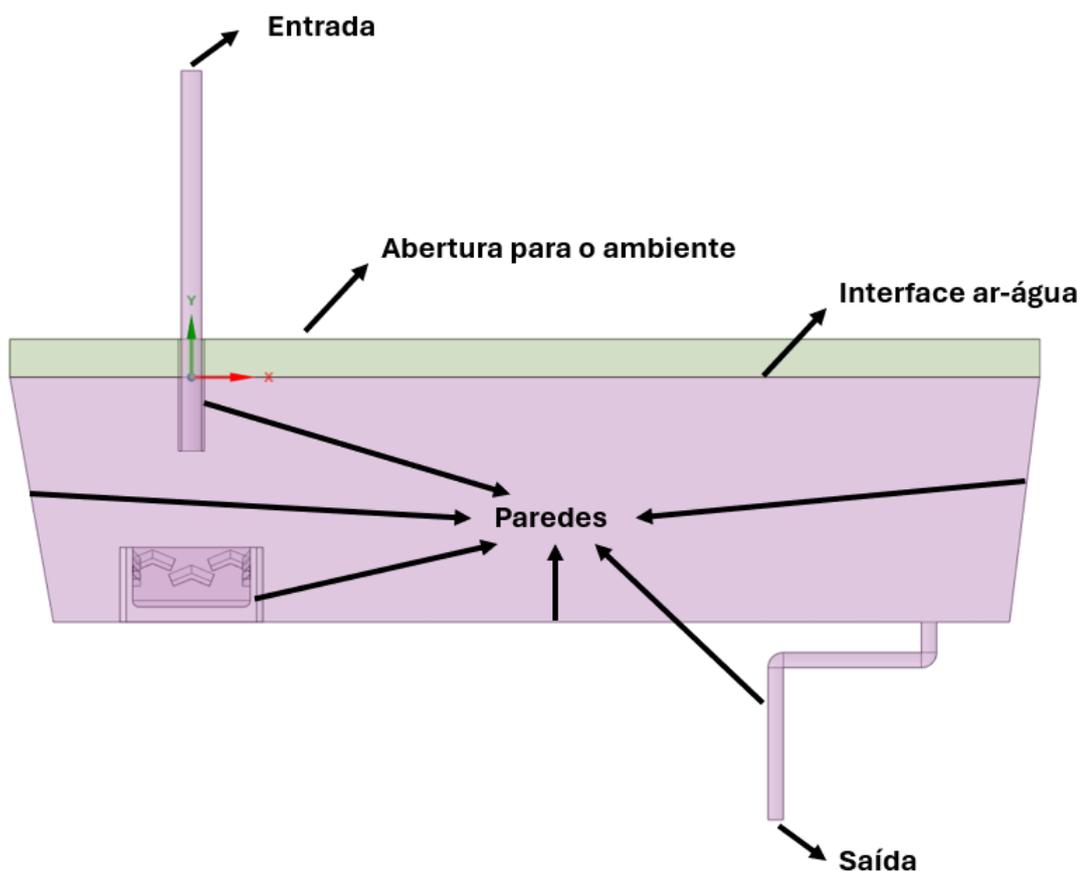
Optou-se pela utilização do método RANS, devido à sua eficiência computacional acoplada à sua capacidade de representar o escoamento em distribuidores de forma satisfatória. Para a modelagem da turbulência, dois modelos foram testados, ambos de duas equações: $k-\omega$ SST e $k-\epsilon$ *realizable*. A influência do modelo de turbulência no resultado numérico será analisada e apresentada no capítulo 4. Embora ambos os modelos tenham suas vantagens distintas, a escolha entre eles depende das características específicas do problema em estudo e dos requisitos de precisão computacional. O modelo $k-\omega$ SST é frequentemente preferido para escoamentos com forte influência de camada limite e transições laminar-turbulento.

O método de acoplamento dos campos de pressão e velocidade também influencia a resolução do problema matemático. Modelos numéricos foram desenvolvidos utilizando os métodos SIMPLE, PISO e COUPLED, e os resultados serão apresentados e discutidos no capítulo 4.

O domínio do problema estudado é composto pelo distribuidor, uma região de entrada de fluido (*inlet*) e uma região de saída de fluido (*outlet*). Posicionado no fundo do reservatório, na região de impacto, há um inibidor de turbulência. O domínio do

problema estudado envolve uma geometria simétrica, assim como as condições de contorno. Dessa maneira, uma simetria de $\frac{1}{2}$ foi considerada no modelo matemático, reduzindo assim os custos computacionais. A Figura 3.9 apresenta as condições de contorno do modelo.

Figura 3.9 - Condições de contorno do modelo matemático.



Fonte: Elaborado pelo autor.

- Entrada: condição varia de acordo com a etapa da simulação; uma descrição detalhada será apresentada a seguir;
- Saída: pressão manométrica de 0 Pa;
- Paredes: parede sem deslizamento;
- Abertura para o ambiente: pressão manométrica de 0 Pa.

O procedimento simulado é similar ao realizado na modelagem física, e composto por três etapas: esvaziamento, enchimento e nível constante. A simulação se inicia com o fluido estático, sem vazão de água na entrada. Esta condição representa uma simplificação, uma vez que no modelo físico o esvaziamento de inicia com o campo de velocidades desenvolvido dentro do distribuidor. No capítulo 4 será

apresentada a análise que justifica esta simplificação. Para esta etapa, a condição de contorno aplicada na entrada é *pressure-inlet*, considerando pressão manométrica de 0 Pa. Após o esvaziamento, é imposto na região de entrada a condição de *mass-flow-inlet*, com uma vazão de 64 L/min, conforme o experimento em água. Esta condição se mantém até o momento em que o distribuidor atinge seu nível de trabalho, 322 mm. Então a vazão de água de entrada é reduzida para 32 L/min, e a simulação segue com o nível de banho constante até o final. O *timestep* utilizado foi de 1×10^{-3} s.

Para a representação matemática do traçador, uma variável escalar foi criada. O valor inicial desta variável em todo o domínio é 0, e a partir do início da etapa de enchimento, é considerado que o valor dessa variável na entrada é 1. A variável é transportada ao longo do domínio por meio da quantidade de movimento do fluido e da difusão turbulenta e molecular. O coeficiente de difusão turbulenta é calculado por meio da Equação 3.18. A difusão molecular considerada foi de 1×10^{-6} kg/(m*s).

$$D_t = \frac{\nu_t}{Sc_t} \quad 3.18$$

em que D_t representa o coeficiente de difusão turbulenta (kg/(m*s)), ν_t é a viscosidade turbulenta (kg/(m*s)) e Sc_t é o número de Schmidt turbulento. De acordo com a revisão bibliográfica feita por Tominaga e Stathopoulos (2007), os valores de Sc_t estão na faixa entre 0.2 e 1.3. Para o modelo matemático do presente estudo, considerou-se $Sc_t = 0.5$.

Entre os métodos de solução numérica do modelo desenvolvido, os seguintes parâmetros foram considerados para a discretização espacial:

- *Gradient: Least Squares Cell Based*
- *Pressure: PRESTO!*
- *Momentum: Second Order Upwind*
- *Turbulent Kinetic Energy: Second Order Upwind*
- *Specific Dissipation Rate: Second Order Upwind*
- *User Scalar Variable (traçador): First Order Upwind*

3.3.1 Estudo de refino de malha

Para o desenvolvimento do modelo matemático foi realizado um estudo de refino de malha. O software utilizado para a discretização do domínio espacial, denominado *Fluent Meshing*, é capaz de confeccionar malhas com diferentes geometrias de elemento, como: tetraédrico, hexaédrico ou poliédrico, conforme apresentado na Figura 3.10. A definição da geometria de elemento foi baseada nas características de cada uma delas e também do *solver* utilizado (*Ansys Fluent 22R1*).

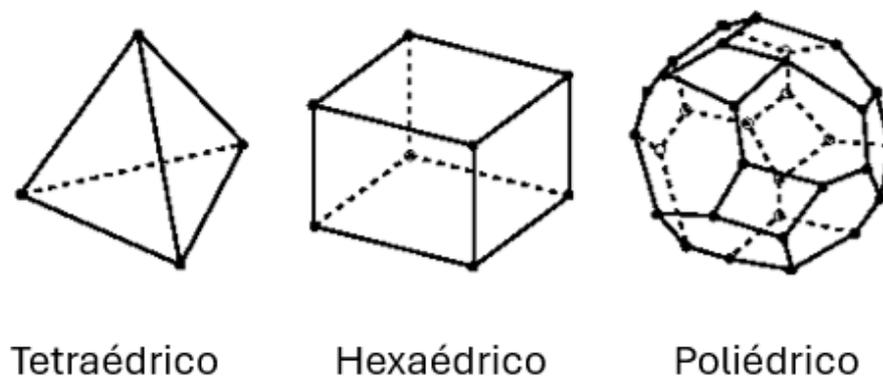
As malhas tetraédricas são conhecidas pela sua versatilidade. Elas são capazes de se adequar a diferentes formatos de domínio, especialmente quando se trata de geometrias complexas e irregulares. No entanto, para atingir a mesma precisão que outros tipos de malha, as tetraédricas frequentemente necessitam de um número maior de células, o que pode aumentar significativamente o custo computacional. Além disso, a precisão dessas malhas tende a ser inferior em comparação com as hexaédricas, particularmente em regiões com gradientes de escoamento significativos (Blazek, 2015).

Por outro lado, as malhas hexaédricas oferecem alta precisão e eficiência na solução de problemas CFD, especialmente em escoamentos alinhados com a malha. A estabilidade e a convergência das soluções numéricas são geralmente superiores, facilitando a obtenção de resultados confiáveis. Além disso, para uma dada precisão, essas malhas requerem um número menor de células em comparação com as tetraédricas, otimizando o uso de recursos computacionais. Contudo, a geração de malhas hexaédricas de alta qualidade é desafiadora, particularmente em geometrias complexas. Elas não se adaptam bem a formas detalhadas.

As malhas poliédricas surgem como uma opção que combina algumas das características das malhas tetraédricas e hexaédricas. Elas oferecem um bom equilíbrio entre precisão e flexibilidade, adaptando-se eficientemente a geometrias complexas. Em comparação com as malhas tetraédricas, geralmente requerem menos células para atingir uma precisão similar, apesar do elevado número de nós.

O *solver* utilizado é *cell-based*, ou seja, utiliza uma abordagem na qual as equações de conservação são resolvidas no centro de cada elemento, e não nos nós. Dessa maneira, a malha poliédrica foi definida para ser utilizada.

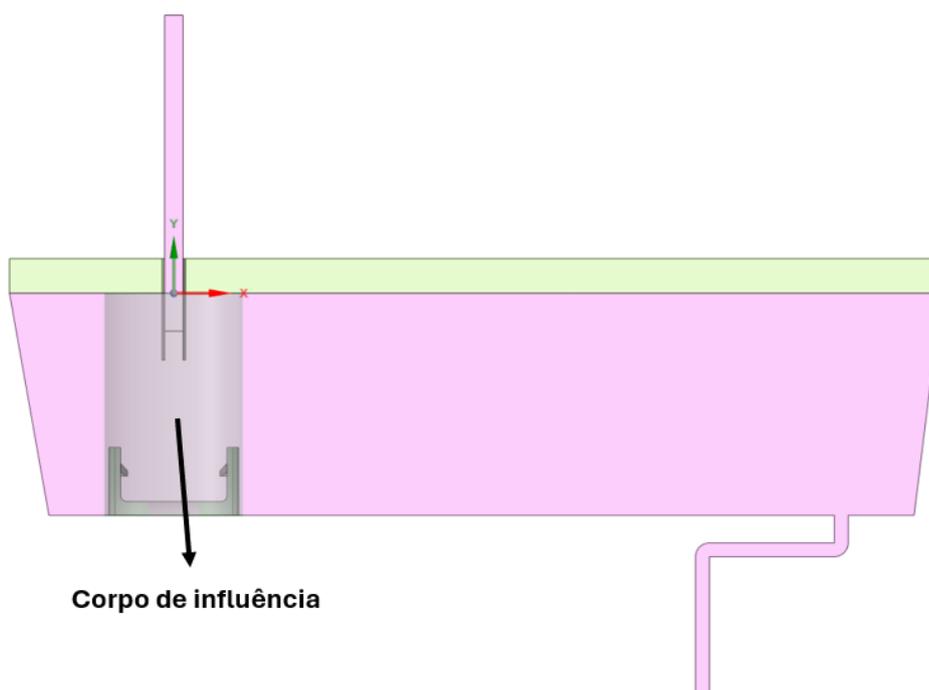
Figura 3.10 - Tipos de elementos.



Fonte: Adaptado de Ansys (2021).

Para o estudo de refino de malha, o parâmetro “*maximum size*” do software *Fluent Meshing* foi variado e três configurações de malhas foram testadas. As malhas possuem um refino do tipo “corpo de influência” na região de entrada, caracterizada por maiores velocidades e maior turbulência, conforme apresentado na Figura 3.11. Além disso, refino de malha do tipo *inflation* é utilizado nas regiões adjacentes às paredes.

Figura 3.11 - Corpo de influência utilizado para refino de malha localizado.



Fonte: Elaborado pelo autor.

A análise de sensibilidade de malha foi conduzida utilizando o método *grid convergence index* (GCI) (Celik *et al.*, 2008), que representa a incerteza devido à discretização numérica (Rocha, 2023) e é apresentado nas Equações 3.19, 3.20, 3.21, 3.22, 3.23, 3.24 e 3.25.

$$GCI = \frac{1.25 * e_a}{r_{21}^{p_{GCI}} - 1} \quad 3.19$$

$$e_a = \left| \frac{\varphi_1 - \varphi_2}{\varphi_1} \right| \quad 3.20$$

$$p_{GCI} = \frac{\left| \ln \left| \frac{\varepsilon_{32}}{\varepsilon_{21}} \right| + q_{GCI} \right|}{\ln(r_{21})} \quad 3.21$$

$$q_{GCI} = \ln \left(\frac{r_{21}^{p_{GCI}} - s}{r_{32}^{p_{GCI}} - s} \right) \quad 3.22$$

$$s = 1 * \operatorname{sgn} \left(\frac{\varepsilon_{32}}{\varepsilon_{21}} \right) \quad 3.23$$

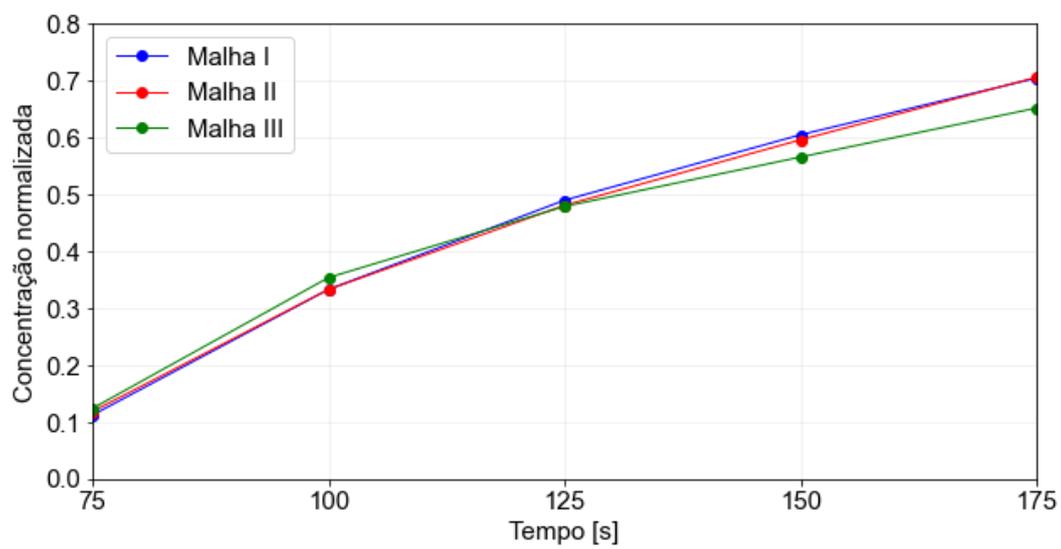
$$\varepsilon_{32} = \varphi_3 - \varphi_2 \quad 3.24$$

$$\varepsilon_{21} = \varphi_2 - \varphi_1 \quad 3.25$$

em que GCI representa o *grid convergence index*, φ_k representa a solução para a k-ésima malha e r_{ij} representa a razão de refinamento entre as malhas i e j. A função *sgn* (Equação 3.23) assume os valores -1, 0 ou 1. Os valores de p e q são calculados de forma iterativa, uma vez que são dependentes um do outro.

Três malhas foram consideradas, com 398906 (Malha I), 332397 (Malha II) e 259439 (Malha III) elementos. A razão entre o número de elementos das malhas é 1.20 e 1.28. O GCI foi calculado em cinco tempos diferentes (75, 100, 125, 150 e 175 s após o início da injeção do traçador), com um valor médio de 1.4% para o segundo *grid*. Baseado nos resultados apresentados na Figura 3.12 e no valor médio de GCI de 1.4%, a Malha II foi escolhida para o estudo.

Figura 3.12 - Verificação de malha.



Fonte: Elaborado pelo autor.

3.3.2 Validação do modelo matemático

A validação do modelo matemático foi realizada por meio de uma comparação entre os resultados da solução numérica e os dados experimentais obtidos em laboratório, com foco na concentração do traçador avaliada na saída do distribuidor de lingotamento contínuo, medida pelo sensor S1 (Figura 3.2). Durante a simulação numérica, a concentração do traçador foi monitorada na saída do reservatório, permitindo a coleta de dados simulados comparáveis aos dados experimentais. Esta variável foi escolhida para validação do modelo matemático pois é diretamente relacionada à quantidade de material lingotado que pode ser rebaixado devido à mistura entre duas diferentes composições químicas.

Os dados simulados foram comparados com os dados experimentais graficamente, acompanhando a evolução da concentração do traçador na saída do reator até que o valor de 90% fosse atingido no modelo matemático. Os parâmetros estatísticos diferença média absoluta (MAE, do inglês *mean absolute error*) e raiz da diferença quadrática média (RMSE, do inglês *root mean square error*) foram calculados para quantificar a diferença entre os dados experimentais e os calculados numericamente. As Equações 3.26 e 3.27 apresentam, respectivamente, o cálculo do MAE e RMSE.

$$MAE = \frac{1}{n} * \sum_{i=1}^n |\varphi_m - \varphi_f| \quad 3.26$$

$$RMSE = \sqrt{\frac{1}{n} * \sum_{i=1}^n (\varphi_m - \varphi_f)^2} \quad 3.27$$

em que n representa o número de observações, φ_m é a concentração do traçador no modelo matemático e φ_f é a concentração do traçador no modelo físico.

Além das análises quantitativas descritas, também foram realizadas análises qualitativas dos escoamentos através da comparação de dispersão do corante injetado.

4 RESULTADOS E DISCUSSÕES

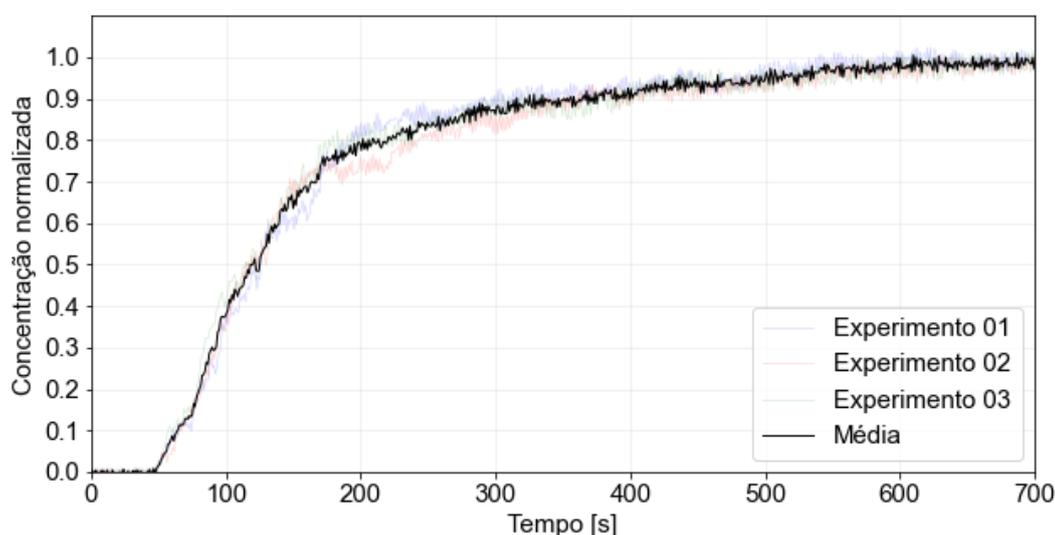
Neste capítulo, os resultados obtidos ao longo da pesquisa serão apresentados e discutidos. Os dados coletados serão analisados de acordo com os métodos descritos no capítulo 3, visando alcançar os objetivos descritos na seção 1.2. Primeiramente, são apresentados os resultados dos experimentos realizados, seguidos dos resultados da solução numérica do modelo matemático. Os resultados serão também comparados com dados da literatura existente.

4.1 Modelo experimental

As discussões acerca do modelo experimental consistem na análise e interpretação de dados aquiridos por meio dos experimentos realizados no modelo físico em escala reduzida. Para referência, os cenários analisados serão referidos como “cenário 1”, “cenário 2”, “cenário 3” e “cenário 4”, conforme apresentado na Tabela 3.3.

A Figura 4.1 apresenta a concentração normalizada de solução salina na saída do reservatório (obtida a partir das medições do sensor S1 ilustrado na Figura 3.2) para os três experimentos realizados de acordo com o cenário 1, e também a média das três medições.

Figura 4.1 - Concentração normalizada média de solução salina na saída do distribuidor: cenário 1 (isotérmico nível alto).

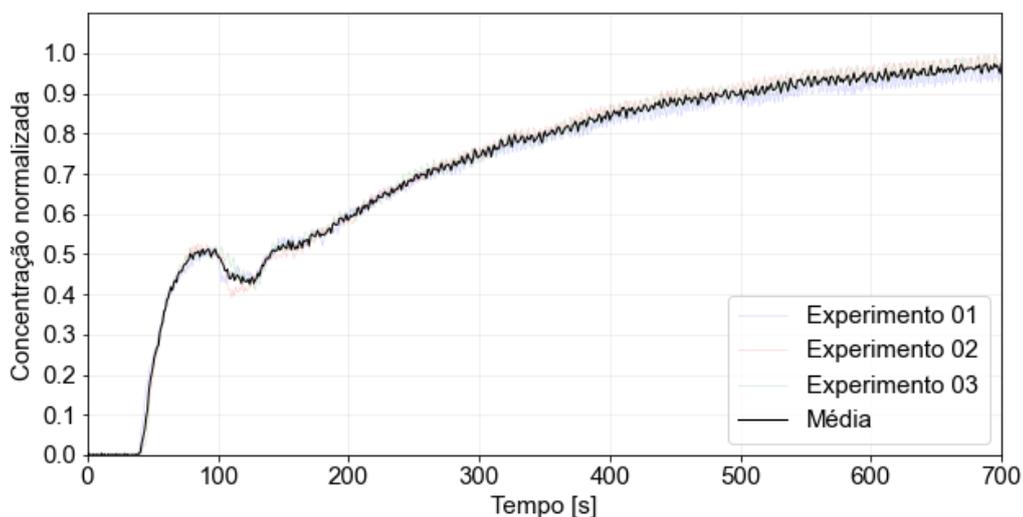


Fonte: Elaborado pelo autor.

O tempo mínimo necessário para o traçador atingir a saída foi de 51.7 segundos, e após 315.8 segundos, a concentração do traçador na saída atingiu o valor de 90%. A curva apresenta comportamento crescente em toda sua extensão, com maior inclinação nos primeiros 150 segundos.

A Figura 4.2 apresenta a concentração normalizada de solução salina na saída do reservatório para os três experimentos realizados de acordo com o cenário 2, e também a média das três medições.

Figura 4.2 - Concentração normalizada média de solução salina na saída do distribuidor: cenário 2 (não-isotérmico nível alto).

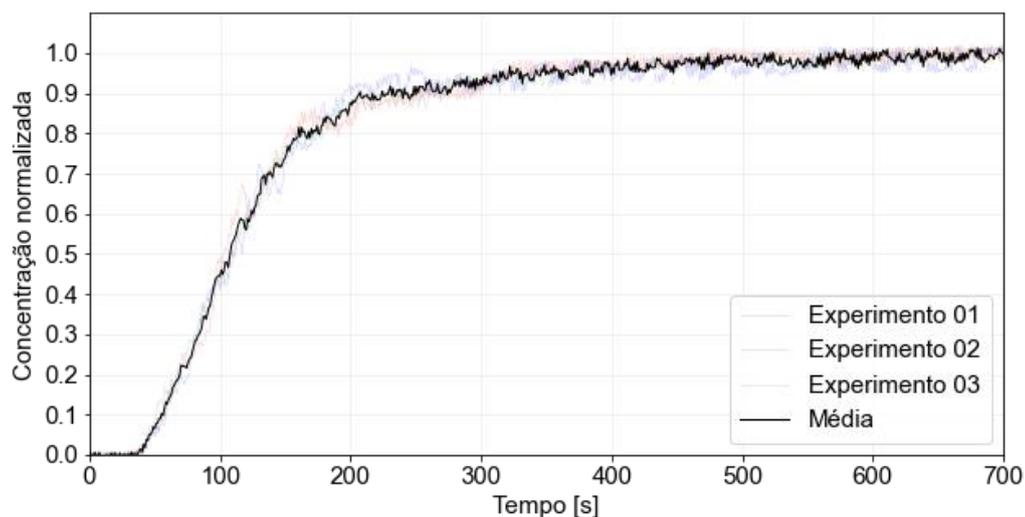


Fonte: Elaborado pelo autor.

O tempo mínimo necessário para o traçador atingir a saída foi de 41.5 segundos, e após 469.8 segundos, a concentração do traçador na saída atingiu o valor de 90%. O cenário 2 apresentou comportamento diferente do cenário 1, uma vez que a curva de concentração do traçador não é crescente em toda sua extensão. Há um pico próximo de 90 segundos, seguido de uma redução na concentração do traçador na saída, antes do comportamento crescente ser retomado. Este comportamento se repetiu em todos os três experimentos, e pode ser explicado pela região de recirculação formada próximo à saída. Próximo de 100 segundos, grande parte do volume presente nesta região de recirculação escoou através da saída do reservatório.

A Figura 4.3 apresenta a concentração normalizada de solução salina na saída do reservatório para os três experimentos realizados de acordo com o cenário 3, e também a média das três medições.

Figura 4.3 - Concentração normalizada média de solução salina na saída do distribuidor: cenário 3 (isotérmico nível baixo).

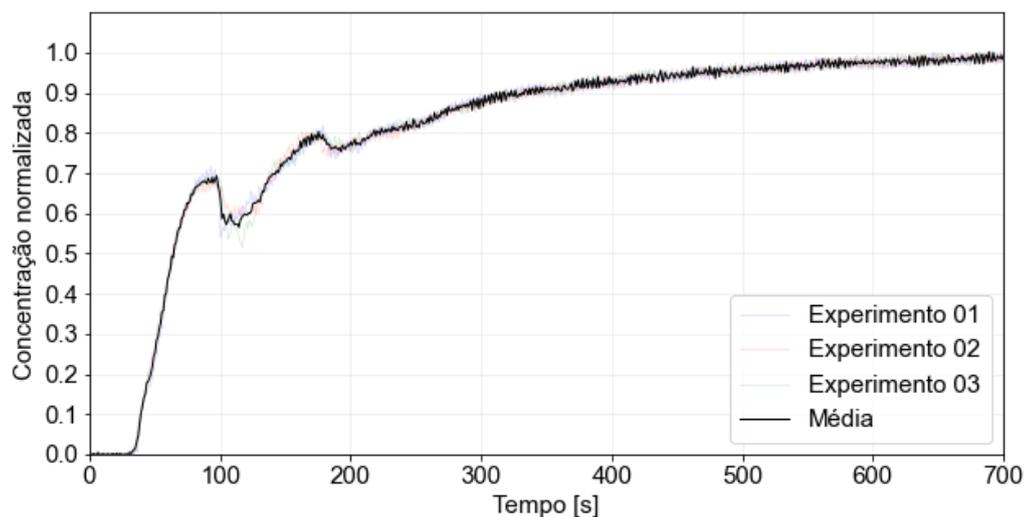


Fonte: Elaborado pelo autor.

O tempo mínimo necessário para o traçador atingir a saída foi de 41.4 segundos, e após 207.2 segundos, a concentração do traçador na saída atingiu o valor de 90%. O cenário 3 se mostrou similar ao cenário 1. Apesar disso, atingiu concentrações de traçador mais altas em menos tempo. A curva apresenta comportamento crescente em toda sua extensão, com maior inclinação nos primeiros 150 segundos.

A Figura 4.4 apresenta a concentração normalizada de solução salina na saída do reservatório para os três experimentos realizados de acordo com o cenário 4, e também a média das três medições.

Figura 4.4 - Concentração normalizada média de solução salina na saída do distribuidor: cenário 4 (não-isotérmico nível baixo).



Fonte: Elaborado pelo autor.

O tempo mínimo necessário para o traçador atingir a saída foi de 36.3 segundos, e após 311.3 segundos, a concentração do traçador na saída atingiu o valor de 90%. O cenário 4 é caracterizado por duas seções decrescentes, próximas à 100 e 180 s, o que foi percebido em todos os três experimentos deste cenário.

As análises apresentadas nas seções seguintes consideram as curvas médias entre as três medições realizadas para cada cenário.

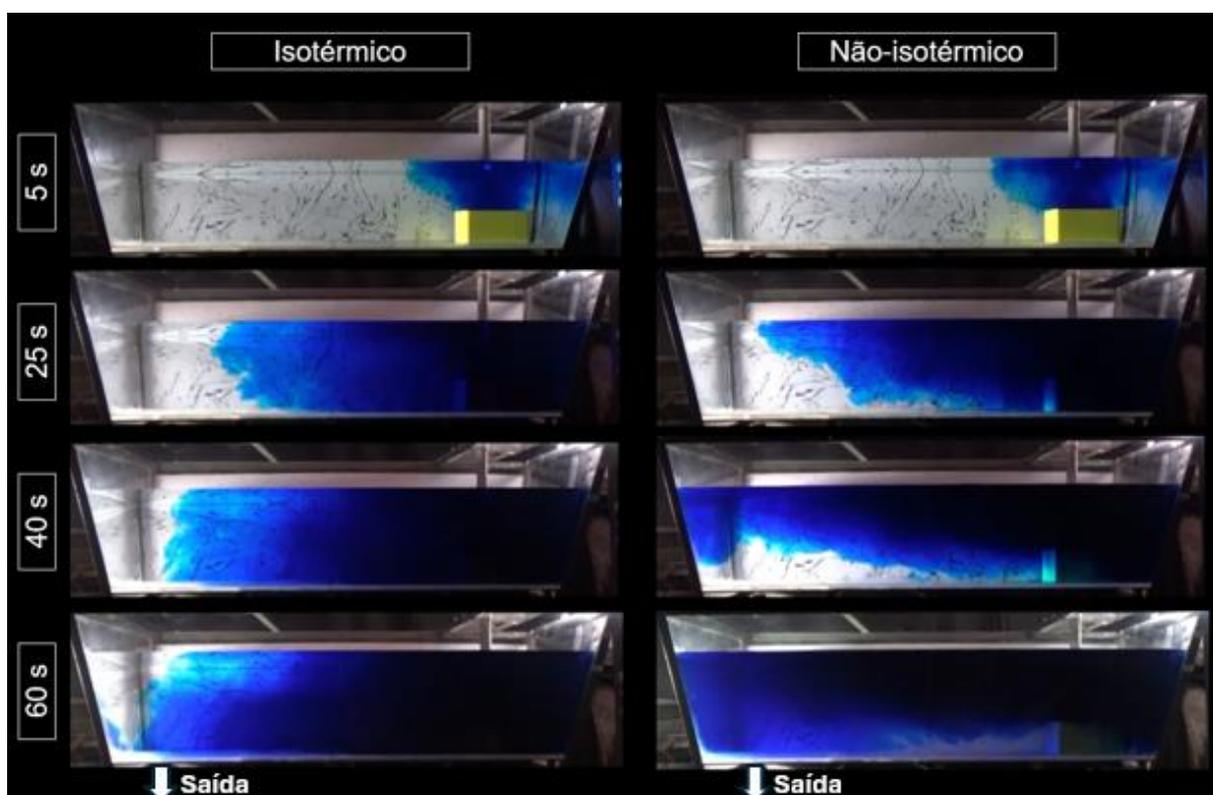
4.1.1 Influência do efeito térmico

Para a análise da influência do efeito térmico no escoamento dentro do distribuidor, foram utilizadas a injeção de corante, com o objetivo de visualizar a dinâmica do fluido, e a injeção de solução salina, com o objetivo de avaliar a distribuição de tempo de residência. Esta seção visa avaliar qualitativamente e quantitativamente a influência de efeitos térmicos na operação metalúrgica estudada.

A Figura 4.5 apresenta uma comparação entre os cenários isotérmico e não-isotérmico, considerando os cenários 1 e 2, com imagens em quatro diferentes momentos: 5, 25, 40 e 60 segundos após o início da injeção do corante. Ao avaliar a condição isotérmica, percebe-se uma tendência de movimento horizontal do fluido, de maneira homogênea ao longo de toda a altura do distribuidor. Não há predominância para um escoamento mais próximo ao fundo ou à interface com o ar. Ao atingir a

região próxima a saída, o fluido se direciona diretamente à zona de menor pressão (saída). A condição não-isotérmica, por sua vez, apresenta uma dinâmica de escoamento diferente. A densidade do fluido reduz com o aumento da temperatura, o que gera alterações no escoamento. Como o fluido que entra no reservatório está mais quente, devido ao efeito do empuxo, há uma tendência clara de movimento vertical, de forma que o fluido proveniente da segunda panela ocupa a região superior do distribuidor. Dessa maneira, o movimento horizontal ocorre majoritariamente na porção superior do reservatório, próximo à interface com o ar, e após alcançar o final do reservatório, o fluido apresenta movimento descendente em direção à saída.

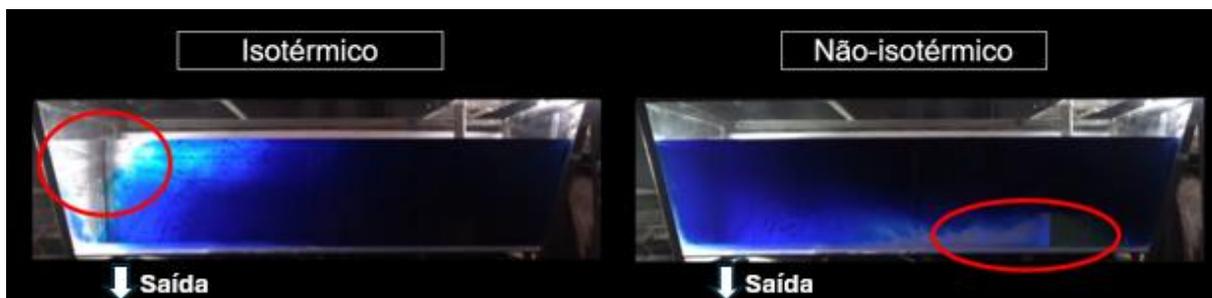
Figura 4.5 - Dispersão de corante durante a troca de painéis no distribuidor, considerando os cenários 1 e 2.



Fonte: Elaborado pelo autor.

Devido à diferente dinâmica de escoamento que ocorre nos cenários isotérmico e não-isotérmico, zonas mortas são formadas em diferentes regiões em cada cenário. A Figura 4.6 destaca as zonas de recirculação.

Figura 4.6 - Identificação de zonas mortas por meio da dispersão de corante – cenários 1 e 2.



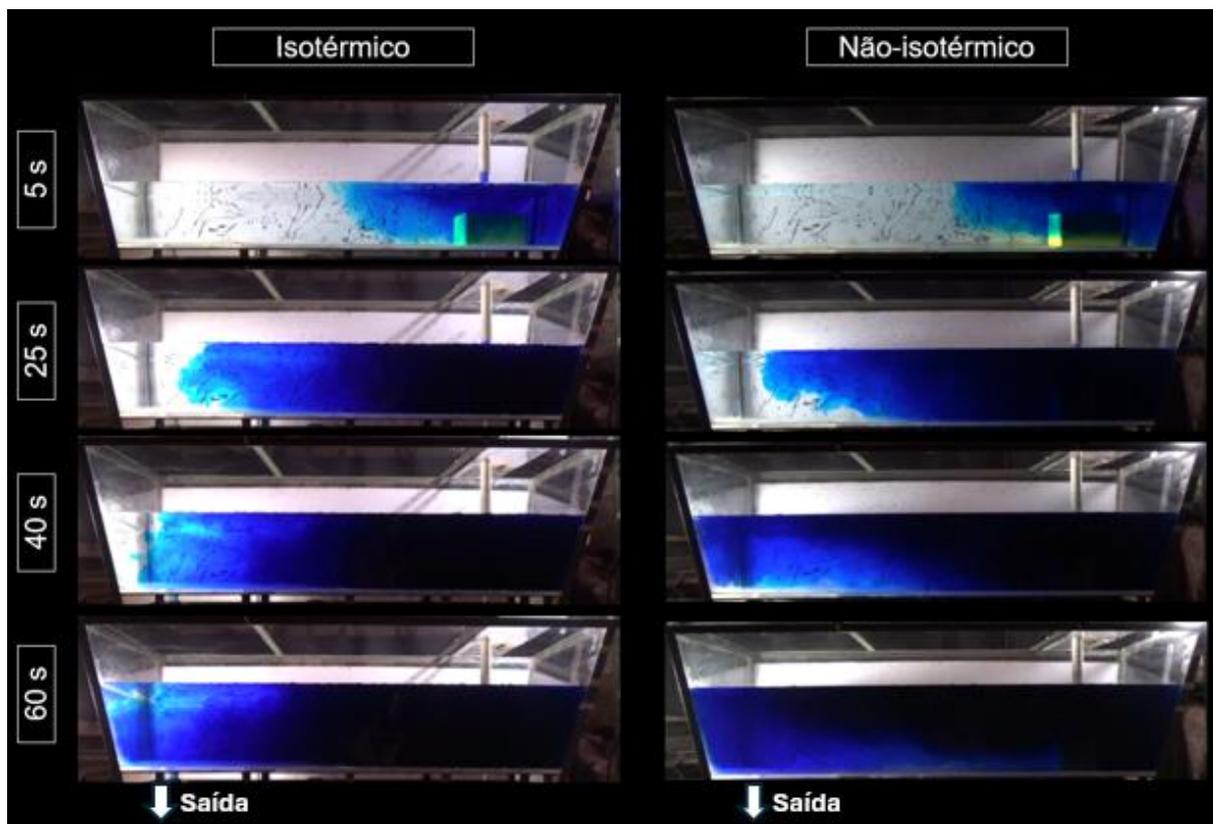
Fonte: Elaborado pelo autor.

No cenário isotérmico, o movimento do fluido é majoritariamente horizontal. Ao chegar próximo à saída, devido à zona de baixa pressão formada, há uma tendência do fluido de se deslocar para esta região, formando então uma zona morta na porção externa superior do reservatório.

Na condição não-isotérmico, por sua vez, a região superior é diretamente ocupada pelo fluido. Ao atingir a parede externa, há o movimento descendente em direção à saída, formando uma circulação global no sentido anti-horário. Como consequência, é formada uma zona de recirculação adjacente ao fundo do distribuidor, próximo ao inibidor de impacto.

O mesmo efeito pode ser observado na comparação entre os cenários 3 (isotérmico) e 4 (não-isotérmico), que consideram nível mínimo de banho baixo, apresentado na Figura 4.7.

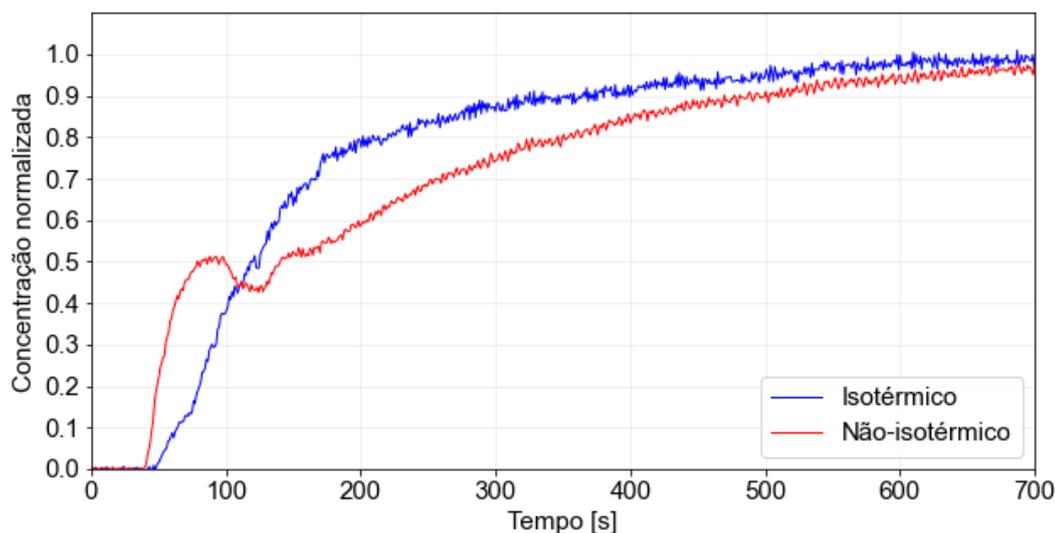
Figura 4.7 - Dispersão de corante durante a troca de painéis no distribuidor, considerando os cenários 3 e 4.



Fonte: Elaborado pelo autor.

Além da injeção de corante, uma injeção de solução salina também foi utilizada para avaliar a influência do efeito térmico no escoamento. A Figura 4.8 e a Figura 4.9 apresentam a comparação da concentração da solução salina de cloreto de potássio na saída do reservatório nos cenários isotérmico e não-isotérmico, considerando os níveis mínimos do distribuidor alto e baixo, respectivamente.

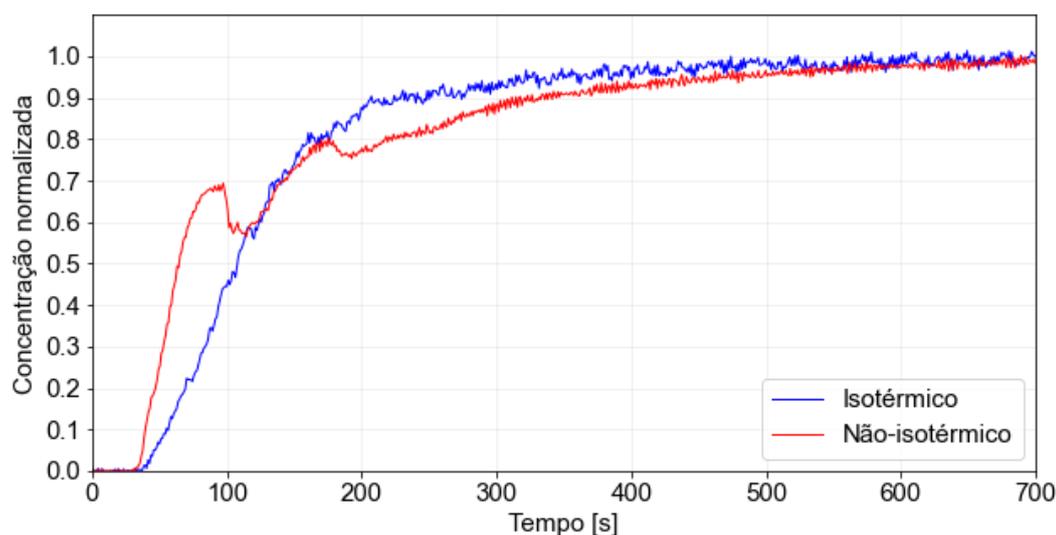
Figura 4.8 - Concentração normalizada do traçador na saída do distribuidor – condições isotérmica e não-isotérmica; nível alto.



Fonte: Elaborado pelo autor.

Comparando os dois cenários é possível notar uma clara influência dos efeitos térmicos na distribuição de tempos de residência. O cenário isotérmico apresenta um aumento gradual de concentração ao longo do tempo, em uma curva com formato assintótico e sempre crescente ao longo do tempo, com comportamento de função bijetora. Já o cenário não-isotérmico apresenta um tempo mínimo de residência menor e um rápido aumento de concentração no início do experimento, conforme resultados apresentados na Figura 4.5. Porém, esta tendência se altera a partir de aproximadamente 100 segundos. Após este tempo, a concentração salina na saída sofre uma redução, devido ao escoamento do fluido presente na zona de recirculação em direção à saída, antes de voltar a aumentar de maneira mais lenta. Esse efeito é percebido por meio da análise qualitativa com corante. O modelo não-isotérmico é caracterizado por uma maior duração de mistura dos dois fluidos, com a concentração do traçador assumindo valores próximos de 45% por um tempo maior.

Figura 4.9 - Concentração normalizada do traçador na saída no distribuidor – condições isotérmica e não-isotérmica; nível baixo.



Fonte: Elaborado pelo autor.

Ao reduzir o nível mínimo de banho, no geral, a diferença de comportamento entre as curvas se mantém similar ao nível mais elevado. O cenário isotérmico apresenta um aumento gradual de concentração ao longo do tempo, em uma curva com formato assintótico e sempre crescente ao longo do tempo, com comportamento de função bijetora. Já o cenário não-isotérmico apresenta um tempo mínimo de residência menor e um rápido aumento de concentração no início do experimento até aproximadamente 100 segundos, corroborando com os resultados apresentados na Figura 4.7. Após este tempo, a concentração salina na saída sofre uma redução antes de voltar a aumentar de maneira mais lenta. A curva apresenta 2 picos intermediários e regiões decrescentes, devido ao escoamento do fluido presente na zona de recirculação em direção à saída. Assim como no cenário com nível mínimo mais elevado, o modelo não-isotérmico é caracterizado por uma maior duração de mistura dos dois fluidos, com a concentração do traçador assumindo valores próximos de 60% por um tempo maior.

A duração da mudança de composição química do aço pode ser usada para estimar a quantidade de material que poderá ser rebaixado devido à composição química intermediária entre os aços lingotados. Para esta análise, considera-se o limite de 90% para a fração volumétrica de cada tipo de aço. Dessa maneira, o tempo cuja concentração do novo tipo de aço estiver entre 10% e 90% representará um aço

rebaixado (mistura ou *intermix*). A Tabela 4.1 apresenta a comparação entre o tempo t_{10-90} para os cenários 1 e 2.

Tabela 4.1 - Parâmetro t_{10-90} - cenários 1 e 2.

Parâmetro	Cenário 1	Cenário 2
Condição térmica	Isotérmico	Não-isotérmico
Nível mínimo do distribuidor	Alto	Alto
$t_{10}, \text{ s}$	64.3	45.8
$t_{90}, \text{ s}$	315.8	469.8
$t_{10-90}, \text{ s}$	251.5	424.0

Fonte: Elaborado pelo autor.

A operação não-isotérmica aumenta em 69% o tempo t_{10-90} considerando o nível mínimo de banho alto, de 251.5 s para 424.0 s. Este resultado ilustra a grande influência de efeitos térmicos no volume de aço que potencialmente será rebaixado devido à mistura de composições químicas. Uma grande diferença de temperatura entre os aços da panela e do distribuidor se mostrou negativa para a operação, no que diz respeito ao volume de material lingotado sujeito à sucateamento ou perda de valor agregado devido à mistura entre diferentes composições químicas.

A Tabela 4.2 apresenta a comparação entre o tempo t_{10-90} para os cenários 3 e 4. A operação não-isotérmica aumenta 79% o tempo t_{10-90} considerando o nível mínimo de banho baixo, de 152.0 s para 271.8 s. Este resultado corrobora com os dados da Tabela 4.1, que apresenta grande influência de efeitos térmicos no volume de aço que potencialmente será rebaixado devido à mistura de composições químicas.

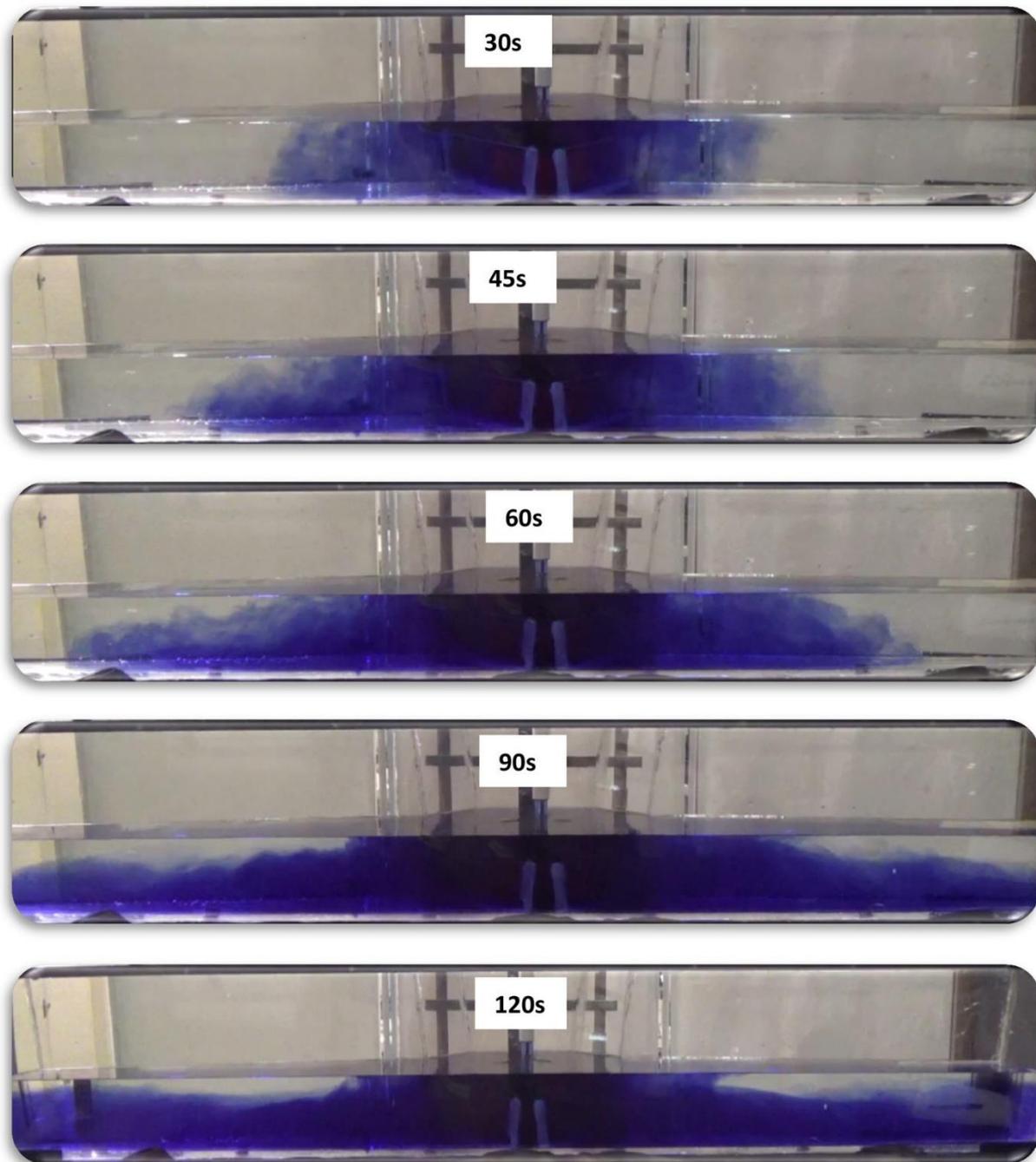
Tabela 4.2 - Parâmetro t_{10-90} - cenários 3 e 4.

Parâmetro	Cenário 3	Cenário 4
Condição térmica	Isotérmico	Não-isotérmico
Nível mínimo do distribuidor	Baixo	Baixo
$t_{10}, \text{ s}$	55.2	39.5
$t_{90}, \text{ s}$	207.2	311.3
$t_{10-90}, \text{ s}$	152.0	271.8

Fonte: Elaborado pelo autor.

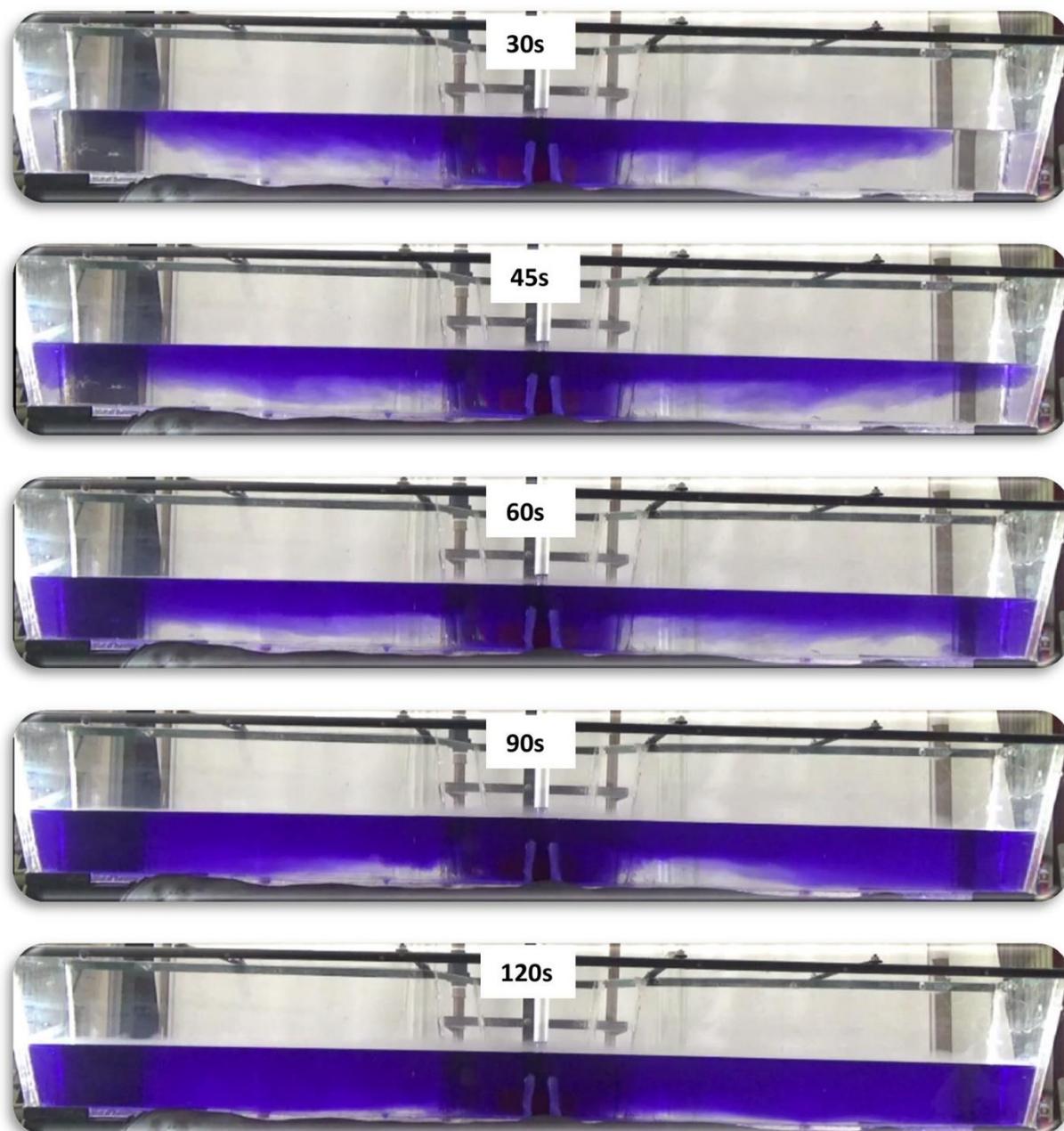
Amorim *et al.* (2018) realizaram experimentos similares aos desenvolvidos neste estudo, com a principal diferença sendo a geometria do reservatório: um distribuidor de lingotamento de tarugos de 6 veios, caracterizado por possuir volume 43% maior que o distribuidor utilizado nesta dissertação. Considerou-se diferença de temperatura entre os reservatórios de 12°C. Além disso, o procedimento seguido durante a etapa de enchimento é diferente, sendo que o nível se mantém constante em um valor intermediário (entre o nível mínimo e o nível de trabalho) por determinado período antes de retornar ao nível de trabalho. A Figura 4.10 e a Figura 4.11 apresentam os resultados obtidos por meio da modelagem física com injeção de corante considerando os cenários isotérmico e não-isotérmico, respectivamente.

Figura 4.10 - Modelo em água com injeção de corante realizado por Amorim *et al.* (2018) – condição isotérmica.



Fonte: Amorim *et al.* (2018).

Figura 4.11 - Modelo em água com injeção de corante realizado por Amorim *et al.* (2018) – condição não-isotérmica.

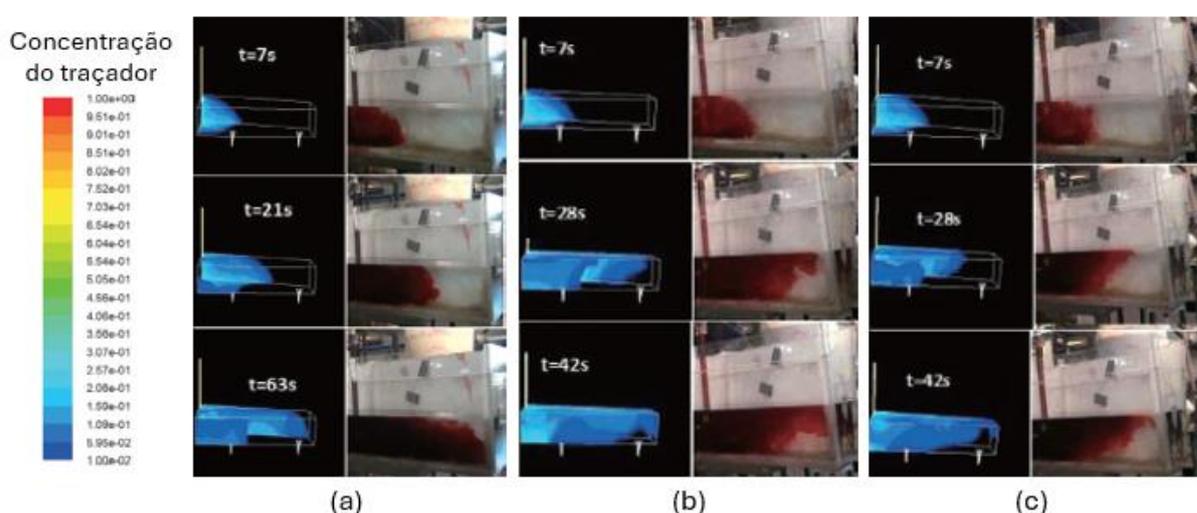


Fonte: Amorim *et al.* (2018).

Para a condição isotérmica, as zonas mortas se concentram na região superior do reservatório, ao passo que na condição não-isotérmica, as zonas mortas se concentram na região próxima ao fundo. O comportamento da zona morta na condição isotérmica nos experimentos de Amorim *et al.* (2018) se difere dos encontrados no presente estudo, o que pode ser explicado pelas diferenças na geometria do distribuidor, na vazão de trabalho e, principalmente, pelas diferenças nos mobiliários utilizados (inibidor de turbulência e barragem).

Efeitos de fenômenos térmicos em um distribuidor de lingotamento contínuo também foram estudados por Chattopadhyay, Isac e Guthrie (2012), utilizando um distribuidor de quatro veios. De acordo com o estudo, em condições não-isotérmicas, a convecção natural se mostrou significativa principalmente em regiões mais distantes do jato de entrada, corroborando com os resultados do presente estudo. A Figura 4.12 apresenta resultados de Chattopadhyay, Isac e Guthrie (2012).

Figura 4.12 - Resultados dos modelos físico e matemático realizados por Chattopadhyay, Isac e Guthrie (2012) em condição isotérmica (a) e não-isotérmica com diferença de temperatura de 10°C (b) e 15°C (c).



Fonte: Adaptado de Chattopadhyay, Isac e Guthrie (2012).

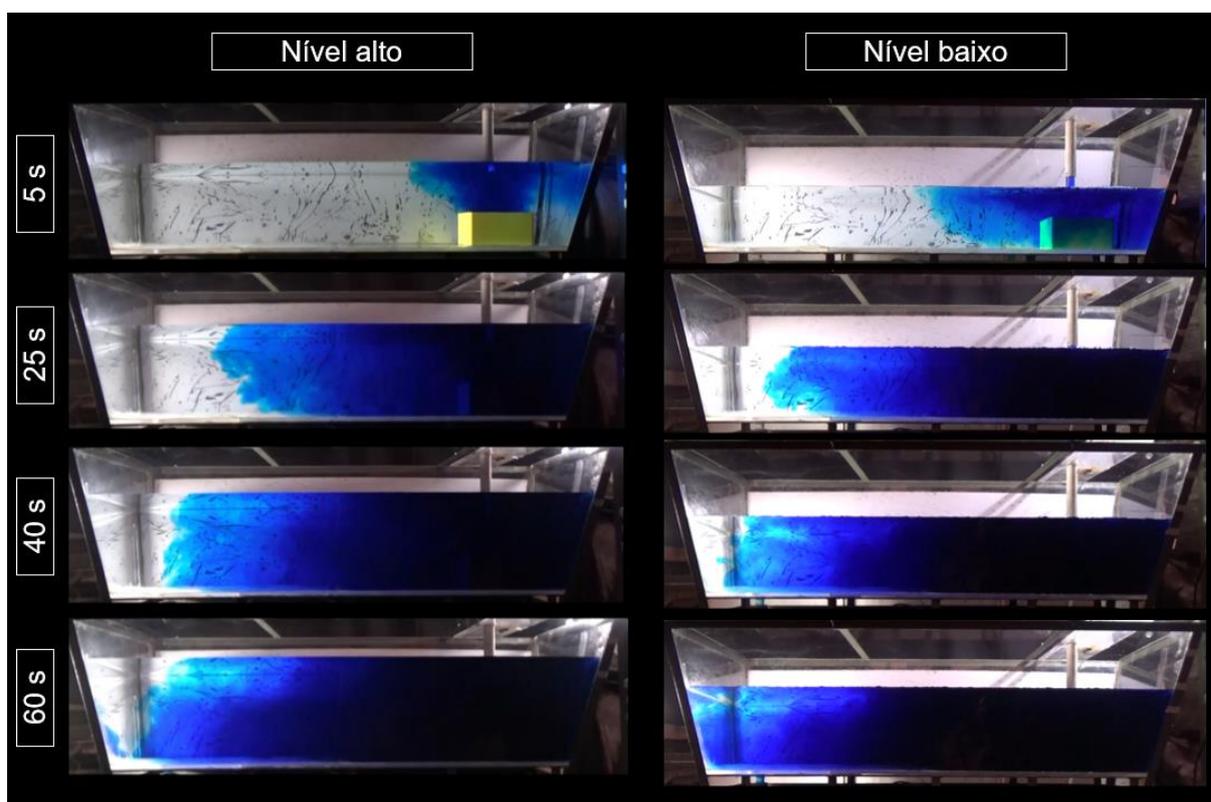
4.1.2 Influência do nível mínimo de banho

Durante o processo siderúrgico de troca de panela de aço com alteração da composição química do aço lingotado, um procedimento comum é reduzir o nível mínimo do distribuidor, com o objetivo de reduzir o volume de material misturado. A presente seção visa avaliar qualitativamente e quantitativamente a influência deste parâmetro no volume de aço misturado.

A Figura 4.13 apresenta uma comparação entre os modelos com nível mínimo de banho alto e baixo, considerando os cenários 1 e 3 (isotérmicos), com imagens em quatro diferentes momentos: 5, 25, 40 e 60 segundos após o início da injeção do corante. O padrão de escoamento é similar entre os dois cenários. Em ambos os modelos percebe-se uma tendência de movimento horizontal do fluido, de maneira homogênea ao longo de toda a altura do distribuidor. Não há predominância de um

escoamento mais próximo ao fundo ou à interface com o ar. Ao atingir a região próxima a saída, o fluido se direciona diretamente à zona de menor pressão (saída). Em ambos os cenários, zonas mortas são formadas nas mesmas regiões.

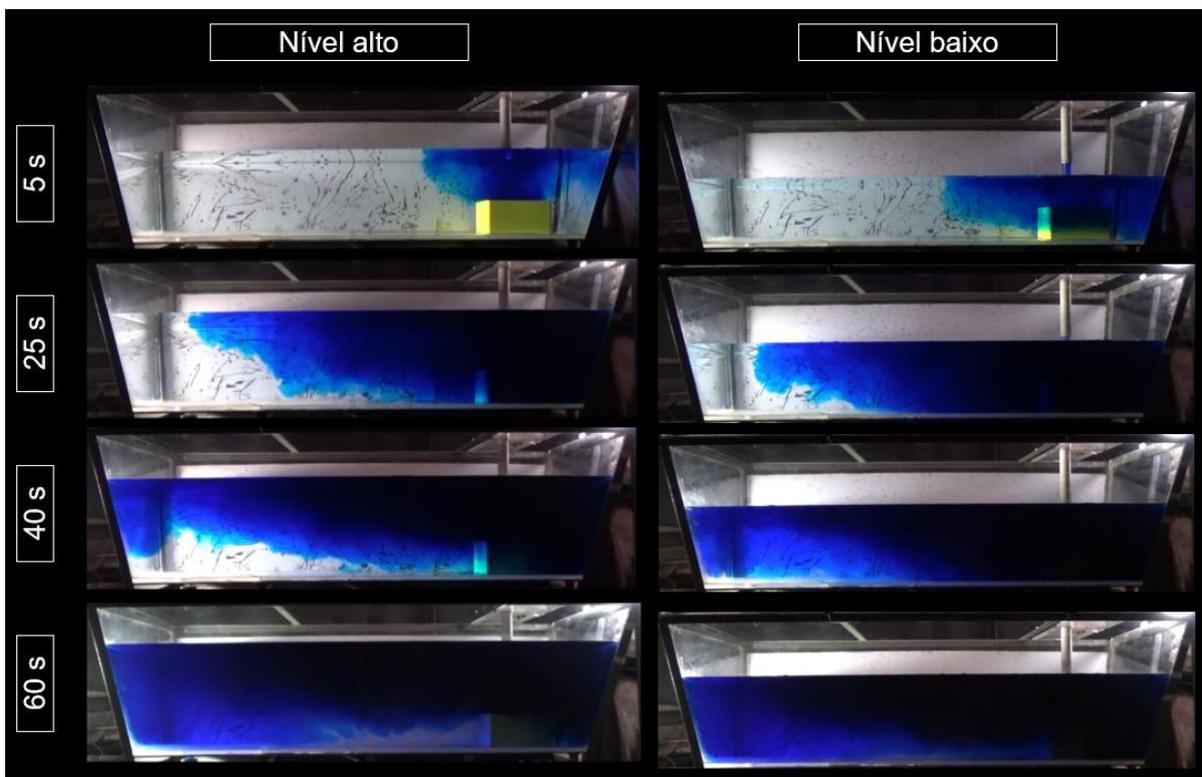
Figura 4.13 - Dispersão de corante durante a troca de placas no distribuidor, considerando os cenários isotérmicos 1 (nível alto) e 3 (nível baixo).



Fonte: Elaborado pelo autor.

O padrão de escoamento considerando efeitos térmicos se difere dos cenários isotérmicos, conforme discutido na seção 4.1.1. A Figura 4.14 apresenta a comparação de diferentes níveis mínimos de banho considerando os efeitos térmicos, por meio da injeção de corante.

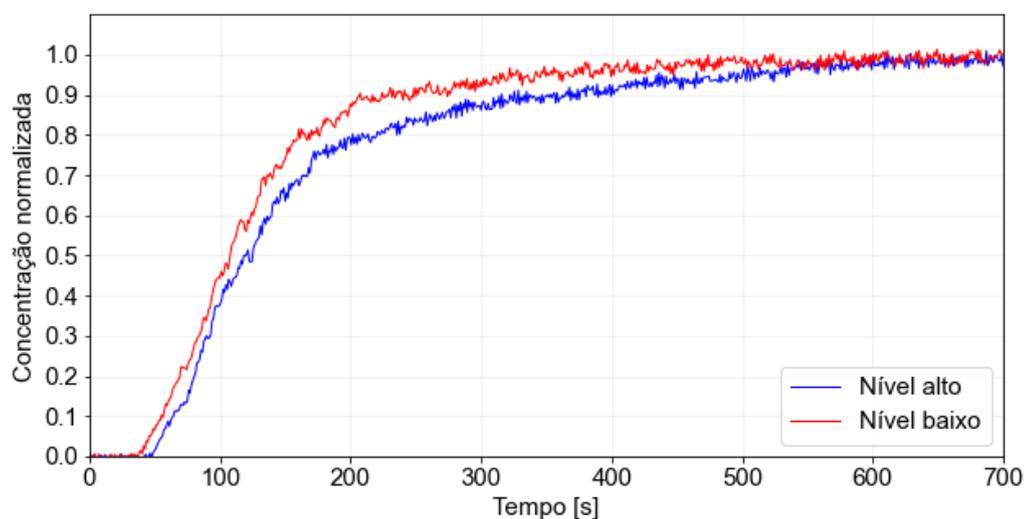
Figura 4.14 - Dispersão de corante durante a troca de painéis no distribuidor, considerando os cenários não-isotérmicos 2 (nível alto) e 4 (nível baixo).



Fonte: Elaborado pelo autor.

A Figura 4.15 compara a concentração do traçador na saída em diferentes níveis mínimos de operação do distribuidor, considerando cenário isotérmico.

Figura 4.15 - Concentração normalizada do traçador na saída no distribuidor – níveis mínimos de banho alto e baixo; isotérmico.

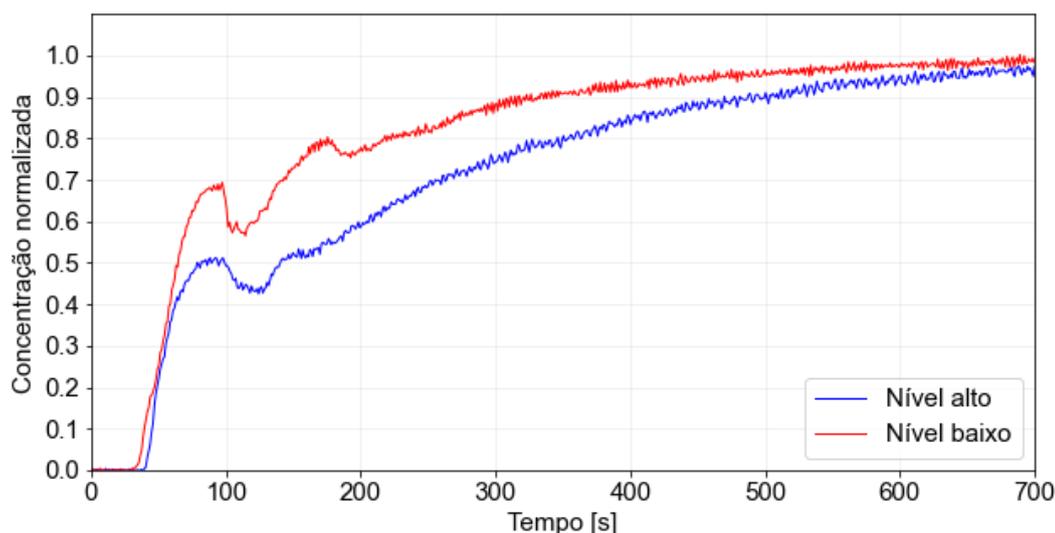


Fonte: Elaborado pelo autor.

As duas curvas são similares quanto ao formato e ao comportamento crescente, no entanto algumas diferenças são notadas. Ao reduzir o nível mínimo de banho, o tempo mínimo de residência também é reduzido, ou seja, o fluido atinge a saída mais rapidamente. Este resultado é esperado, uma vez que o volume de fluido dentro do reservatório é menor. Além disso, ao operar com um nível mínimo menor, a concentração do traçador se mantém superior para um mesmo instante de tempo. Dessa maneira, o volume de material rebaixado devido à mistura no distribuidor é menor.

A Figura 4.16 apresenta a comparação da concentração do traçador na saída em diferentes níveis mínimos de operação do distribuidor, considerando cenário não-isotérmico.

Figura 4.16 - Concentração normalizada do traçador na saída no distribuidor – níveis mínimos de banho alto e baixo; não-isotérmico.



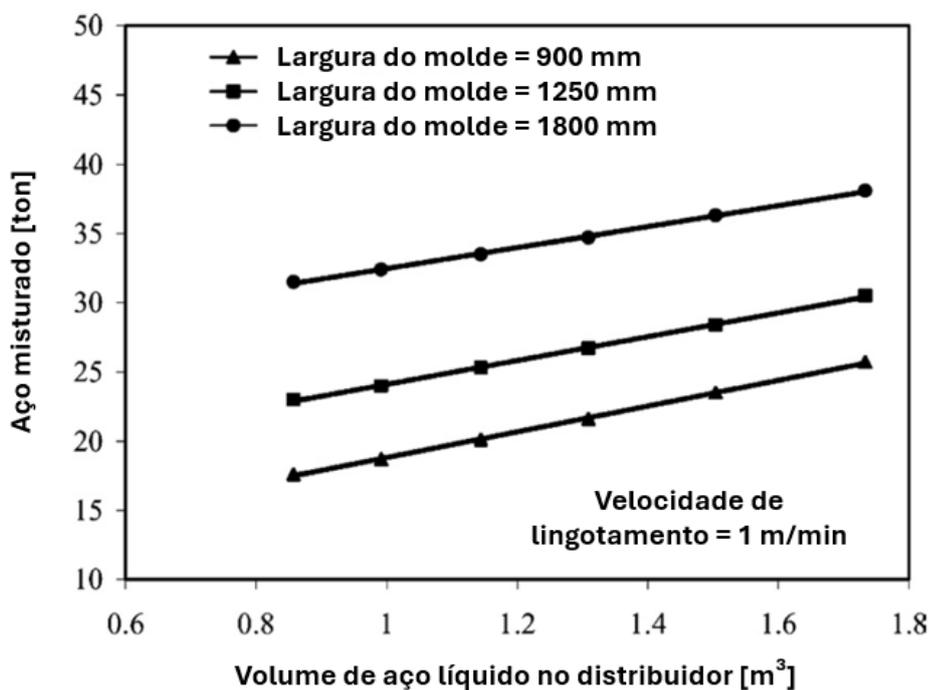
Fonte: Elaborado pelo autor.

No cenário não-isotérmico, a diferença entre as curvas é mais pronunciada. Apesar de apresentarem concentrações de traçador similares durante os primeiros 50 segundos do experimento, após esse tempo, o cenário 4 (nível baixo) se caracteriza por maiores concentrações do traçador na saída. Dessa maneira, o volume de material rebaixado devido à mistura no distribuidor é reduzido ao operar com nível mínimo mais baixo.

Resultados apresentados nas Tabela 4.1 e Tabela 4.2 mostram que na situação isotérmica, a operação com nível mínimo de distribuidor mais baixo reduz em 40% o tempo t_{10-90} , de 251.5 s para 152.0 s. Da mesma forma, na condição não isotérmica, a operação com nível mínimo de distribuidor mais baixo reduz em 36% o tempo t_{10-90} , de 424.0 s para 271.8 s. A redução em t_{10-90} é positiva para o processo de lingotamento de aço, uma vez que o volume de material misturado é reduzido.

O efeito do nível mínimo de banho na mistura de diferentes tipos de aço em distribuidor durante a troca de painéis também foi estudado por Alizadeh, Edris e Pishevar (2007). De acordo com os autores, a redução do nível mínimo de banho está relacionada à redução do volume de aço misturado, conforme apresentado na Figura 4.17, corroborando os resultados encontrados na presente dissertação.

Figura 4.17 - Resultados do modelo desenvolvido por Alizadeh, Edris e Pishevar (2007) apresentando o efeito do nível mínimo de banho durante a troca de painéis no volume de aço misturado.



Fonte: Adaptado de Alizadeh, Edris e Pishevar (2007).

4.2 Modelo matemático

A presente seção tem como objetivo apresentar e discutir os resultados obtidos a partir da aplicação do modelo matemático e solução numérica desenvolvido para representar o escoamento em um distribuidor de lingotamento contínuo durante a

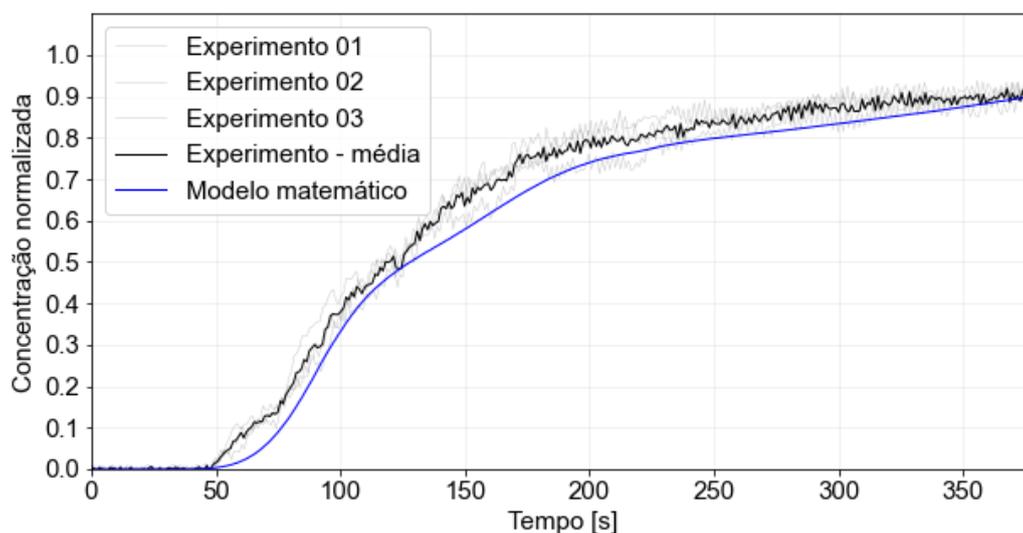
troca de painéis de aço. Os cenários 1 e 3 (isotérmicos) foram considerados, conforme discutido na seção 3.3.

4.2.1 Validação do modelo matemático

Diversos parâmetros do software foram analisados por meio do modelo multifásico desenvolvido, com o objetivo de avaliar a influência de cada um deles e definir quais são os parâmetros que apresentam maior concordância com o modelo experimental. Esta seção possui como objetivo apresentar parâmetros envolvidos na validação do modelo matemático, tendo como base os parâmetros numéricos do software que apresentaram as menores diferenças em relação à referência experimental. As seções seguintes apresentam análises detalhadas de cada um dos parâmetros numéricos analisados.

A Figura 4.18 apresenta a comparação da concentração de traçador na saída do reservatório nos modelos físico (cenário 1) e matemático durante os primeiros 379 segundos após o início da injeção do traçador, tempo necessário para que a concentração normalizada do traçador assuma o valor de 90%. De acordo com a calibração realizada, o valor de 100% refere-se à concentração do reservatório 2. Há uma boa concordância entre as curvas, sendo que o modelo matemático apresentou concentrações inferiores ao modelo físico.

Figura 4.18 - Concentração normalizada do traçador na saída do distribuidor – modelos físico e matemático, considerando o cenário 1.



Fonte: Elaborado pelo autor.

A Tabela 4.3 apresenta os parâmetros diferença média absoluta (MAE), raiz da diferença quadrática média (RMSE) e a diferença máxima entre os resultados experimentais e numéricos, utilizados para a validação do modelo matemático.

Tabela 4.3 – Diferença entre os resultados dos modelos matemático e físico considerando o cenário 1.

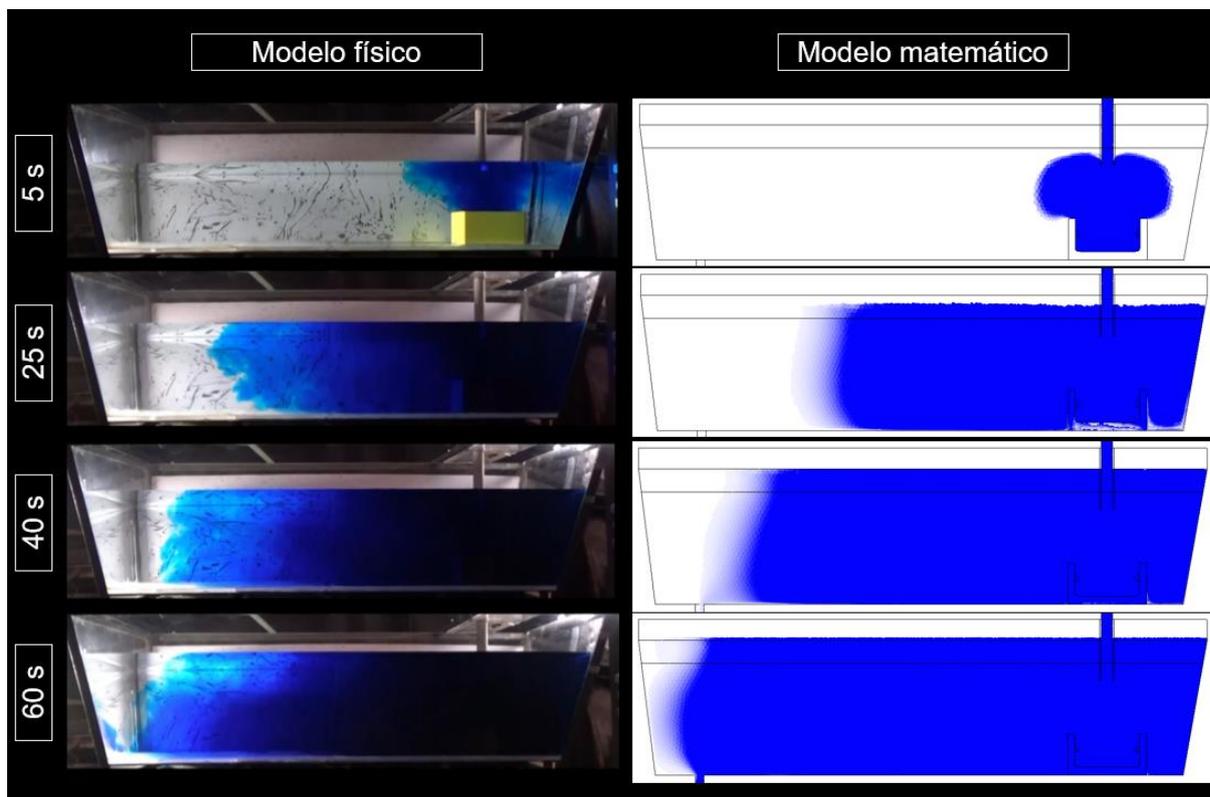
Parâmetro	Valor
MAE	3.8%
RMSE	4.5%
Diferença máxima	9.8%

Fonte: Elaborado pelo autor.

A diferença máxima foi inferior a 10%, e a diferença absoluta média foi inferior a 4%. Os resultados mostraram uma boa concordância entre os dados experimentais e os resultados da simulação CFD, validando assim o modelo utilizado. A precisão dos resultados simulados indicou que o modelo CFD foi capaz de replicar o comportamento do traçador no sistema físico, comprovando sua eficiência e confiabilidade para estudos futuros. O modelo desenvolvido pode ser utilizado em análises e otimizações subsequentes do processo metalúrgico que ocorre no distribuidor de lingotamento contínuo.

A Figura 4.19 apresenta a comparação dos escoamentos, nos quais o fluido proveniente da nova panela é representado nas imagens pela cor azul, nos modelos físico e matemático. As trajetórias percorridas pelo corante são similares, corroborando com a validação do modelo matemático.

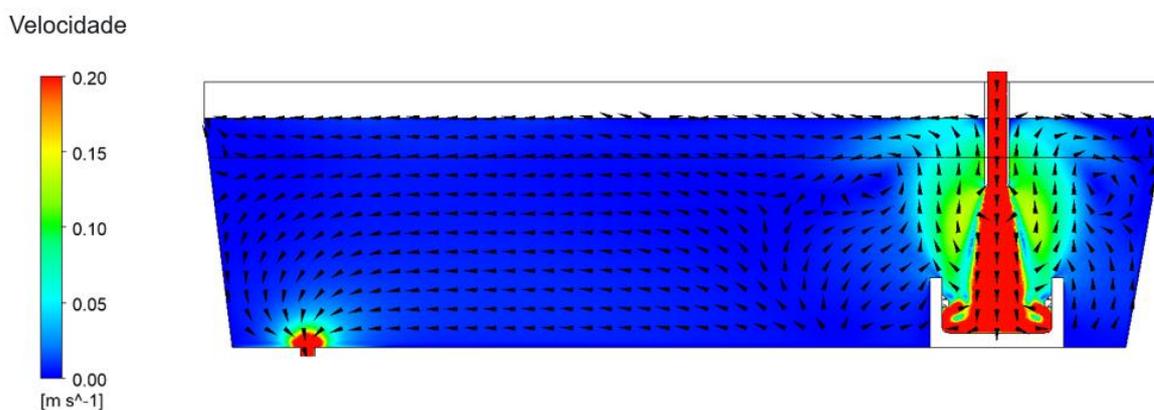
Figura 4.19 - Evolução do fluido proveniente da segunda panela nos modelos físico e matemático.



Fonte: Elaborado pelo autor.

O modelo matemático também fornece informações mais detalhadas sobre o escoamento, como o campo de velocidades. A Figura 4.20 mostra o campo de velocidades dentro do reservatório ao final da etapa de enchimento, avaliado no plano de simetria.

Figura 4.20 - Campo de velocidades ao final da etapa de enchimento, avaliado no plano de simetria.



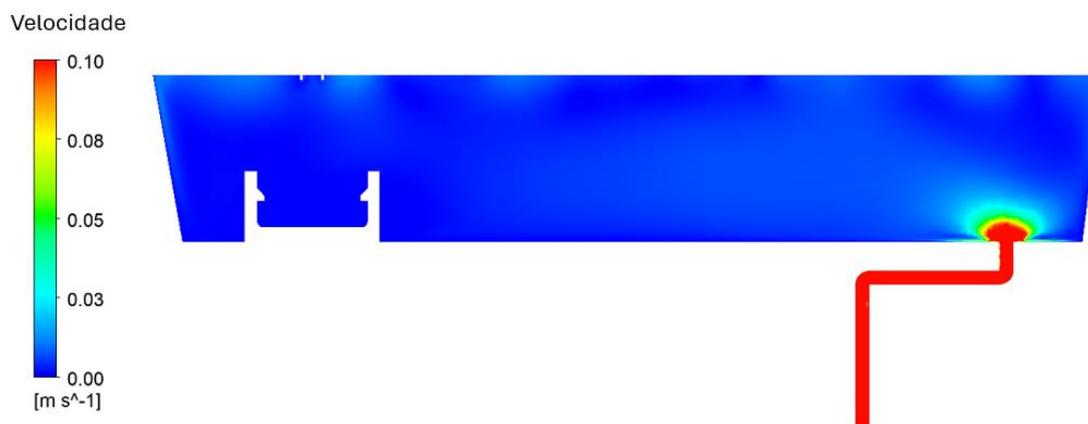
Fonte: Elaborado pelo autor.

A região de entrada é caracterizada por maiores velocidades e por um escoamento heterogêneo. Ao se afastar da zona de entrada, o escoamento torna-se mais homogêneo e com velocidades mais baixas.

O modelo matemático desenvolvido é iniciado com velocidades nulas para representar a etapa de esvaziamento do distribuidor, sem considerar o escoamento proveniente da primeira panela como inicialização. Essa consideração pode ser feita pois ao longo do esvaziamento, as velocidades do fluido em todo o reator (exceto na região da saída) se dissipam, de modo que no fim do esvaziamento, as velocidades na maior parte do domínio são muito próximas de serem nulas. Dessa maneira, o escoamento proveniente da primeira panela não influencia de forma significativa o campo de velocidades no distribuidor durante o enchimento.

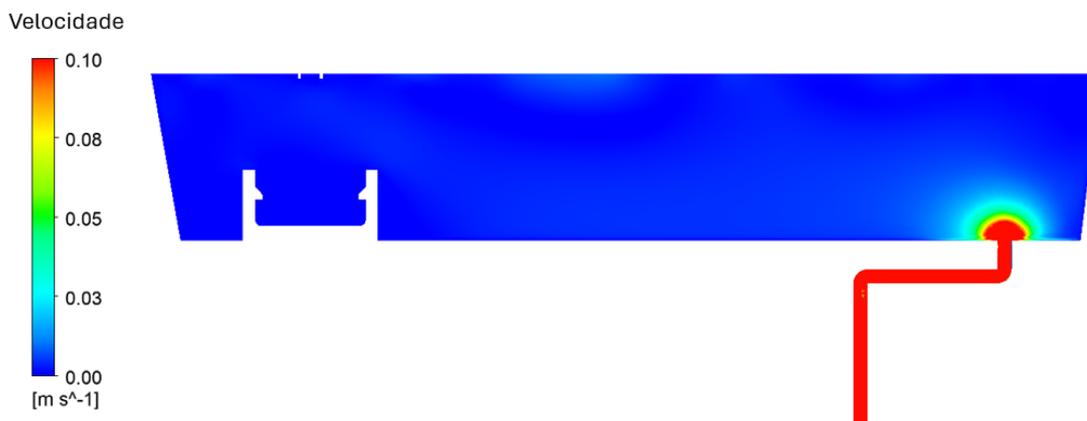
A Figura 4.21 apresenta o campo de velocidades avaliado no plano de simetria, em um cenário que também calcula numericamente o escoamento durante a operação da primeira panela, enquanto a Figura 4.22 apresenta o mesmo resultado no modelo simplificado.

Figura 4.21 - Campo de velocidades avaliado no plano de simetria, considerando como inicialização do modelo matemático a operação da primeira panela em regime permanente.



Fonte: Elaborado pelo autor.

Figura 4.22 - Campo de velocidades avaliado no plano de simetria, considerando como inicialização do modelo matemático o fluido estático.

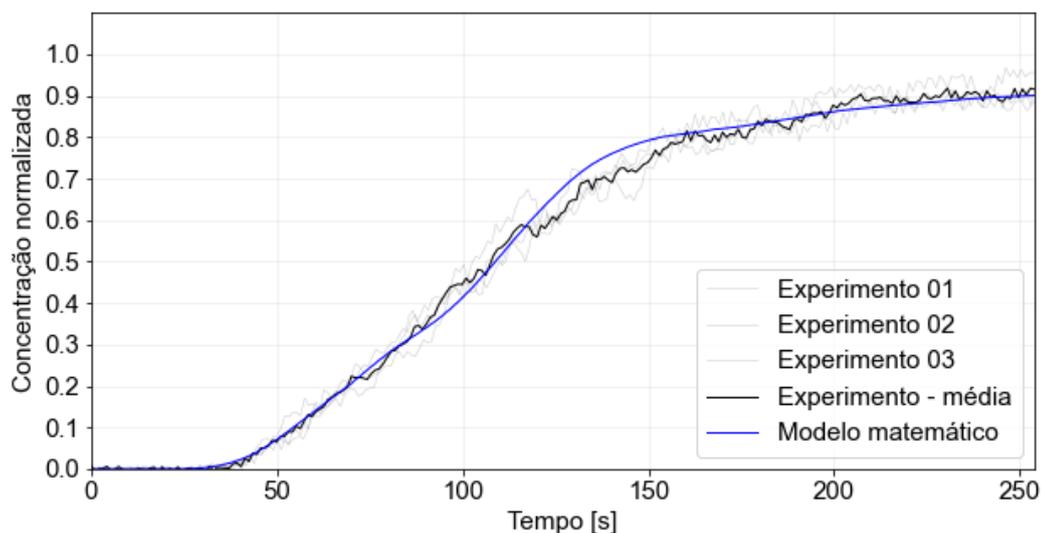


Fonte: Elaborado pelo autor.

Utilizando 112 processadores Intel Xeon Gold 6348 2.6 GHz, a simulação de 400 segundos de escoamento possui duração de aproximadamente 8 dias. Devido ao elevado tempo necessário, as análises apresentadas nas seções seguintes consideram duração de 200 segundos de injeção de traçador, além da etapa prévia de esvaziamento do distribuidor.

O modelo desenvolvido foi aplicado também ao cenário 3, caracterizado por ser isotérmico e possuir nível mínimo de operação mais baixo. A Figura 4.23 apresenta a comparação da concentração de traçador na saída do reservatório nos modelos físico (cenário 3) e matemático durante os primeiros 254 segundos após o início da injeção do traçador, tempo necessário para que a concentração normalizada do traçador assuma o valor de 90%. Há uma grande concordância entre as curvas.

Figura 4.23 - Concentração normalizada do traçador na saída do distribuidor – modelos físico e matemático, considerando o cenário 3.



Fonte: Elaborado pelo autor.

A Tabela 4.4 apresenta os parâmetros MAE, RMSE e diferença máxima entre os resultados experimentais e numéricos para o cenário 3.

Tabela 4.4 - Diferença entre os resultados dos modelos matemático e físico considerando o cenário 3.

Parâmetro	Valor
MAE	1.7%
RMSE	2.4%
Diferença máxima	7.0%

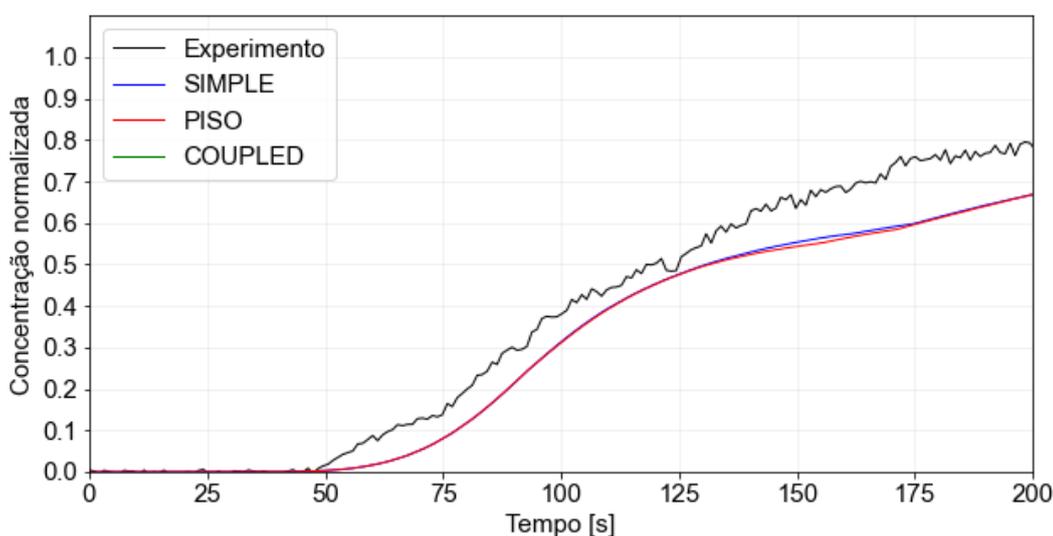
Fonte: Elaborado pelo autor.

O modelo desenvolvido apresentou diferença máxima de 7.0% e diferença absoluta média inferior a 2%. Os resultados mostraram boa concordância entre os dados experimentais e os resultados obtidos por meio da simulação CFD. Assim como no cenário 1, a precisão dos resultados simulados indicou que o modelo matemático é capaz de replicar o comportamento do traçador no sistema físico, comprovando sua eficiência e confiabilidade para estudos futuros.

4.2.2 Acoplamento pressão-velocidade

Entre os parâmetros analisados se encontra o esquema de acoplamento dos campos de pressão e velocidade. Os esquemas SIMPLE, PISO e COUPLED foram considerados na análise, e os resultados são apresentados na Figura 4.24 por meio da concentração de traçador na saída do reservatório durante os primeiros 200 segundos após o início da injeção do mesmo.

Figura 4.24 - Concentração do traçador na saída do distribuidor – diferentes acoplamentos pressão-velocidade.



Fonte: Elaborado pelo autor.

A influência do esquema de acoplamento dos campos de pressão e velocidade no resultado obtido é pequena, sendo que as curvas de concentração se sobrepõem em grande parte do período analisado. Dessa maneira, nenhum dos esquemas de acoplamento se mostrou superior aos demais em termos de representação fiel do resultado experimental. No entanto, o custo computacional varia de acordo com o esquema escolhido. A Tabela 4.5 apresenta o tempo necessário para o cálculo de 1 segundo de escoamento, considerando 12 processadores Intel Xeon Gold 6348 2.6 GHz.

Tabela 4.5 - Comparação do tempo necessário para o cálculo de 1 segundo de escoamento considerando diferentes esquemas de acoplamento pressão-velocidade.

Esquema de acoplamento pressão-velocidade	Tempo necessário para o cálculo de 1 segundo de escoamento, min
SIMPLE	41
PISO	79
COUPLED	72

Fonte: Elaborado pelo autor.

O esquema SIMPLE se mostrou mais eficiente que os demais, sendo capaz de resolver 1 segundo de escoamento 48% mais rápido que o PISO e 43% mais rápido que o COUPLED. A principal razão para este resultado é o custo computacional necessário para o cálculo de cada iteração. Enquanto o método SIMPLE envolve uma correção no cálculo da velocidade, o PISO é caracterizado por duas correções. Dessa maneira, a cada iteração do PISO, resolve-se duas vezes a equação de conservação da quantidade de movimento.

Um fator que pode ser responsável por aumentar o custo computacional do método SIMPLE é uma possível convergência lenta, sendo necessário o cálculo de várias iterações. Isto não foi visualizado no presente problema, uma vez que, para todos os esquemas avaliados, a convergência de cada passo de tempo foi alcançada com o número mínimo de iterações definido (quatro) para a maior parte do tempo simulado.

O método COUPLED, por sua vez, resolve as equações de momentum e continuidade simultaneamente. No geral, é esperado que a convergência seja alcançada em menos iterações se comparado a métodos segregados. No problema avaliado neste trabalho, isto não foi percebido, pois a convergência foi alcançada no número mínimo de iterações definido (quatro) para todos os métodos, na maior parte do tempo simulado. No entanto, considerando o método COUPLED, cada iteração é mais demorada, uma vez que o sistema linear a ser resolvido é maior. Além disso os requisitos de memória também são maiores, uma vez que mais coeficientes precisam ser armazenados. Devido a esses fatores, para o caso em estudo, o método COUPLED se mostrou mais lento.

4.2.3 Discretização espacial da fração volumétrica

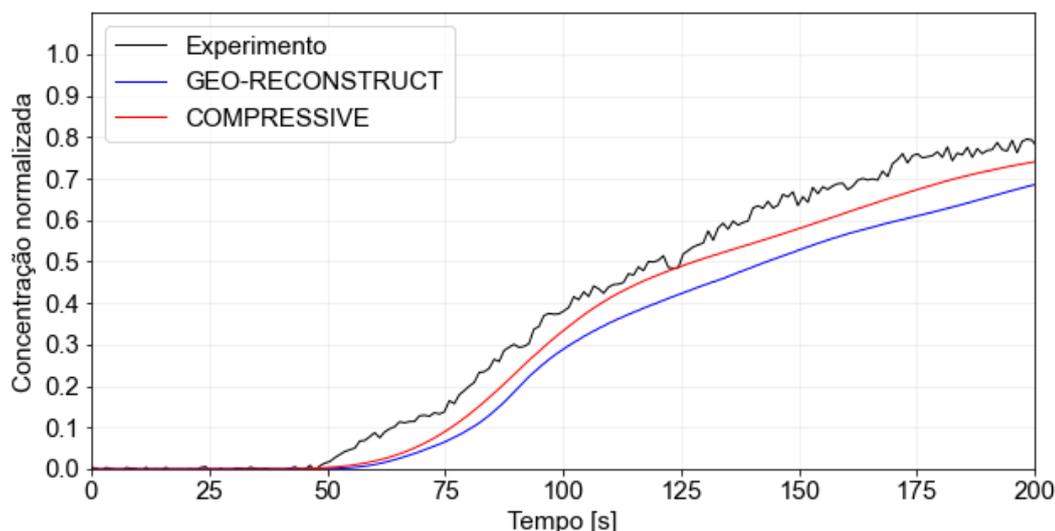
A discretização espacial da fração volumétrica é importante para modelar a interface entre diferentes fases. Duas opções comuns são os esquemas *compressive* e *geo-reconstruct*.

O esquema *compressive* é projetado para minimizar a difusão numérica, resultando em uma interface mais nítida entre as fases. Utiliza um esquema de interpolação direcionado a preservar a forma da interface. A principal vantagem desse método é que ele mantém a interface entre as fases mais definida e precisa, o que é particularmente útil em simulações com interfaces nítidas, como em escoamentos multifásicos nos quais há uma clara separação entre os fluidos (Fluent, 2011). No entanto, ele pode ser instável em certas condições de escoamento e pode introduzir erros se não for bem ajustado (Versteeg; Malalasekera, 2007).

Por outro lado, o esquema *geo-reconstruct* utiliza a geometria da interface para reconstruir a fração volumétrica. A interface é representada por meio de linhas ou superfícies dentro das células da malha, resultando em uma representação mais geométrica. A vantagem principal desse método é que ele fornece uma representação mais precisa e geométrica da interface, útil em simulações nas quais a forma da interface é complexa e precisa ser bem capturada (Hirt; Nichols, 1981). No entanto, pode ser mais computacionalmente intensivo devido à complexidade de reconstruir a interface geometricamente em cada passo do tempo (Ferziger; Peric; Street, 2019).

As duas discretizações foram comparadas, e os resultados são apresentados na Figura 4.25 por meio da concentração de traçador na saída do reservatório durante os primeiros 200 segundos após o início da injeção do mesmo.

Figura 4.25 - Concentração do traçador na saída do distribuidor – diferentes discretizações espaciais da fração volumétrica.



Fonte: Elaborado pelo autor.

As duas discretizações apresentaram resultados similares, sendo que a geo-reconstruct apresentou concentrações de traçador consistentemente inferiores à compressive, resultado relacionado à maneira com que cada discretização espacial modela e resolve a interface entre as diferentes fases. A discretização espacial compressive se mostrou mais adequada para representar os resultados encontrados por meio da modelagem física.

4.2.4 Formulação do modelo multifásico VOF

Em simulações CFD, a formulação do modelo multifásico VOF pode ser realizada por meio de dois métodos: explícito e implícito.

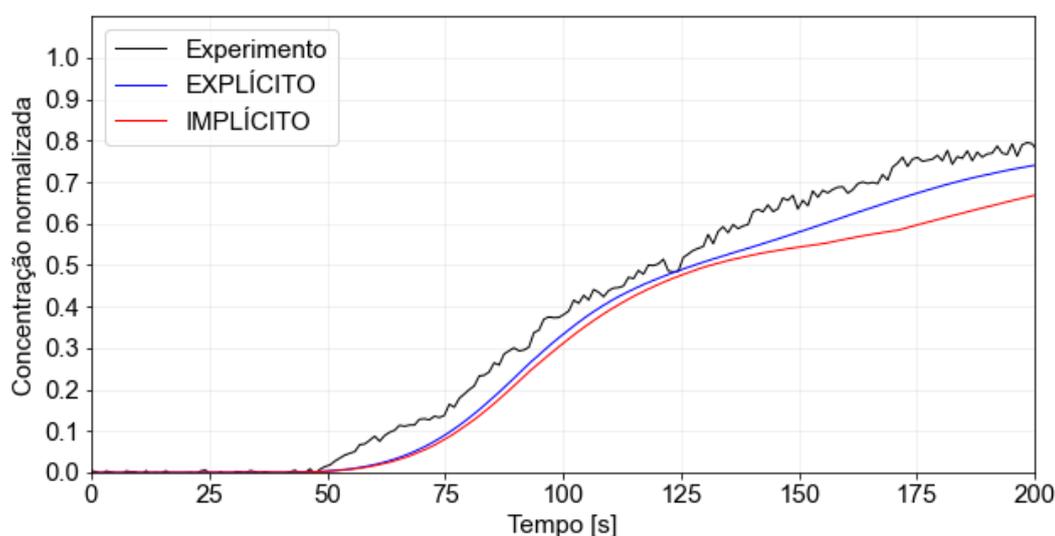
No método explícito, os valores das variáveis de interesse em um dado ponto no tempo são calculados diretamente a partir dos valores conhecidos em pontos anteriores no tempo (Ferziger; Peric; Street, 2019). Esse método é mais simples e possui menor custo computacional por passo de tempo (Anderson; Wendt, 1995). No entanto, ele é menos estável e pode exigir passos de tempo muito pequenos para manter a estabilidade, especialmente em problemas que demandam alta resolução temporal (Versteeg; Malalasekera, 2007). O método explícito está sujeito à condição

de estabilidade de Courant-Friedrichs-Lewy (CFL), que limita o tamanho do passo de tempo (Courant; Friedrichs; Lewy, 1928).

Por outro lado, no método implícito, os valores das variáveis de interesse em um dado ponto no tempo são calculados resolvendo um sistema de equações que envolve tanto os valores presentes quanto os futuros (Patankar, 2018). Este método é mais estável e permite o uso de passos de tempo maiores, o que pode ser benéfico para simulações longas (Hirsch, 2007). As condições de estabilidade são menos restritivas em comparação com o método explícito (Blazek, 2015). No entanto, os métodos implícitos são mais complexos devido à necessidade de resolver sistemas de equações lineares ou não lineares e possuem um maior custo computacional por passo de tempo (Roache, 1998).

É importante ressaltar que a formulação de tempo de segunda ordem não é disponível em conjunto com a formulação explícita, por isso foi utilizada a formulação de tempo de primeira ordem neste caso. A Figura 4.26 apresenta a concentração de traçador na saída do reservatório durante os primeiros 200 segundos após o início da injeção do mesmo, para as duas formulações analisadas.

Figura 4.26 - Concentração do traçador na saída do distribuidor – diferentes formulações do modelo multifásico VOF.



Fonte: Elaborado pelo autor.

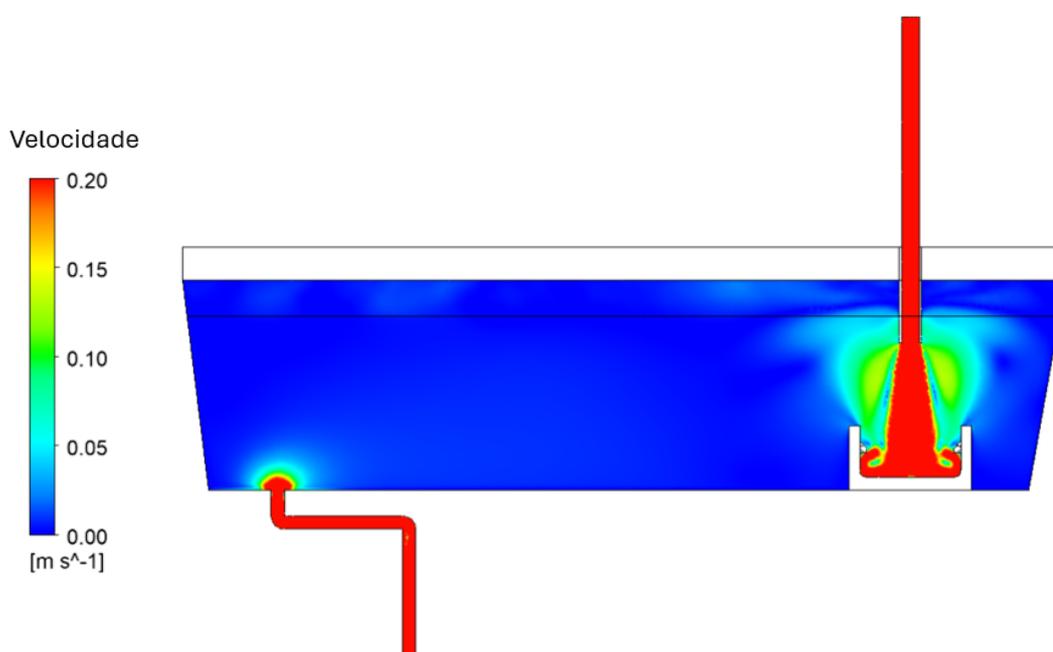
As duas formulações do modelo multifásico VOF, explícita e implícita, apresentaram resultados similares durante os primeiros 130 segundos de

escoamento. Após este momento, a formulação implícita apresentou concentrações de traçador consistentemente inferiores à explícita. A formulação explícita do modelo multifásico VOF se mostrou mais adequada para representar os resultados obtidos por meio da modelagem física.

4.2.5 Modelo de turbulência

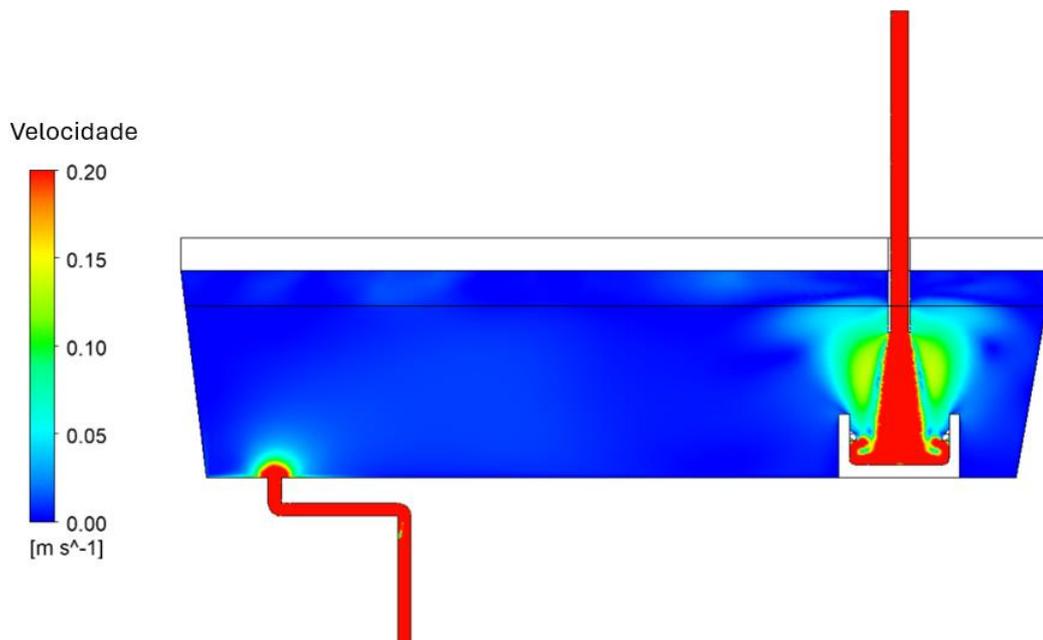
Nesta seção serão apresentados os resultados obtidos a partir das simulações numéricas utilizando os modelos de turbulência $k-\omega$ SST e $k-\epsilon$ *realizable*. A análise focou no comportamento do campo de velocidades dentro do distribuidor de lingotamento contínuo durante a etapa de enchimento, caracterizada por maiores velocidades do escoamento devido à maior vazão, buscando avaliar as diferenças e semelhanças entre os dois modelos de turbulência. A Figura 4.27 e a Figura 4.28 apresentam os campos de velocidade obtidos para os modelos $k-\omega$ SST e $k-\epsilon$ *realizable*, respectivamente, avaliados no plano de simetria, durante o enchimento.

Figura 4.27 - Campo de velocidades obtido com o modelo SST $k-\omega$, avaliado no plano de simetria.



Fonte: Elaborado pelo autor.

Figura 4.28 - Campo de velocidades obtido com o modelo $k-\epsilon$ *realizable*, avaliado no plano de simetria.



Fonte: Elaborado pelo autor.

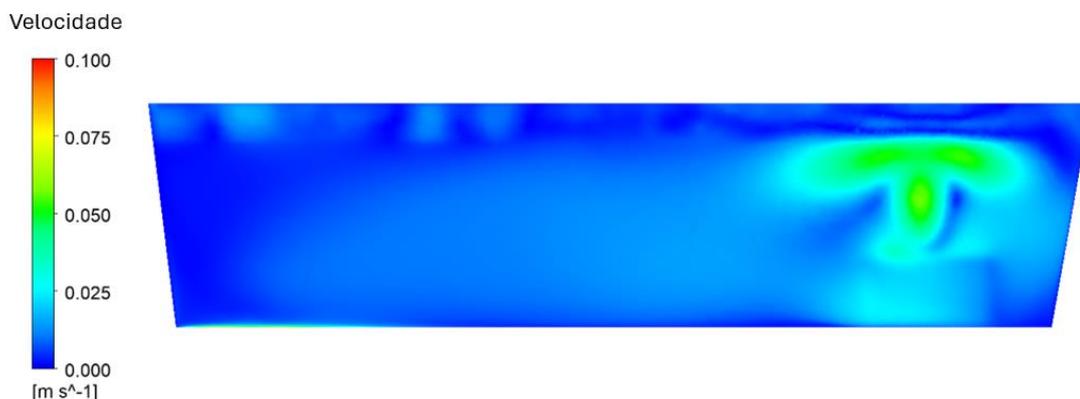
As Figura 4.29 e Figura 4.30 apresentam os campos de velocidade obtidos para os modelos $k-\omega$ SST e $k-\epsilon$ *realizable*, respectivamente, avaliados em um plano paralelo ao plano de simetria (distância de 100 mm), durante o enchimento.

Figura 4.29 - Campo de velocidades obtido com o modelo SST $k-\omega$, avaliado em um plano paralelo ao plano de simetria (distância de 100 mm).



Fonte: Elaborado pelo autor.

Figura 4.30 - Campo de velocidades obtido com o modelo $k-\varepsilon$ *realizable*, avaliado em um plano paralelo ao plano de simetria (distância de 100 mm).



Fonte: Elaborado pelo autor.

Observa-se um padrão de escoamento com regiões de velocidade mais elevadas próximas à entrada do distribuidor e uma região com menores velocidades ao longo da extensão do reservatório. A comparação entre os resultados dos dois modelos de turbulência indica uma concordância significativa. Ambos os modelos produziram campos de velocidade muito similares, tanto qualitativamente quanto quantitativamente. A alta concordância entre os dois modelos sugere que ambos são adequados para estudos envolvendo escoamentos similares.

5 CONCLUSÕES

Neste trabalho, experimentos físicos de modelagem em água foram realizados para avaliar a mistura entre diferentes tipos de aço em um distribuidor de lingotamento contínuo de veio único, utilizado no lingotamento de placas, durante a troca de painéis com alteração da composição química do aço lingotado. A concentração do aço novo, proveniente da segunda panela, foi avaliada por meio da utilização de uma solução salina de cloreto de potássio, cuja concentração foi avaliada por meio da medição da condutividade elétrica com sensor posicionado na saída do reservatório, e o padrão de escoamento foi avaliado por meio da injeção de corante, com o objetivo de proporcionar visualização do escoamento. Além disso, foi proposto e validado um modelo matemático utilizando o software *Ansys Fluent 22R1* para analisar o escoamento isotérmico do aço dentro do distribuidor durante a troca de painéis. A seguir são apresentadas as principais conclusões que podem ser inferidas desta investigação:

- Os experimentos físicos mostraram que o efeito térmico tem uma influência significativa na dinâmica do escoamento dentro do distribuidor. Nos cenários não-isotérmicos, foi observado um movimento vertical do fluido devido ao empuxo térmico, com uma tendência de se manter mais próximo à interface superior do reservatório, enquanto nos cenários isotérmicos, o movimento do fluido é mais homogêneo e horizontal.
- Os resultados dos experimentos considerando diferentes níveis mínimos de banho do distribuidor mostraram que a redução do nível mínimo de banho diminuiu o volume de material misturado, validando a hipótese de que essa prática pode melhorar a qualidade do aço lingotado ao reduzir a quantidade de aço rebaixado.
- O modelo matemático desenvolvido foi validado por meio de comparação da curva de concentração do traçador na saída. Como referência, foi considerado o experimento físico em condição isotérmica e com nível mínimo de banho alto. Parâmetros estatísticos foram analisados e mostraram uma boa concordância entre os dados experimentais e os resultados simulados, validando o modelo desenvolvido. O MAE foi de 4.4% e o RMSE foi de 5.3%. Para definir os

parâmetros numéricos, diferentes modelos de turbulência, esquemas de acoplamento pressão-velocidade, discretizações espaciais da fração volumétrica e formulações do modelo multifásico foram analisados.

- Três esquemas de acoplamento pressão-velocidade foram analisados: SIMPLE, PISO e COUPLED. A influência deles no resultado obtido se mostrou pequena, sendo que as curvas de concentração do traçador muito similares e se sobrepondo em grande parte do período simulado. Dessa maneira, nenhum dos esquemas de acoplamento se mostrou superior aos demais em termos de representação fiel do resultado experimental. No entanto, o custo computacional varia de acordo com o esquema escolhido, e como todos os esquemas apresentaram convergência no número mínimo de iterações por timestep definido (quatro), o SIMPLE mostrou-se mais eficiente, por apresentar menor tempo computacional para calcular 1 s de escoamento. O SIMPLE envolve apenas uma correção por iteração no cálculo da velocidade, enquanto o esquema PISO envolve duas correções e o COUPLED resolve as equações de momentum e continuidade simultaneamente, aumentando o tamanho do sistema linear a ser resolvido.
- As discretizações espaciais da fração volumétrica *compressive* e *geo-reconstruct* foram analisadas. Ambas apresentaram resultados similares, sendo que a *geo-reconstruct* apresentou concentrações de traçador consistentemente inferiores à *compressive*. A discretização espacial *compressive* mostrou-se mais adequada para representar os resultados encontrados por meio da modelagem física.
- As formulações explícita e implícita do modelo multifásico VOF foram analisadas. Ambas apresentaram resultados similares durante os primeiros 130 segundos de escoamento. Após este momento, a formulação implícita apresentou concentrações de traçador consistentemente inferiores à explícita. A formulação explícita do modelo multifásico VOF mostrou-se mais adequada para representar os resultados encontrados por meio da modelagem física.
- Os modelos de turbulência $k-\omega$ STT e $k-\varepsilon$ *realizable* foram avaliados no problema estudado. A comparação entre os resultados dos dois modelos indica uma concordância significativa. Ambos os modelos produziram

campos de velocidade muito similares, tanto qualitativamente quanto quantitativamente. A alta concordância entre os dois modelos sugere que ambos são adequados para estudos envolvendo escoamentos similares.

O objetivo geral de avaliar a mistura entre diferentes tipos de aço em um distribuidor de lingotamento contínuo de veio único, utilizado no lingotamento de placas, durante a troca de painéis com alteração da composição química do aço lingotado foi alcançado com sucesso. Por meio da combinação de experimentos físicos e simulações numéricas, foi possível obter uma compreensão detalhada dos fenômenos envolvidos, contribuindo para a otimização do processo de lingotamento contínuo, especialmente o escoamento no distribuidor.

6 SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS

Lista-se nesta seção algumas proposições para trabalhos futuros que este autor considera relevantes para o melhor entendimento das técnicas relacionadas à modelagem física e matemática do escoamento em distribuidores de lingotamento contínuo:

- Utilização do modelo matemático desenvolvido para avaliar a influência da geometria do inibidor de turbulência no *intermix*;
- Desenvolvimento de um modelo matemático capaz de representar o escoamento no distribuidor estudado considerando os efeitos térmicos;
- Avaliação, por meio de modelagem física, da influência da vazão de aço proveniente da panela durante o enchimento do distribuidor na curva de mistura.

REFERÊNCIAS

ALIZADEH, Mehdi; EDRIS, Hossein; PISHEVAR, Ahmad Reza. Behavior of mixed grade during the grade transition for different conditions in the slab continuous casting. *ISIJ international*, v. 48, n. 1, p. 28-37, 2008.

ALKISHRIWI, Nouri; MEINKE, Matthias; SCHROEDER, Wolfgang; BRAUN, Alexander; PFEIFER, Herbert. Large-Eddy Simulations and Particle-Image Velocimetry Measurements of Tundish Flow. *steel research international*, v. 77, n. 8, p. 565-575, 2006.

AMORIM, Laudinei LC; SILVA, Carlos A; RESENDE, Alexandre D; SILVA, Itavahn A; OLIVEIRA, Marivaldo JM. A study of intermix in a six-strand billet caster. *Metallurgical and Materials Transactions A*, v. 49, p. 6308-6324, 2018.

ANDERSON, John David; WENDT, John. *Computational fluid dynamics*. New York: McGraw-hill, 1995.

ANSYS, INC. *Ansys Fluent Theory Guide, Release 2022 R1. Software Manual*, 2021.

ASSAEL, Marc J; KAKOSIMOS, Konstantinos; BANISH, Michael; BRILLO, Juergen; EGRY, Ivan; BROOKS, Robert; QUESTED, Peter N; MILLS, Kenneth C; NAGASHIMA, Akira; SATO, Yuzuru; WAKEHAM, William A. Reference data for the density and viscosity of liquid aluminum and liquid iron. *Journal of physical and chemical reference data*, v. 35, n. 1, p. 285-300, 2006.

BLAZEK, Jiri. *Computational fluid dynamics: principles and applications*. 3. Ed. UK. Butterworth-Heinemann, 2015. 446 p.

BRAGA, Bernardo Martins. *Aprimoramento das técnicas de simulação dos fenômenos associados ao escoamento do aço em distribuidores para lingotamento contínuo*. 2019. Tese (Doutorado em Engenharia Metalúrgica) – Escola de Engenharia, Universidade Federal de Minas Gerais, Minas Gerais, 2019. Disponível em: <<https://repositorio.ufmg.br/handle/1843/30413>>.

CELIK, I.B., GHIA, U., ROACHE, P.J., FREITAS, C.J., COLEMAN, H., RAAD, P.E. Procedure for estimation and reporting of uncertainty due to discretization in CFD applications. *Journal of Fluids Engineering-Transactions of the ASME*, v. 130, n. 7, 2008.

CHATTOPADHYAY, Kinnor; ISAC, Mihaiela; GUTHRIE, Roderick Ian Lawrence. Modelling of non-isothermal melt flows in a four strand delta shaped billet caster tundish validated by water model experiments. *ISIJ international*, v. 52, n. 11, p. 2026-2035, 2012.

CHATTERJEE, Saikat; CHATTOPADHYAY, Kinnor. Modeling of non-isothermal melt flows in a tundish. In: *AISTech–Iron Steel Technol. Conf. Proc.*, Cleveland, USA. 2015. p. 2615-2625.

CHO, Myung Jong; KIM, Sang Joon. A practical model for predicting intermixed zone during grade transition. *ISIJ international*, v. 50, n. 8, p. 1175-1179, 2010.

CONCEIÇÃO, Paulo Vinícius Souza da. Rendimento metálico durante vazamento de placas de aço. 2018. Dissertação (Mestrado em Engenharia de Materiais) – REDEMAT, Universidade Federal de Ouro Preto, Minas Gerais, 2018. Disponível em: <<https://repositorio.ufop.br/handle/123456789/10595>>.

COURANT, Richard; FRIEDRICHS, Kurt; LEWY, Hans. Über die partiellen Differenzgleichungen der mathematischen Physik. *Mathematische annalen*, v. 100, n. 1, p. 32-74, 1928.

CRAVO, Vinicius de Oliveira. Modelamento matemático da zona de mistura de aços em lingotamento contínuo. 2006. Dissertação (Mestrado em Engenharia de Materiais) – REDEMAT, Universidade Federal de Ouro Preto, Minas Gerais, 2006. Disponível em: <<https://www.repositorio.ufop.br/handle/123456789/2839>>.

DE MENDONCA, Alexandre de Freitas Gomes. Avaliação do efeito da injeção de gás sobre a flotação de inclusões em um distribuidor de lingotamento contínuo. 2016. Dissertação (Mestrado em Engenharia Metalúrgica) – Escola de Engenharia, Universidade Federal de Minas Gerais, Minas Gerais, 2016. Disponível em: <<https://repositorio.ufmg.br/handle/1843/BUBD-AEAGK2>>.

DING, Changyou; LEI, Hong; NIU, Hong; ZHANG, Han; YANG, Bin; LI, Qiang. Effects of Tracer Solute Buoyancy on Flow Behavior in a Single-Strand Tundish. *Metallurgical and Materials Transactions B*, v. 52, n. 6, p. 3788-3804, 2021.

FANG, Qing; ZHANG, Hua; LUO, Ronghua, LIU, Chao; WANG, Yi; NI, Hongwei. Optimization of flow, heat transfer and inclusion removal behaviors in an odd multistrand bloom casting tundish. *Journal of Materials Research and Technology*, v. 9, n. 1, p. 347-363, 2020.

FERZIGER, Joel H.; PERIĆ, Milovan; STREET, Robert L. *Computational methods for fluid dynamics*. Springer, 2019.

GALANTE, Gustavo Santos; SILVA, Carlos Antônio da; REIS, Rafael Fernandes; MARTINS, Rodrigo Seara; SESHADRI, Varadarajan; PEIXOTO, John Jesus Mol. Inclusion Removal Studies in a Two-Strand Tundish: Effect of Substitution of Turbulence Inhibitor with Dams and Effect of Teeming Ladle and Ladle Shroud Set Asymmetry Employing Physical and Mathematical Modeling. *Transactions of the Indian Institute of Metals*, v. 76, n. 7, p. 1853-1861, 2023.

GREEN, D. W., PERRY, R. H. *Perry's Chemical Engineers' Handbook*. 8.ed. New York: McGraw-Hill Education, 2007, 2400p.

GUTHRIE, Roderick IL; ISAC, Mihaiela M. Continuous casting practices for steel: Past, present and future. *Metals*, v. 12, n. 5, p. 862, 2022.

GUTIÉRREZ, Enif; HERNANDEZ, Saul Garcia; DAVILA, Rodolfo Morales; BARRETO, Jose de Jesus. Deeper Flow Behavior Explanation of Temperature Effects on the Fluid Dynamic inside a Tundish. *Fluids*, v. 9, n. 1, p. 21, 2024.

HIRSCH, Charles. Numerical computation of internal and external flows: The fundamentals of computational fluid dynamics. Elsevier, 2007.

HIRT, Cyril W.; NICHOLS, Billy D. Volume of fluid (VOF) method for the dynamics of free boundaries. *Journal of computational physics*, v. 39, n. 1, p. 201-225, 1981.

HUANG, Jun; ZHANG, Yongjie; ZHANG, Yazhu; ZHANG, Yakun; YE, Xin; WANG, Baofeng. Study of flow characteristics of tundish based on digital image velocimetry technique. *Metallurgical and Materials Transactions B*, v. 47, p. 3144-3157, 2016.

HUANG, Jun; YUAN, Zhigang; SHI, Shaoyuan; WANG, Baofeng; LIU, Chi. Flow characteristics for two-strand tundish in continuous slab casting using PIV. *Metals*, v. 9, n. 2, p. 239, 2019.

HUANG, Wenxin; CHANG, Sheng; ZOU, Zongshu; SONG, Hao; QU, Yingxia; SHAO, Lei; LI, Baokuan. Removal of inclusions using swirling flow in a single-strand tundish. *ISIJ International*, v. 62, n. 7, p. 1439-1449, 2022.

ISSA, Raad I. Solution of the implicitly discretised fluid flow equations by operator-splitting. *Journal of computational physics*, v. 62, n. 1, p. 40-65, 1986.

JASAK, Hrvoje. Error analysis and estimation in the Finite Volume method with applications to fluid flows. 1996.

KOROLCZUK-HEJNAK, Marta; MIGAS, Piotr; ŚLEZAK, W. Determination of the liquid steel viscosity curves using a high temperature rheometer. In: *Journal of Physics: Conference Series*. IOP Publishing, 2015. p. 012037.

LI, Linmin; LIU, Zhongqiu; CAO, Maoxue; LI, Baokuan. Large eddy simulation of bubbly flow and slag layer behavior in ladle with discrete phase model (DPM)-volume of fluid (VOF) coupled model. *Jom*, v. 67, p. 1459-1467, 2015.

LI, Quanhui; QIN, Bangming; ZHANG, Jiangshan; DONG, Hongbiao; LI, Ming; TAO, Biao; MAO, Xinping; LIU, Qing. Design Improvement of Four-Strand Continuous-Casting Tundish Using Physical and Numerical Simulation. *Materials*, v. 16, n. 2, p. 849, 2023.

MACHADO, Felipe das Dôres. Modelagem física de remoção de inclusões em distribuidor de lingotamento contínuo de tarugos. 2014. Dissertação (Mestrado em Engenharia) – Escola de Engenharia, Universidade Federal do Rio Grande do Sul, Rio Grande do Sul, 2014. Disponível em <<https://lume.ufrgs.br/handle/10183/107487>>.

MAZUMDAR, Dipak; EVANS, James W. Modeling of steelmaking processes. CrC Press, 2009.

METAL WORLD INSIGHT. Tundish design and furniture. 3 nov. 2019. Disponível em: <<https://metalworldinsight.com/tundish-design-and-furniture/>>. Acesso em: 30 mai. 2024.

MOUKALLED, Fadl; MANGANI, L; DARWISH, M. The finite volume method. Springer International Publishing, 2016.

NOVAK, J. Srnec; MORO, L; BENASCIUTTI, D; DE BONA, F. Accelerated cyclic plasticity models for FEM analysis of steelmaking components under thermal loads. Procedia Structural Integrity, v. 8, p. 174-183, 2018.

ODENTHAL, Hans-Jürgen; BÖLLING, Ralf; PFEIFER, Herbert. Three-dimensional LDA and DPIV investigations of tundish water models. In: 2nd International Conference on the Science & Technology of Steelmaking, Swansea, UK. 2001.

PATANKAR, Suhas V.; SPALDING, D. Brian. A calculation procedure for heat, mass and momentum transfer in three-dimensional parabolic flows. In: Numerical prediction of flow, heat transfer, turbulence and combustion. Pergamon, 1983. p. 54-73.

PATANKAR, Suhas. Numerical heat transfer and fluid flow. CRC press, 2018.

PEIXOTO, Johne Jesus Mol; GABRIEL, Weslei Viana; RIBEIRO, Leticia Queiroz; SILVA, Carlos Antonio da; SILVA, Itavahn Alves da; SESHADRI, Varadarajan. Computational and physical simulation of fluid flow inside a beam blank continuous casting mold. Journal of Materials Processing Technology, v. 233, p. 89-99, 2016.

RESENDE, Alexandre Dolabella. Mathematical modeling of inclusion removal from steel during ladle teeming during inert gas injection. 2019. Dissertação (Mestrado em Engenharia Metalúrgica) – Escola de Engenharia, Universidade Federal de Minas Gerais, Minas Gerais, 2019. Disponível em: <<https://repositorio.ufmg.br/handle/1843/30345>>.

RIBEIRO, Rodrigo Garcia. Análise da influência de parâmetros geométricos da válvula submersa na turbulência superficial em moldes de lingotamento contínuo através de simulações numéricas. 2022. Dissertação (Mestrado em Engenharia de Materiais) – REDEMAT, Universidade Federal de Ouro Preto, Minas Gerais, 2022. Disponível em: <<https://repositorio.ufop.br/handle/123456789/16370>>.

ROACHE, Patrick J. Verification and validation in computational science and engineering. Albuquerque, NM: Hermosa, 1998. 446 p.

ROCHA, Thiago Torres Martins. Feasibility of a simplified model for a latent thermal energy storage unit for integration with multiphysics systems. 2023. Tese (Doutorado em Engenharia Mecânica) – Escola de Engenharia, Universidade Federal de Minas Gerais, Minas Gerais, 2023. Disponível em: <<https://repositorio.ufmg.br/handle/1843/63459>>.

SAHAI, Yogeshwar; EMI, Toshihiko. Criteria for water modeling of melt flow and inclusion removal in continuous casting tundishes. *ISIJ international*, v. 36, n. 9, p. 1166-1173, 1996.

SHENG, Dong-Yuan; JÖNSSON, Pär G. Effect of thermal buoyancy on fluid flow and residence-time distribution in a single-strand tundish. *Materials*, v. 14, n. 8, p. 1906, 2021.

SHENG, Dong-Yuan. Mean Age Theory in Continuous Casting Tundish. *Metallurgical and Materials Transactions B*, v. 53, n. 4, p. 2735-2752, 2022.

THOMAS, B.G., "Continuous Casting," *The Encyclopedia of Materials: Science and Technology*, K.H. J. Buschow, R. Cahn, M. Flemings, B. Ilschner, E. J. Kramer, S. Mahajan, (D. Apelian, subject ed.) Elsevier Science Ltd., Oxford, UK, Vol. 2, 2001, pp. 1595-1599.

TOMINAGA, Yoshihide; STATHOPOULOS, Ted. Turbulent Schmidt numbers for CFD analysis with various types of flowfield. *Atmospheric Environment*, v. 41, n. 37, p. 8091-8099, 2007.

TURNER, John Stewart. *Buoyancy effects in fluids*. Londres: Cambridge university press, 1979. 367 p.

VERSTEEG, H. K.; MALALASEKERA, W. *Computational fluid dynamics. The finite volume Method*. Londres: Pearson Education, 2007.

WOLF M M 1992 History of continuous casting. In: *Proc. Steel-making Conference 75*. Iron and Steel Society, Warrendale, PA, pp. 83–137.

WORLD STEEL ASSOCIATION. December 2023 crude steel production and 2023 global crude steel production totals. *World Steel Press Release*, Bruxelas, 24 jan. 2024. Disponível em: <<https://worldsteel.org/media/press-releases/2024/december-2023-crude-steel-production-and-2023-global-totals/>>. Acesso em: 30 mai. 2024.

YAO, Cheng; WANG, Min; ZHENG, Ruixuan; PAN, Mingxu; RAO, Jinyuan; BAO, Yanping. Effect of turbulence inhibitors on molten steel flow in 66-ton T-type tundish with large impact area. *Metals*, v. 10, n. 9, p. 1111, 2020.

ZHANG, Jiangshan; YANG, Shufeng; LI, Jingshe; YANG, Wanliang; WANG, Yang; GUO, Xiaochen. Large eddy simulation on flow structure in a dissipative ladle shroud and a tundish. *ISIJ International*, v. 55, n. 8, p. 1684-1692, 2015.

ZHU, Mingmei; PENG, Sikun; JIANG, Kunchi; LUO, Jie; ZHONG, Yong; TANG, Ping. Fluid flow and heat transfer behaviors under non-isothermal conditions in a four-strand tundish. *Metals*, v. 12, n. 5, p. 840, 2022.