



UNIVERSIDADE FEDERAL DE OURO PRETO
ESCOLA DE MINAS
DEPARTAMENTO DE ENGENHARIA
METALÚRGICA E DE MATERIAIS



Arthur Figueira Almeida Oliveira

Avaliação fluidodinâmica do reator RH com injeção por lança submersa na panela, estudo comparativo entre modelo físico e simulação computacional

Ouro Preto

2026

Arthur Figueira Almeida Oliveira

Avaliação fluidodinâmica do reator RH com injeção por lança
submersa na panela, estudo comparativo entre modelo físico e
simulação computacional

Trabalho de conclusão de curso apresentado ao
Curso de Engenharia Metalúrgica da Universidade
Federal de Ouro Preto como parte dos requisitos
para a obtenção do Grau de Engenheiro Metalúrgico.

Orientador: Dr. Johnne Jesus Mol Peixoto

Ouro Preto

2026



MINISTÉRIO DA EDUCAÇÃO
UNIVERSIDADE FEDERAL DE OURO PRETO
REITORIA
ESCOLA DE MINAS
DEPARTAMENTO DE ENGENHARIA METALURGICA E DE
MATERIAIS



FOLHA DE APROVAÇÃO

Arthur Figueira Almeida Oliveira

Avaliação fluidodinâmica do reator RH com injeção por lança submersa na panela, estudo comparativo entre modelo físico e simulação computacional

Monografia apresentada ao Curso de Engenharia Metalúrgica da Universidade Federal de Ouro Preto como requisito parcial para obtenção do título de Engenheiro Metalurgista

Aprovada em 10 de fevereiro de 2026

Membros da banca

Doutor - Johnhe Jesus do Mol Peixoto - Orientador (Universidade Federal de Ouro Preto)
Doutor - Cláudio Batista Vieira - Membro (Universidade Federal de Ouro Preto)
Doutor - Antônio Marlon Barros Silva - Membro (Instituto Federal de Minas Gerais - Campus Ouro Branco)

Johnhe Jesus do Mol Peixoto, orientador do trabalho, aprovou a versão final e autorizou seu depósito na Biblioteca Digital de Trabalhos de Conclusão de Curso da UFOP em 19/02/2026.



Documento assinado eletronicamente por **Johnhe Jesus Mol Peixoto, PROFESSOR DE MAGISTERIO SUPERIOR**, em 19/02/2026, às 14:50, conforme horário oficial de Brasília, com fundamento no art. 6º, § 1º, do [Decreto nº 8.539, de 8 de outubro de 2015](#).



A autenticidade deste documento pode ser conferida no site http://sei.ufop.br/sei/controlador_externo.php?acao=documento_conferir&id_orgao_acesso_externo=0, informando o código verificador **1060905** e o código CRC **965EE102**.

AGRADECIMENTOS

Se cheguei até aqui, não foi sozinho. A minha primeira gratidão é à minha família, em especial, agradeço a minha mãe por toda a disciplina, ao meu pai pelo incentivo a curiosidade, às minhas irmãs, agradeço pelas brigas que, com o tempo, viraram aulas práticas de convivência, aos meus avós, registro minha gratidão pelas orações e à Dedé, agradeço a forma generosa com que sempre me acolheu.

Agradeço à gloriosa Escola de Minas parte da Universidade Federal de Ouro Preto e em especial ao Departamento de Engenharia Metalúrgica, que foram fundamentais para minha formação acadêmica e humana. Expresso minha gratidão, de modo especial, ao meu orientador professor Johnne, pela orientação cuidadosa, pela confiança e por todos os ensinamentos. Agradeço também a todos os professores do DEMET, pelo compromisso com a formação dos alunos e pelo cuidado em ensinar. Levo comigo muito mais do que conteúdo, levo exemplos e referências que marcaram minha trajetória e foram essenciais para minha formação.

Ao LAPSIM, agradeço pela infraestrutura, pelo suporte técnico e pelo ambiente de pesquisa que viabilizaram etapas essenciais deste trabalho. Registro minha gratidão a todos meus colegas do lab. A FAPEMIG pelo apoio à pesquisa. Aos meus colegas de curso, especialmente ao grupo Metal Borracha, agradeço pela convivência, pela resenha, pelos momentos de alegria e pelo apoio mútuo que tornou a caminhada mais leve e nos ajudou a chegar juntos até o fim.

Registro meu reconhecimento ao sistema republicano, especialmente à República Taranóia, por ter sido uma escola de vida em Ouro Preto me ensinado a ser um adulto funcional. Agradeço especialmente aos meus amigos republicanos, por todos os momentos inesquecíveis vividos juntos.

Por fim, agradeço à Camila, pelo companheirismo, pela paciência nos períodos de ausência e pela força diária, especialmente nas fases mais intensas da monografia. A todos que, de alguma forma, contribuíram para que este trabalho se concretizasse, meu sincero obrigado.

RESUMO

Este trabalho avalia a fluidodinâmica do reator Ruhrstahl-Heraeus com injeção por lança submersa na panela visando otimizar a taxa de circulação, o tempo de mistura e a trajetória de partículas dessulfurantes. A pesquisa justifica-se pela necessidade de quantificar os efeitos dessa configuração sobre a taxa de circulação e a eficiência de mistura, visando otimizar a incorporação de reagentes dessulfurantes e o desempenho. O estudo correlaciona resultados experimentais obtidos em modelo físico (escala 1:7,5) com simulações numéricas via Fluidodinâmica Computacional (CFD), fundamentadas na formulação multifásica Euler–Euler, com rastreamento de gotas de óleo (análogo físico do dessulfurante) via modelo de “*particle tracking*”. Os resultados demonstram que a taxa de circulação do reator é governada predominantemente pela vazão de gás na perna de subida, reafirmando o domínio do efeito “*gas-lift*” como força motriz do escoamento, enquanto a injeção via lança apresenta impacto marginal na circulação global. Contudo, a lança submersa atua como um recurso estratégico na redução do tempo de mistura ao gerar turbulência local capaz de mitigar zonas de estagnação. A análise das trajetórias revelou que as gotas do óleo são efetivamente arrastadas pelo fluxo macroscópico, promovendo um tempo de residência prolongado do reagente. O modelo computacional, validado no ANSYS CFX 24.R1, apresentou excelente concordância com os dados de condutimetria e dispersão de gotas de óleo, confirmando que a injeção combinada potencializa a eficiência do reator.

Palavras-chave: RH. Fluidodinâmica Computacional. Taxa de circulação. Tempo de mistura. Lança submersa. Trajetória de partículas. Modelo físico.

ABSTRACT

This work evaluates the fluid dynamics of the Ruhrstahl-Heraeus reactor with submerged lance injection in the ladle, aiming to optimize the circulation rate, mixing time, and the trajectory of desulfurizing particles. The research is justified by the need to quantify the effects of this configuration on the circulation rate and mixing efficiency, aiming to optimize the incorporation of desulfurizing reagents and overall performance. The study correlates experimental results obtained from a physical model (1:7.5 scale) with numerical simulations via Computational Fluid Dynamics (CFD), based on the multiphase Euler–Euler formulation, with tracking of oil droplets (physical analog of the desulfurizing agent) via a “particle tracking” model. The results demonstrate that the reactor's circulation rate is predominantly governed by the gas flow rate in the up-leg, reaffirming the dominance of the gas-lift effect as the driving force of the flow, while lance injection presents a marginal impact on global circulation. However, the submerged lance acts as a strategic resource in reducing mixing time by generating local turbulence capable of mitigating stagnation zones. Trajectory analysis revealed that the oil droplets are effectively entrained by the macroscopic flow, promoting a prolonged residence time for the reagent. The computational model, validated in ANSYS CFX 24.R1, showed excellent agreement with conductimetry and oil droplet dispersion data, confirming that combined injection enhances the reactor's efficiency.

Keywords: RH. Computational Fluid Dynamics. Circulation rate. Mixing time. Submerged lance. Particle trajectory. Physical model.

LISTA DE FIGURAS

Figura 3.1 Esquema das diferentes rotas do refino secundário, a) VD, b) VAD, c) VOD, d) VIM	17
Figura 3.2 Reator RH industrial	18
Figura 3.3 RH convencional versus RHDeS	20
Figura 3.4 Injeção de pó dessulfurante pela perna de subida	21
Figura 3.5 Injeção de pó dessulfurante e gás pelo fundo da panela	22
Figura 3.6 Injeção por lança submersa na panela	23
Figura 3.7 Curva concentração versus tempo.....	27
Figura 4.1 Modelo físico em acrílico do reator RH.....	31
Figura 4.2 Esquema detalhado da lança submersa	32
Figura 4.3 Esquema da montagem para experimentos de condutimetria	34
Figura 4.4 Curva experimental concentração versus tempo 70R5L.....	35
Figura 4.5 Áreas de interesse da curva	36
Figura 4.6 a) Malha no plano das pernas b) Malha no plano da lança	38
Figura 4.7 a) Esquema plano da lança b) Esquema plano das pernas cotado.....	39
Figura 4.8 Setup de filmagem: a) Câmera de alta velocidade; b) Câmeras convencionais.	41
Figura 5.1 Distribuição vetorial da velocidade superficial da água; a), b), c) e d) plano das pernas; e), f), g), e h) plano da lança	44
Figura 5.2 Mapas de fração volumétrica de ar para diferentes configurações de vazão; a), b), c) e d) plano das pernas; e), f), g), e h) plano da lança	45
Figura 5.3 Evolução da dispersão de corante para a configuração 70R5L.....	46

Figura 5.4 Evolução da dispersão de corante para a configuração 110R0L.....	46
Figura 5.5 Evolução da dispersão de corante para a configuração 110R10L.....	47
Figura 5.6 Comparação da taxa de circulação para diferentes vazões de gás	49
Figura 5.7 Tempos de mistura experimentais e numéricos	51
Figura 5.8 Curva concentração normalizada versus tempo	52
Figura 5.9 Evolução temporal do diâmetro médio das gotas de óleo para as configurações 60R5L e 60R10L	53
Figura 5.10 Comparativo de dispersão para a condição 60R5L: (a) Físico 5s; (b) Simulação CFD; (c) Físico 10s	54
Figura 5.11 Comparativo de dispersão para a condição 60R10L: (a) Físico 5s; (b) Simulação CFD; (c) Físico 10s	55

LISTA DE TABELAS

Tabela 4.1 Dimensões geométricas do modelo físico.	32
Tabela 4.2 Propriedades físicas dos materiais e parâmetros operacionais.	33

LISTA DE SÍMBOLOS

- A_{pico} - área sob a curva referente à passagem do primeiro pulso de traçador (adimensional)
- C - concentração instantânea do traçador (g/L)
- C_l - coeficiente da força de sustentação (adimensional)
- C_{VM} - coeficiente da força de massa virtual (adimensional)
- C_{∞} - concentração final de equilíbrio do traçador (g/L)
- ΔC - incremento na concentração do traçador após estabilização (g/L)
- ΔT - Passo de tempo adaptativo (s)
- D - diâmetro (m)
- d_b - diâmetro da bolha (m)
- F_D - força de arrasto (N/m^3)
- F_L - força de sustentação (N/m^3)
- F_{TDF} - força de dispersão turbulenta (N/m^3)
- F_{VM} - força de massa virtual (N/m^3)
- F_{WL} - força de lubrificação da parede (N/m^3)
- Fr - número de Froude (adimensional)
- Fr_m - número de Froude modificado (adimensional)
- g - força de aceleração da gravidade (m/s^2)
- k - energia cinética turbulenta (m^2/s^2)
- p - pressão estática (Pa)
- t - tempo (s)
- u - velocidade do gás no bocal (m/s)
- u_i - vetor velocidade da fase (m/s)
- V - velocidade do líquido (m/s)
- Q - taxa de circulação (m^3/s)
- W - massa ou volume total de líquido no reator (kg ou m^3)
- α - fração volumétrica da fase (adimensional)
- ϵ - taxa de dissipação da energia cinética turbulenta (m^2/s^2)
- λ - fator de escala (adimensional)
- μ_l - viscosidade dinâmica do líquido (Pa·s)
- $\mu_{l,t}$ - viscosidade turbulenta (Pa·s)
- ρ - densidade (kg/cm^3)

LISTA DE SIGLAS

A/D - Analógico-Digital

CFD - *Computational Fluid Dynamics*

DPM - Modelo de Fase Discreta (*Discrete Phase Model*)

MPSG - Método da Ponte de Strain Gages

PBM - Modelo de Balanço Populacional (*Population Balance Model*)

RH - Ruhrstahl-Heraeus

RHDeS - RH com Perna de Descida Encurtada

RH-PBI - RH com Injeção de Pó (*Powder Blowing Injection*)

RNG - *Renormalization Group* (Modelo de turbulência $k - \epsilon$ renormalizado)

VAD - *Vacuum Arc Degassing*

VD - *Vacuum Degassing*

VIM - *Vacuum Induction Melting*

VOD - *Vacuum Oxygen Decarburization*

VOF- Volume de fluido (*Volume of Fluid*)

SUMÁRIO

1	INTRODUÇÃO.....	13
2	OBJETIVOS.....	15
2.1	Objetivo Geral	15
2.2	Objetivos Específicos	15
3	REVISÃO BIBLIOGRÁFICA	16
3.1	Desgaseificação A Vácuo No Refino Secundário	16
3.2	Reator Ruhrstahl-Heraeus.....	18
3.3	Dessulfuração No Ruhrstahl-Heraeus	19
3.4	Modelagem Física	23
3.5	Técnica De Condutimetria.....	25
3.6	Simulação Numérica.....	28
4	MATERIAIS E MÉTODOS.....	31
4.1	Modelo Físico Em Acrílico	31
4.2	Condutimetria	34
4.3	Injeção De Óleo	36
4.4	Simulação Numérica.....	37
4.5	Registros Em Vídeo.....	40
4.6	Processamento E Análise Dos Dados	42
4.6.1	Processamento Das Imagens	42
4.6.2	Pós Processamento CFD.....	42
4.6.3	Análise Dos Dados	43
5	RESULTADOS E DISCUSSÃO	44
5.1	Comportamento Do Fluxo No Reator	44
5.2	Taxa De Circulação	47
5.3	Tempo De Mistura.....	50
5.4	Análise Do Comportamento Do Análogo Ao Dessulfurante	52
6	CONCLUSÃO.....	56
7	Sugestão para trabalhos futuros.....	57
	REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS	58

1 INTRODUÇÃO

Os processos de refino secundário surgiram para superar as restrições termodinâmicas e cinéticas inerentes ao refino primário, viabilizando o ajuste fino da composição química e a elevação da limpidez do aço líquido. Nesse contexto evolutivo, a desgaseificação a vácuo introduzida industrialmente na década de cinquenta com o foco inicial na remoção de hidrogênio em aços forjados, ramificou-se em rotas tecnológicas distintas, como o VD *Vacuum Degassing* e o VAD *Vacuum Arc Degassing*. Contudo, ganham destaque os processos de circulação, que permitem integrar, sob pressões controladas, as etapas de desgaseificação, descarburização e homogeneização do banho (Costa e Silva, 2023; Ghosh, 2001).

Entre essas rotas, o reator RH Ruhrstahl-Heraeus consolidou-se como a tecnologia dominante para o tratamento de corridas de grande porte e produção de aços ultrabaixo carbono. Seu princípio de funcionamento baseia-se na injeção de gás de arraste, normalmente argônio, na perna de subida, reduzindo a densidade aparente da mistura metal-gás e gerando o empuxo necessário para bombear o aço da panela para a câmara de vácuo. O desempenho metalúrgico depende intimamente da taxa de circulação e do padrão de fluxo, fatores determinantes para a renovação do banho e eliminação de zonas mortas (Kuwabara et al., 1988; Peixoto, 2019).

A siderurgia atual enfrenta um problema com o declínio qualidade das matérias-primas, com o carvão mineral apresentando teores crescentes de contaminantes, enquanto o mercado exige aços com pureza extrema, chegando a limites inferiores a 10 partes por milhão para aplicações críticas como gasodutos e setor aeroespacial (Silva et al., 2021). Como o pré-tratamento do gusa e o refino primário muitas vezes não bastam para atingir esses patamares, o reator RH torna-se essencial para a dessulfuração final (Liu et al., 2023). Entretanto, o modelo convencional sofre com limitações cinéticas e baixo tempo de residência dos reagentes, resultando em eficiências que podem não ultrapassar 60% (Silva et al., 2021).

Recentemente, diferentes arranjos têm sido explorados para potencializar a dessulfuração e a incorporação de reagentes. Zeng et al. (2025), ao simularem a injeção de pó desulfurante diretamente pela perna de subida, demonstraram que o tempo de mistura decresce com a altura do ponto de injeção, enquanto o tempo de residência do pó na câmara pode ser otimizado pelo número de ventaneiras. Em paralelo, Xue et al. (2025) investigaram o sopro

combinado, injeção na câmara de vácuo e na perna de subida, observando que o uso de bicos com ângulo de deflexão na perna de subida promove um fluxo giratório “swirling flow” que favorece a quebra das bolhas e a interação gás-líquido, reduzindo flutuações na superfície livre.

Outras modificações também têm ganhado destaque. Dong et al. (2021) avaliaram o uso de sopro de fundo na panela (“bottom blowing”), concluindo que, na posição ótima, essa injeção auxiliar elimina zonas de baixa velocidade entre a perna de descida e a parede da panela, embora aumente o risco de abertura do olho de escória (“slag eye”). Já Silva et al. (2021) propuseram uma alteração geométrica encurtando a perna de descida, o que força a descarga do aço recirculado sobre a camada de escória, promovendo intensa emulsificação e aumentando a área interfacial para dessulfuração. Mais recentemente, a operação com lança submersa na panela tem sido estudada como uma alternativa para intensificar a dispersão local de reagentes sem comprometer a circulação global, conforme discutido por Ventura et al. (2024), que observaram redução no tempo de mistura com o aumento da vazão de gás na lança.

Para a análise desses fenômenos complexos, a modelagem física e numérica apresenta-se como ferramenta indispensável. No modelo físico em acrílico, escala 1:7,5, utilizando água e óleo como análogos ao aço e à escória, as métricas de processo empregadas neste trabalho seguem práticas consolidadas na literatura, fundamentadas nos estudos de Peixoto et al. (2018) sobre a fluidodinâmica e dispersão de gotas em reatores RH. Já a modelagem numérica, CFD, complementa a investigação experimental, permitindo interpretar o escoamento multifásico. Adota-se a formulação Euler-Euler com a incorporação de forças interfaciais ajustadas e validadas frente ao modelo físico conforme metodologia desenvolvida por Peixoto (2019). Essa abordagem híbrida é essencial para capturar com precisão a distribuição de gás na perna de subida e a taxa de circulação real.

Este estudo justifica-se pela necessidade de quantificar objetivamente os efeitos da operação com lança submersa sobre a taxa de circulação e o tempo de mistura. Ao correlacionar as vazões na perna de subida e na lança com as variáveis de controle e ao mapear as trajetórias do análogo de dessulfurante, este trabalho busca preencher uma lacuna sobre a interação entre

a pluma da lança submersa e o fluxo fluidodinâmico principal, visando diretrizes para o aumento da eficiência metalúrgica no reator RH.

2 OBJETIVOS

2.1 Objetivo Geral

Realizar uma avaliação fluidodinâmica do reator RH com injeção por lança submersa na panela, por meio de um estudo comparativo entre modelo físico (escala 1:7,5) e simulação computacional, analisando a taxa de circulação, o tempo de mistura e a trajetória e distribuição de gotas de óleo empregadas como análogo de partículas dessulfurantes.

2.2 Objetivos Específicos

- Determinar a taxa de circulação por condutimetria, calculando-a a partir do tempo de recirculação do traçador e do volume efetivo da panela;
- Estimar o tempo de mistura pelo critério da estabilização da concentração em $\pm 5\%$ e descrever sua tendência em função da vazão total;
- Registrar e mapear a trajetória das partículas com filmagens com câmera convencional e medir o diâmetro médio das gotas de óleo a partir de imagens de câmera de alta velocidade processadas no ImageJ;
- Implementar e validar um modelo multifásico Euler–Euler no ANSYS CFX 24.R1, com malha hexaédrica e tetraédrica refinada e condições de contorno representativas para comparação com o modelo físico;
- Avaliar a influência de combinações representativas de vazão na perna de subida de 70 L/min e 110 L/min e na lança submersa 0 L/min, 5 L/min, 10 L/min e 15 L/min sobre circulação, tempo de mistura e padrões de dispersão de óleo local observados em vídeo;
- Comparar modelo físico e CFD quanto a trajetória/distribuição de gotas de óleo;
- Estruturar um protocolo de medição e análise de condutimetria, processamento de vídeo e pós-processamento CFD para orientar investigações futuras e o diálogo com a prática industrial.

3 REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

3.1 Desgaseificação A Vácuo No Refino Secundário

A desgaseificação a vácuo, entendida como uma etapa importante do refino secundário, será utilizada para oferecer condições termodinâmicas e cinéticas que o refino primário não atinge, permitindo ajustar a composição e elevar a limpeza interna do aço líquido. Em termos industriais, essa família de processos amplia o portfólio de aços, especialmente aqueles com baixo enxofre e elevada limpidez, ao operar sob ambiente controlado e pressão reduzida (Costa e Silva, 2023).

Do ponto de vista metalúrgico, o aço será exposto a vácuo na faixa típica de 0,5 até 2 mmHg, condição que desloca os equilíbrios de solubilidade e acelera a remoção de gases dissolvidos. Nessa situação, reduzem-se as pressões parciais de H₂ e N₂ e favorece-se a equação 3.1.



Essa reação sustenta a descarburização sob baixa pressão. Em aços de baixo carbono, a taxa da reação passa a ser governada pela transferência de massa, dependente de agitação e do potencial de oxigênio do banho (Kuwabara et al., 1988).

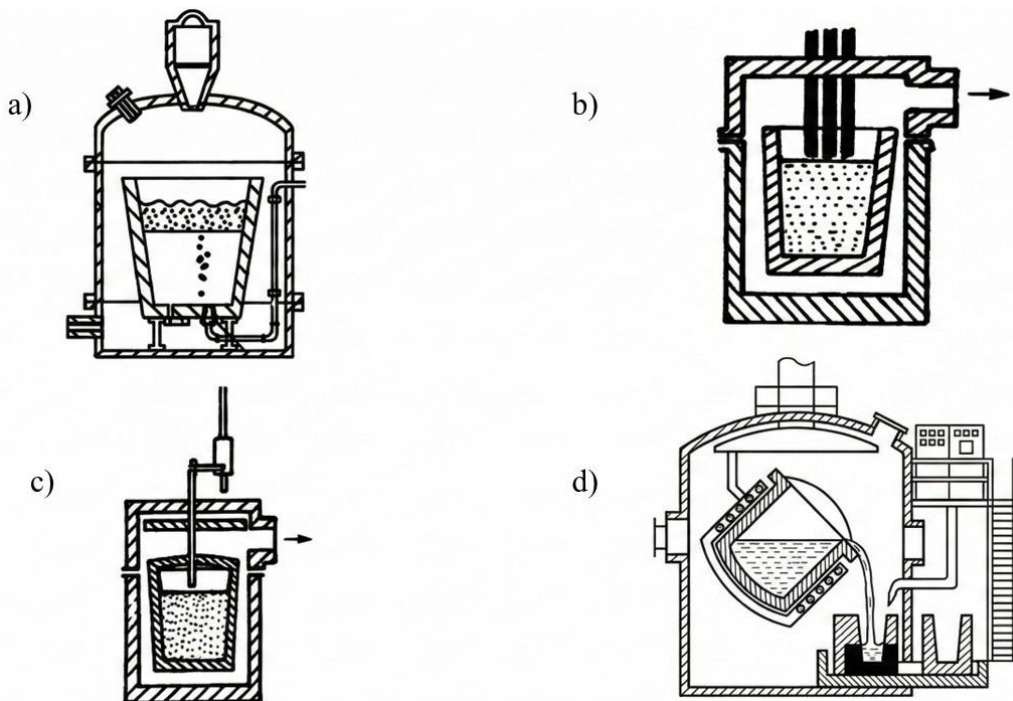
Entre as arquiteturas disponíveis para o refino secundário, distinguem-se os processos que expõem a superfície livre do metal ao vácuo, como o VD, VOD “*Vacuum Oxygen Decarburization*” e o VAD (Costa e Silva e Mei, 2021; Costa e Silva, 2023). O segundo grupo principal é composto pelos processos de desgaseificação por circulação. Neste grupo de circulação, o Ruhrstahl-Heraeus é um processo dominante (Ghosh, 2001). O RH combina a capacidade de realizar remoção de gases como hidrogênio, nitrogênio e oxigênio, descarburização e homogeneização em um curto tempo de tratamento (Ventura et al., 2024).

Em contraste, os principais processos de desgaseificação sob vácuo diferem quanto ao modo de exposição do metal e aos recursos de agitação/aquecimento. No VD, o aço permanece contido na panela e o vácuo atua sobre a superfície livre, com agitação promovida por argônio insuflado por plugs de fundo ou por indução eletromagnética (Costa e Silva, 2023; Costa e Silva e Mei, 2021). O VAD é uma variação do VD com aquecimento por arco, permitindo

controle térmico contínuo sob vácuo, tratamento da escória e adição de ligas sem romper a vedação (Ghosh, 2001). Já o VIM “*Vacuum Induction Melting*” opera por fusão por indução em alto vácuo, oferecendo controle independente de temperatura e agitação e elevada eficiência na remoção de elementos voláteis, sendo típico de ligas especiais e requisitos de altíssima pureza (Costa e Silva e Mei, 2021).

A janela operacional desses tratamentos é condicionada por limites práticos: deve-se minimizar o “*carry-over*” de escória do primário, dimensionar a capacidade de bombeamento para remover o argônio soprado e o CO gerado na descarburização, e manter a estabilidade da escória de topo para evitar abertura de olho e emulsificação indesejada com risco de reoxidação. Dentro dessas fronteiras, o Ruhrstahl-Heraeus, como processo de circulação, consolidou-se como rota dominante para desgaseificação e descarburização em corridas de grande porte e para aços ultrabaixo carbono. Já o VD, VOD, VAD e variantes permanecem alternativas pertinentes conforme a liga, o regime térmico e as metas de composição (Ghosh, 2001; Peixoto, 2019). A Figura 3.1 apresenta um esquema para cada processo.

Figura 3.1 Esquema das diferentes rotas do refino secundário, a) VD, b) VAD, c) VOD, d) VIM

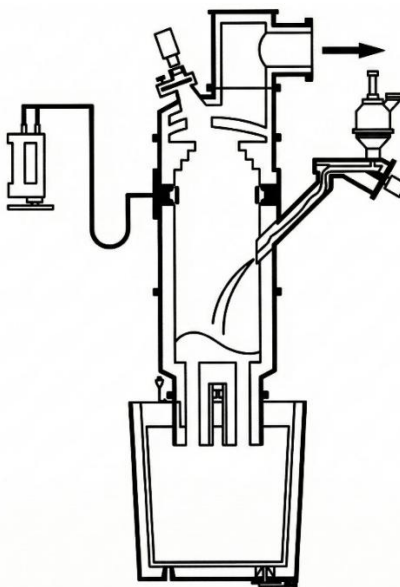


(Adaptado de Costa e Silva, 2021).

3.2 Reator Ruhrstahl-Heraeus

O RH será tratado, neste trabalho, como o processo de desgaseificação por circulação de maior difusão industrial. Seu arranjo básico compreende uma panela, uma câmara de vácuo montada acima e dois dutos refratários imersos, perna de subida e perna de descida, que conectam ambos os vasos e fecham o circuito de recirculação do metal líquido como mostra a Figura 3.2 (Costa e Silva, 2023).

Figura 3.2 Reator RH industrial



(Adaptado de Ghosh, 2001).

O funcionamento do RH baseia-se no efeito gas-lift: a injeção de argônio na perna de subida reduz a densidade aparente da coluna, impulsionando o aço para a câmara de vácuo. O metal retorna à panela pela perna de descida, estabelecendo uma recirculação contínua que promove a mistura do banho e a homogeneização da composição. Cineticamente, a descarburção ocorre em três interfaces: bolhas nucleadas no banho, superfície das bolhas de argônio e superfície livre exposta ao vácuo. (Costa e Silva, 2023).

No cenário industrial, o reator RH consolidou-se como a rota predominante no refino secundário devido à sua alta eficiência operacional. Sua arquitetura permite integrar, em um único e curto ciclo de tratamento, etapas críticas como a descarburção profunda, dessulfuração, desgaseificação e o ajuste fino de composição e temperatura. A circulação contínua do metal, aliada ao ambiente de baixa pressão, não apenas supera as restrições

cinéticas do refino primário, mas também viabiliza a produção de aços de elevada limpidez e ultrabaixo carbono com alta produtividade. (Costa e Silva e Mei, 2021; Costa e Silva, 2023; Ghosh, 2001).

Operacionalmente, a variável de controle central é a taxa de circulação. Em linhas gerais, ela cresce com a vazão de argônio, até um ponto onde não tem mais aumento de eficiência. Melhorias clássicas incluem o aumento do diâmetro das pernas e intervenções que elevem a área interfacial sem penalizar a recirculação (Kuwabara et al., 1988).

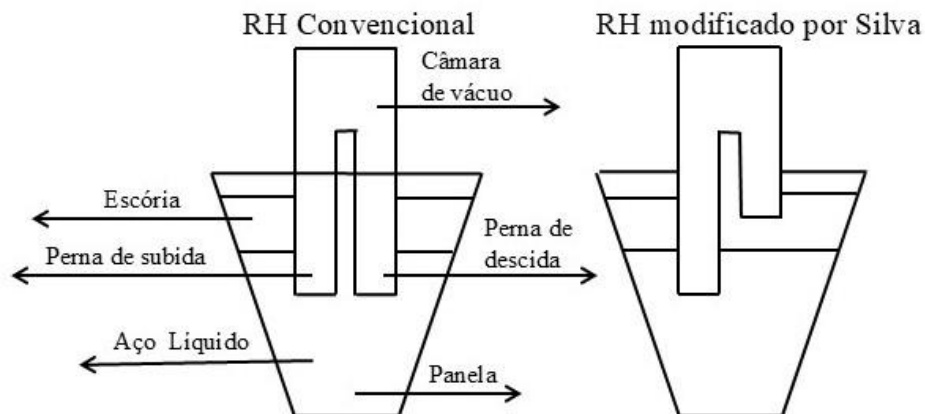
Por fim, o sucesso do processo exige atenção a fatores limitantes, como o controle do carry-over de escória, compatibilidade entre o vácuo e o volume de gás gerado, além da estabilidade da escória de topo para evitar a abertura de olho e emulsificação. Nesse contexto, o RH mantém sua posição de liderança tecnológica no refino por recirculação. (Peixoto, 2019).

3.3 Dessulfuração No Ruhrstahl-Heraeus

A eficiência da dessulfuração no RH decorre de dois fatores que andam juntos: gerar área interfacial útil entre reagente e metal e ampliar o tempo de residência do dessulfurante no banho (Peixoto, 2019). A literatura recente aborda quatro caminhos para otimizar esse processo. Como o encurtamento da perna de descida, a injeção de pó pela perna de subida, introdução do reagente pelo fundo da panela e utilização de lança submersa em diferentes posições, tanto na câmara quanto na panela.

O arranjo com perna de descida encurtada, RHDeS é uma modificação geométrica do conjunto de pernas concebida para intensificar a interação entre o metal e a escória. A perna de descida é propositalmente mais curta que a de subida e o jato que retorna da câmara é descarregado dentro da camada de escória, como mostra a Figura 3.3. Experimentos em modelo físico, apoiados por simulação, mostram uma emulsificação entre o metal e a escória intensa e estável, sem prejuízo da taxa de circulação nem do tempo de mistura. O ganho cinético acontece pelo aumento da área reativa e da renovação frequente da interface, desde que a escória apresente quantidade e basicidade compatíveis (Silva et al., 2021).

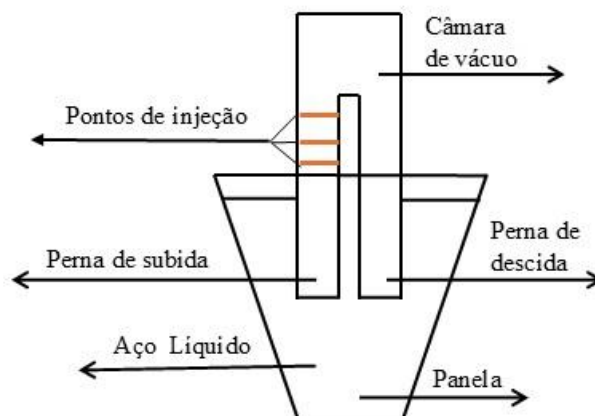
Figura 3.3 RH convencional versus RHDeS



(Baseado em Silva et al., 2021).

A injeção de pó pela perna de subida aproveita o escoamento ascendente e o gradiente de pressão local para levar o reagente ao circuito sob vácuo, com menos respingos e perdas. No estudo de Zeng et al., (2025) e colaboradores, a resposta do sistema mostrou-se sobretudo sensível à altura dos bicos de injeção e à granulometria. A simulação numérica indica que a redução da altura dos bocais de injeção favorece a diminuição do tempo de mistura, enquanto a elevação dos bocais tende a aumentar linearmente a taxa de circulação do aço. Em relação à granulometria, partículas em faixa intermediária maximizaram a taxa de circulação, superando tanto as partículas muito finas, arrastadas rapidamente pelo gás, quanto as muito grossas, afetadas pela gravidade. A configuração otimizada com oito furos no bocal e uma razão pó-gás de 0,3 combinada com bicos de injeção de 8 furos e vazão de gás de arraste de $160 \text{ m}^3/\text{h}$, refina essa janela operacional, reduzindo o tempo de residência do pó, ao minimizar a retenção em vórtices e maximizando a eficiência da mistura e o fluxo recirculante. A Figura 3.4 representa um esquema do processo (Zeng et al., 2025).

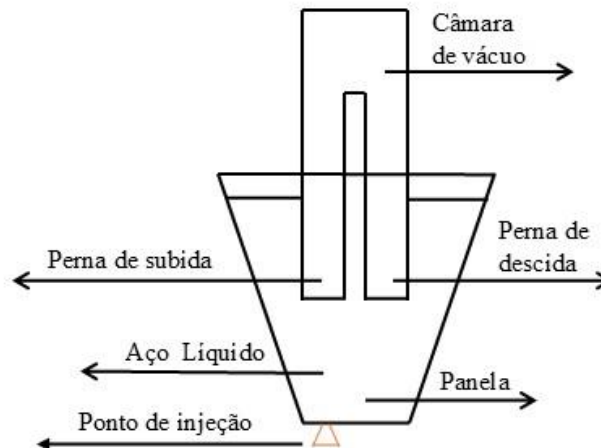
Figura 3.4 Injeção de pó dessulfurante pela perna de subida



(Baseado de Zeng et al., 2025).

Entre as rotas de adição pela panela, o sopro pelo fundo reorganiza o campo de velocidades na base e acelera a renovação junto à interface metal escória. Com o uso de vazões bem ajustadas, aparecem vórtices toroidais estáveis na região inferior, a faixa de baixa velocidade entre perna e parede é reduzida, a energia turbulenta local aumenta e o tempo de mistura encurta. Em contrapartida, excesso de gás tende a abrir “olho de escória”, deslocar bolhas para a superfície e elevar o cisalhamento nas pernas. Quando a operação passa a incluir pó, arranjos do tipo RH-PBI, a posição do bico torna-se decisiva, injetar imediatamente sob a perna de subida favorece a captura do material pela pluma principal, reduz perdas diretas para a escória e pode aumentar a recirculação, além de aliviar esforços nos refratários quando a disposição e a vazão são adequadas. Na prática, ponto de injeção, granulometria e vazão auxiliar devem buscar o equilíbrio entre acoplar o pó ao circuito de recirculação e evitar a perda de material para a superfície (Dong et al., 2021; Liu et al., 2023). A Figura 3.5 mostra um esquema da modificação.

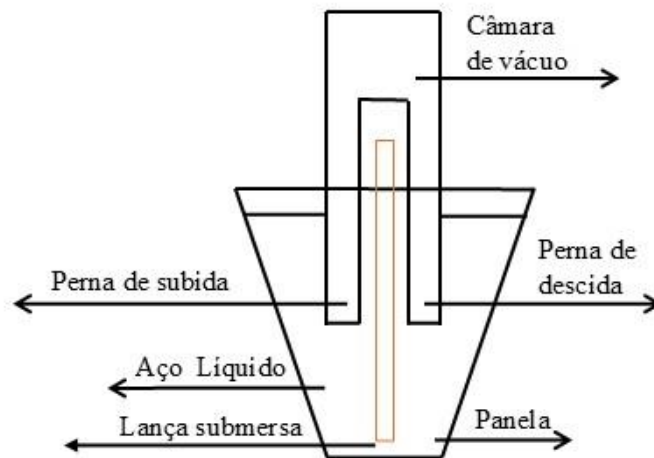
Figura 3.5 Injeção de pó dessulfurante e gás pelo fundo da panela



(Baseado em Dong et al., 2021).

O uso de lança submersa introduz o reagente em pontos escolhidos da panela para intensificar a dispersão local sem alterar de forma relevante a circulação global. Em modelo físico, medições de tempo de mistura e mapeamentos de trajetórias com óleo mostram que a posição da lança governa o destino do material. Regiões centrais tendem a favorecer a homogeneização sem acréscimo expressivo de arraste para a perna de subida, enquanto posições deslocadas em relação à perna de subida aumentam a probabilidade de captura do material pela pluma e sua passagem pela câmara, alongando o percurso e, em alguns cenários, o tempo efetivo de residência no banho. Esses efeitos são sensíveis ao ângulo de injeção e ao impulso local do fluxo, que devem ser ajustados para evitar impactos em refratários e respingos indesejados. Em síntese, a lança é um recurso de ajuste fino da dispersão, melhora a mistura onde é necessário, desde que a janela de posicionamento e vazão respeite a dominância da perna de subida sobre a circulação global (Ventura et al., 2024). A Figura 3.6 representa o processo.

Figura 3.6 Injeção por lança submersa na panela



(Baseado em Ventura et al., 2024).

Como complemento, o sopro lateral na câmara sob vácuo vem sendo estudado com foco em elevar a taxa de mistura no volume exposto e reduzir respingos, condição que pode favorecer estratégias de adição de dessulfurante quando usada de forma combinada. A literatura aponta que a eficácia do arranjo depende do balanceamento entre a vazão lateral e a fração destinada a perna de subida. Repartições muito agressivas na câmara podem competir com o empuxo da perna de subida e reduzir a circulação, já repartições moderadas tendem a acelerar a homogeneização no interior da câmara e a estabilizar o regime de respingos. Variáveis de projeto como diâmetro e inclinação dos bicos, além da posição ao longo da altura útil, modulam a troca de quantidade de movimento com o banho e devem ser dimensionadas em conjunto com a capacidade do sistema de vácuo (Xue et al, 2025).

Em conjunto, as estratégias buscam ajustar, de forma controlada, o par área interfacial-tempo de residência, mantendo a circulação global dominada pela perna de subida. A escolha em planta passa por equilibrar dispersão e arraste dentro da janela operacional e dos limites de projeto e manutenção.

3.4 Modelagem Física

A modelagem física a frio consolidou-se como uma ferramenta imprescindível para a análise dos fenômenos de transporte no reator RH, fundamentada na equivalência da viscosidade cinemática entre a água em temperatura ambiente e o aço líquido em temperatura de trabalho,

o que permite contornar a inviabilidade de medições industriais em alta temperatura. A transposição confiável de resultados para o protótipo exige o rigoroso atendimento às condições de similaridade geométrica, definida pelo fator de escala λ , variando na literatura recente de 1:7,5 (Ventura et al., 2024) a 1:2,6 (Xue et al., 2025), e dinâmica, regida pelo Número de Froude Fr devido à predominância de forças gravitacionais e inerciais no sistema, descrito na Equação 3.3. Nesse contexto, o escalonamento das vazões de gás baseia-se na igualdade do Número de Froude Modificado Fr_m , critério definido pela Equação 3.4, para assegurar a representatividade do escoamento multifásico (Peixoto et al., 2017).

$$Fr = \frac{V^2}{gD} \quad (3.3)$$

$$Fr_m = \frac{u^2 \rho_g}{Dg\rho_L} \quad (3.4)$$

Onde u representa a velocidade do gás no bocal em metros por segundo, ρ_g e ρ_L as densidades do gás e do líquido em quilograma por metro ao cubo, respectivamente, D o diâmetro interno da perna em metros, g a aceleração da gravidade em metros por segundo ao quadrado e V representa a velocidade do líquido em metros por segundo. A manutenção da igualdade deste parâmetro adimensional é o critério determinante para assegurar a representatividade da pluma de gás e do escoamento multifásico turbulento no interior do reator (Oliveira et al., 2025).

No contexto da validação experimental, a modelagem física a frio utiliza a técnica de estímulo-resposta com traçadores ideais, como soluções iônicas ou isótopos, que permitem caracterizar o comportamento de reatores sem alterar o campo de velocidades original do fluido. Essa abordagem é fundamental para a decomposição de reatores industriais complexos em volumes característicos, permitindo identificar frações de fluxo pistão, mistura perfeita e, crucialmente, zonas mortas que prejudicam a eficiência metalúrgica (Seshadri et al., 2010).

A eficiência do processo é avaliada através de parâmetros frequentemente quantificados experimentalmente pela técnica de condutivimetria. Estudos clássicos, notadamente o de Kuwabara estabeleceram a relação fundamental de transporte onde a taxa de circulação é proporcional à vazão de gás elevada a um terço, ao diâmetro da perna elevado a quatro terços e à raiz cúbica do logaritmo natural da razão de pressões. Esta formulação demonstra que a circulação é governada não apenas pela vazão de gás de elevação, pelo diâmetro da perna,

mas também pela força motriz gerada pela expansão isotérmica das bolhas, representada pelo termo logarítmico da razão entre a pressão no ponto de injeção a pressão na câmara de vácuo (Kuwabara et al., 1988).

A modelagem física é extensivamente aplicada no estudo de fases dispersas, essenciais para o refino secundário. Óleos e partículas de polímeros, como o poliestireno de baixa densidade, são empregados para simular a fase escória, permitindo a análise de fenômenos críticos como o seu arraste. Nesse contexto, identifica-se que a captura excessiva de escória via vórtices formados no interior da câmara de vácuo do reator RH prejudica a eficiência do processo de refino (Jiang e Cheng, 2012).

Em suma, a técnica é fundamentada na equivalência da viscosidade cinemática entre água e aço líquido e em números como o de Froude para garantir a similaridade com o reator em tamanho real. Suas principais vantagens são a visualização direta da zona de injeção e da dispersão de traçadores, além de permitir a validação de modelos matemáticos e a análise de desgaste erosivo em regiões críticas. Contudo, a técnica impõe desafios como a dificuldade em satisfazer simultaneamente as similaridades térmica e mecânica, além de possíveis distorções na expansão das bolhas e na representação das tensões interfaciais entre metal e escória. Embora exija maior tempo de construção do aparato físico, a manutenção dessa base experimental é o que assegura a confiabilidade necessária para a interpretação dos campos de velocidade e a otimização da taxa de circulação no reator RH. (Peixoto, 2019; Melo et al., 2019)

3.5 Técnica De Conduímetria

A conduímetria constitui um método experimental amplamente consolidado na modelagem física de processos siderúrgicos, destacando-se como a técnica instrumental predominante no estudo de reatores de degaseificação a vácuo. A sua aplicação fundamenta-se na determinação precisa de parâmetros fluidodinâmicos críticos, notadamente a taxa de circulação e o tempo de mistura, variáveis essenciais tanto para a validação de modelos matemáticos quanto para o desenvolvimento de novas modificações de reatores de refino (Peixoto et al., 2017; Neves, 2008).

O princípio físico subjacente à técnica baseia-se no monitoramento contínuo das variações na condutividade elétrica do fluido de trabalho, normalmente água, em modelos a frio decorrentes da injeção de um traçador iônico (Neves, 2008; Peixoto et al., 2018). Pressupõe-se que, para baixas concentrações, exista uma relação linear entre a condutividade elétrica da solução e a concentração do sal dissolvido. Essa linearidade permite, mediante calibração prévia, a conversão direta de sinais elétricos em perfis de concentração instantânea (Peixoto et al., 2018; Neves, 2008). Para a aquisição desses dados, o aparato experimental padrão compreende sensores de condutividade, usualmente constituídos por eletrodos de platina energizados, interligados a sistemas de aquisição de dados, placas de conversão analógico digitais, que possuem interface com computadores, através de programas para o registro e processamento digital dos sinais elétricos (Neves, 2008; Peixoto et al., 2017; Melo et al., 2019).

No tocante aos procedimentos experimentais, a metodologia consiste na aplicação da técnica de estímulo-resposta através da injeção de um pulso de solução salina no modelo físico. A literatura aponta como traçadores mais usuais as soluções saturadas de cloreto de potássio (Peixoto et al., 2017; Ventura et al., 2024) ou cloreto de sódio, havendo uma preferência técnica pelo cloreto de potássio devido às suas propriedades de condutividade (Neves, 2008). A configuração dos sensores e o ponto de injeção variam conforme a variável fluidodinâmica investigada. Para a determinação da taxa de circulação no RH, o traçador é injetado na forma de pulso, preferencialmente no interior da câmara de vácuo, adjacente à perna de subida (Peixoto et al., 2017; Melo et al., 2019), ou diretamente nesta perna (Neves, 2008), enquanto o sensor é posicionado na perna de descida para captar a passagem do fluido recirculante. Já para a medição do tempo de mistura, adiciona-se um sensor na panela, definindo-se o tempo de mistura como o intervalo necessário para que a variação da concentração se estabilize dentro de uma faixa de tolerância predefinida, tipicamente cerca de cinco por cento da concentração final de equilíbrio (Ventura et al., 2024; Oliveira et al., 2025). Ressalta-se a recomendação de renovação periódica do fluido de trabalho para evitar a saturação do sinal elétrico e garantir a confiabilidade estatística dos dados (Oliveira et al., 2025; Peixoto, 2019).

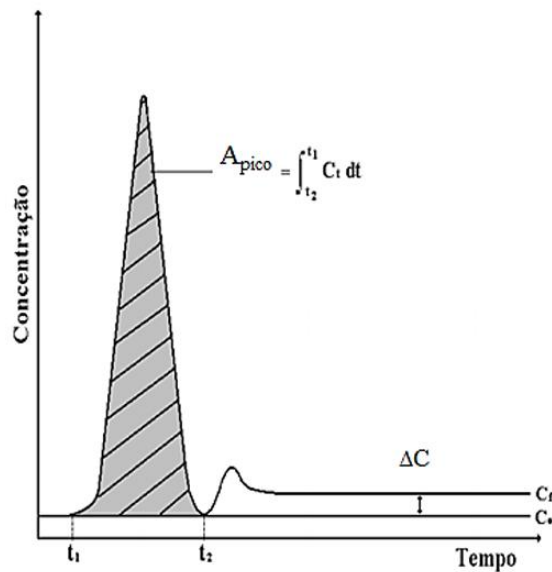
A análise quantitativa dos dados, especificamente para a taxa de circulação Q , é realizada através de um balanço de massa do traçador. A detecção do pulso salino pelo sensor posicionado na perna de descida gera uma curva característica de concentração em função do

tempo, mostrada na Figura 3.7. A taxa de circulação é obtida pela integração da área sob o primeiro pico desta curva, conforme a Equação 3.2 amplamente citada na literatura especializada (Peixoto et al., 2017; Peixoto et al., 2018; Melo et al., 2019)

$$Q = \frac{\Delta C \cdot W}{A_{pico}} \quad (3.2)$$

Onde ΔC representa o incremento na concentração do traçador após a estabilização completa no banho, W é a massa ou volume total de líquido no reator, e A_{pico} corresponde à área sob a curva referente à passagem do primeiro pulso de traçador. Alternativamente, abordagens correlacionando o volume de material recirculado e o tempo de ciclo também são descritas na literatura para o cálculo de Q (Neves, 2008).

Figura 3.7 Curva concentração versus tempo



(Fonte Vargas, 2000).

Por fim, a condutimetria estabeleceu-se como um ponto de referência experimental na área, sendo fundamental para a validação de ferramentas computacionais e novas técnicas físicas. Os dados obtidos via condutimetria são recorrentemente utilizados para a calibração de modelos de simulação computacional, permitindo o ajuste de forças interfaciais como “virtual mass” e “turbulent dispersion force” (Peixoto et al., 2017). Além disso, a técnica tem sido empregada na validação cruzada de novos métodos, como o " MPSG " (Peixoto, 2019), e na análise da influência de variáveis operacionais, como vazão de gás e obstrução de bicos, sobre

a eficiência global do reator (Melo et al., 2019; Ventura et al., 2024), comprovando sua robustez e versatilidade na pesquisa metalúrgica.

3.6 Simulação Numérica

A simulação numérica consolidou-se como uma ferramenta indispensável para a análise de processos metalúrgicos, permitindo a obtenção de dados em condições em que a medição direta é dificultada pelas altas temperaturas e pela opacidade do aço líquido. A base da simulação numérica no reator RH consiste na resolução das equações de conservação de massa e de quantidade de movimento de Navier-Stokes, acopladas a modelos de turbulência e de escoamento multifásico (Peixoto et al., 2017).

Para o fechamento das equações de transporte e resolução das flutuações turbulentas, o modelo $k - \epsilon$ padrão é amplamente adotado na literatura devido à sua robustez industrial e baixo custo computacional quando comparado a modelos mais complexos. No entanto, variações como o modelo RNG $k - \epsilon$ têm sido aplicadas para descrever com maior precisão fluxos com zonas de recirculação intensa e deformação rápida, típicos de panelas agitadas por gás (Li et al., 2015).

Sob a ótica da mecânica dos fluidos computacional, a resolução das flutuações turbulentas em sistemas industriais impõe desafios significativos, uma vez que a Simulação Numérica Direta exigiria um refinamento de malha proibitivo para capturar as menores escalas de dissipação. Dessa forma, a prática da engenharia metalúrgica fundamenta-se nas equações médias de Navier-Stokes, que introduzem a necessidade de modelos de fechamento, como o clássico $k - \epsilon$, para o cálculo da viscosidade turbulenta e da taxa de dissipação de energia cinética. Essa estrutura numérica, implementada em softwares como o ANSYS CFX, possibilita não apenas o mapeamento de trajetórias de inclusões via balanços populacionais discretizados, mas também a avaliação preditiva do impacto de modificações geométricas, como barreiras e inibidores de turbulência, sobre a qualidade final do produto siderúrgico (Seshadri et al., 2010).

Na modelagem do escoamento multifásico, aço-argônio, a abordagem Euleriana-Euleriana é a mais frequente para descrever a pluma de gás na perna de subida. Nesta abordagem, ambas as

fases são tratadas como contínuas interpenetrantes, resolvendo-se equações de conservação para cada fase ponderadas pela sua fração volumétrica (Feng et al., 2017). Para simular a injeção de materiais ou o comportamento de inclusões e bolhas discretas, a abordagem Lagrangeana, modelo de fase discreta é frequentemente utilizada, permitindo o rastreamento de trajetórias individuais de partículas ou bolhas sob a influência de forças fluidodinâmicas (Liu et al., 2023).

A precisão da simulação numérica no reator RH depende criticamente da correta modelagem das forças de interação entre as bolhas de gás e o aço líquido. Embora a força de arrasto F_D seja dominante, estudos recentes demonstraram que as forças de não-arrasto são fundamentais para prever corretamente a penetração do gás e a taxa de circulação. Peixoto et al. 2017 investigaram o efeito das forças de massa virtual F_{VM} , sustentação F_L , lubrificação de parede F_{WL} e dispersão turbulenta F_{TDF} . Os autores concluíram que a incorporação da força de massa virtual, com coeficiente C_{VM} entre 0,25 e 0,30, é essencial para representar a penetração do gás no centro da perna de subida, evitando que a pluma fique irrealisticamente aderida às paredes (Peixoto et al., 2018).

Adicionalmente, a expansão das bolhas de gás devido à queda de pressão durante a ascensão na perna de subida e ao aquecimento térmico deve ser considerada. Simulações que incorporam modelos de expansão do gás apresentam valores de taxa de circulação mais próximos dos dados teóricos e industriais do que modelos isotérmicos e incompressíveis (Peixoto et al., 2018).

Para a análise do comportamento da escória e da superfície livre, o método “Volume of Fluid” é frequentemente acoplado às simulações para rastrear a interface metal-escória e prever fenômenos como a abertura do olho de escória e a emulsificação (Li et al., 2015). A combinação destas técnicas avançadas de CFD, forças interfaciais ajustadas, expansão do gás e rastreamento de interface, permite uma representação fiel da fluidodinâmica do reator RH, validando o uso do modelo computacional como ferramenta preditiva para otimização do processo.

Em suma, a simulação via CFD consolida-se como um recurso de alta versatilidade ao resolver numericamente as equações de conservação de massa e momento para prever o

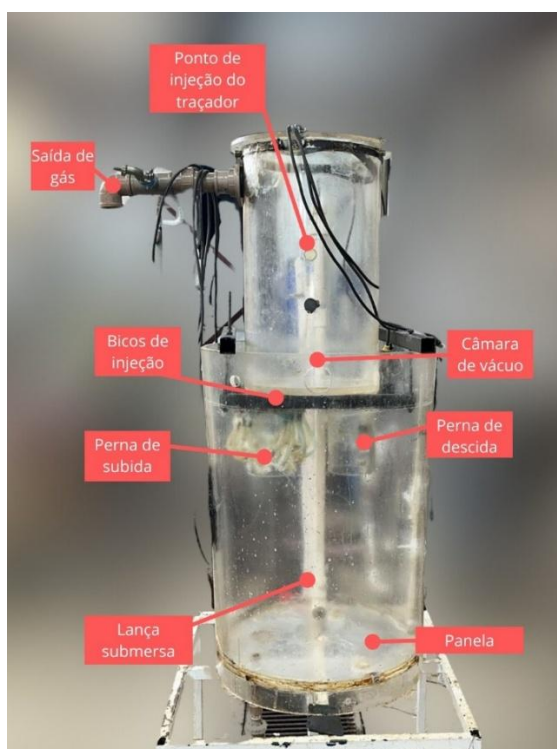
comportamento do reator sob múltiplas configurações geométricas e operacionais. Suas principais vantagens residem no baixo custo, na rapidez de processamento e na capacidade de detalhar dados de difícil mensuração física, como a taxa de dissipação de energia cinética turbulenta e as tensões de cisalhamento. Contudo, a precisão dos resultados depende da definição correta das forças interfaciais, especialmente massa virtual e dispersão turbulenta e o uso de uma malha estruturada com refino estratégico nas zonas de interesse. Por fim, embora a simulação ofereça uma visão detalhada do escoamento, sua confiabilidade permanece intrinsecamente vinculada à validação experimental, reforçando a necessidade da abordagem em conjunto do modelo matemático e do modelo físico (Peixoto, 2019; Melo et al., 2019; Dong et al., 2021)

4 MATERIAIS E MÉTODOS

4.1 Modelo Físico Em Acrílico

Foi utilizado um modelo físico do RH, em acrílico, na escala 1:7,5, reproduzindo a geometria essencial do equipamento industrial: panela, câmara de vácuo e pares de pernas, e operando sob critério de semelhança pelo número de Froude e Froude modificado para os bicos injetores. A configuração geral do modelo em acrílico e a localização dos principais pontos de operação e medição encontram-se na Figura 4.1.

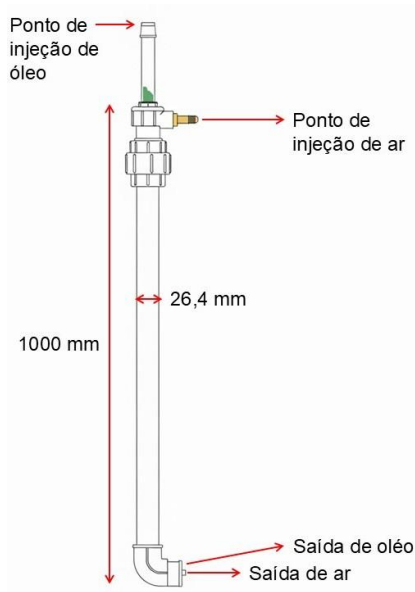
Figura 4.1 Modelo físico em acrílico do reator RH



(Baseado em Oliveira et al., 2025).

Para a realização dos ensaios de injeção combinada, a lança submersa foi projetada com entradas independentes no topo para ar e óleo, garantindo que o transporte dos fluidos ocorra internamente até os respectivos pontos de saída na extremidade inferior descritos na Figura 4.2.

Figura 4.2 Esquema detalhado da lança submersa



(Fonte próprio autor).

As principais dimensões geométricas do modelo físico, construído em escala 1:7,5 para garantir a similaridade com o reator industrial, estão detalhadas na Tabela 4.1.

Tabela 4.1 Dimensões geométricas do modelo físico.

Componente	Parâmetro	Dimensão
Escala do Modelo	Fator de Escala (λ)	1:7.5
Panela (Ladle)	Diâmetro Superior Interno	490 mm
	Diâmetro Inferior Interno	460 mm
	Altura Total da Panela	566 mm
	Altura do Líquido (Nível do Banho)	500 mm
Câmara de Vácuo	Diâmetro Interno (Parte Inferior)	299,33 mm
Pernas (Snorkels)	Diâmetro Interno	26,4 mm
	Distância Centro-a-Centro	180 mm
	Profundidade de Imersão	60 mm
Lança Submersa	Distância do Fundo da Panela	50 mm
	Diâmetro	26,4 mm
	Comprimento	1000 mm
Sistema de Injeção	Diâmetro do Bico Injetor (Nozzle)	2,4 mm
	Distância entre Níveis de Injeção	23,33 mm

As propriedades físicas dos fluidos empregados para simular o aço líquido, a escória e o gás de arraste, bem como as faixas de vazão operacionais definidas para os ensaios, estão apresentadas na Tabela 4.2.

Tabela 4.2 Propriedades físicas dos materiais e parâmetros operacionais.

Material	Propriedade	Valor
Água (Simulando Aço)	Densidade (ρ)	1000 kg/m ³
	Viscosidade (μ)	0,00089 Pa.s
	Tensão Superficial (Água/Óleo)	0,01552 N/m
	Tensão Superficial (Água/Ar)	0,072 N/m
Óleo de Soja (Simulando Escória)	Densidade (ρ)	914 kg/m ³
	Viscosidade (μ)	0,052 Pa.s
	Tensão Superficial (Ar/Óleo)	0,01557 N/m
Gás de Injeção	Densidade (ρ_g)	1,123 kg/m ³
	Vazão na Lança (Faixa de Teste)	5 L/min, 10 L/min, 15 L/min
	Vazão no RH (Faixa de Teste)	70 L/min a 120 L/min

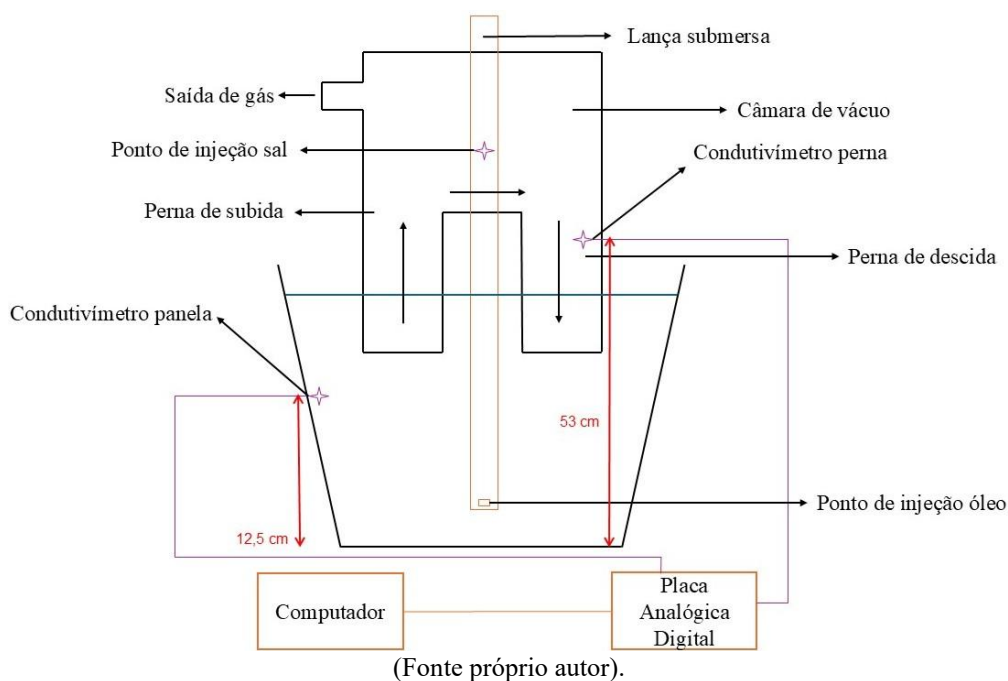
Para fins de medição, foram definidos dois planos fixos de observação: o plano das pernas, que enquadrará simultaneamente as pernas de subida e descida, e o plano da lança, que conterá a lança submersa. Sensores de condutividade foram instalados na perna de descida e na panela para as determinações por condutimetria.

Em todas as condições operacionais, foi estabelecido um procedimento padronizado de execução, o fluxo de gás será estabilizado antes de cada ensaio, as vazões serão verificadas e o nível da panela foi mantido em faixa controlada. Esse protocolo assegurou a reprodutibilidade das medições e permitiu comparação consistente com as simulações numéricas.

4.2 Condutimetria

O tempo de mistura e a taxa de circulação no modelo físico foram determinadas por condutimetria. Foi injetado um pulso curto de solução salina, 15 ml cloreto de potássio, na concentração 300 gramas por litro, no interior da câmara de vácuo, com o uso de uma seringa de 50 ml, e a evolução temporal da condutividade foi registrada por dois condutivímetros instalados na perna de descida e na parede da panela: o sensor da perna de descida posicionado a 12,5 cm da extremidade da perna e o sensor da parede a 53 cm do fundo da panela. O sinal elétrico foi captado por uma placa análogo digital e interpretado por um computador, usando um sistema escrito na linguagem de computação BASIC. O esquema de medições adotado foi o ilustrado na Figura 4.3

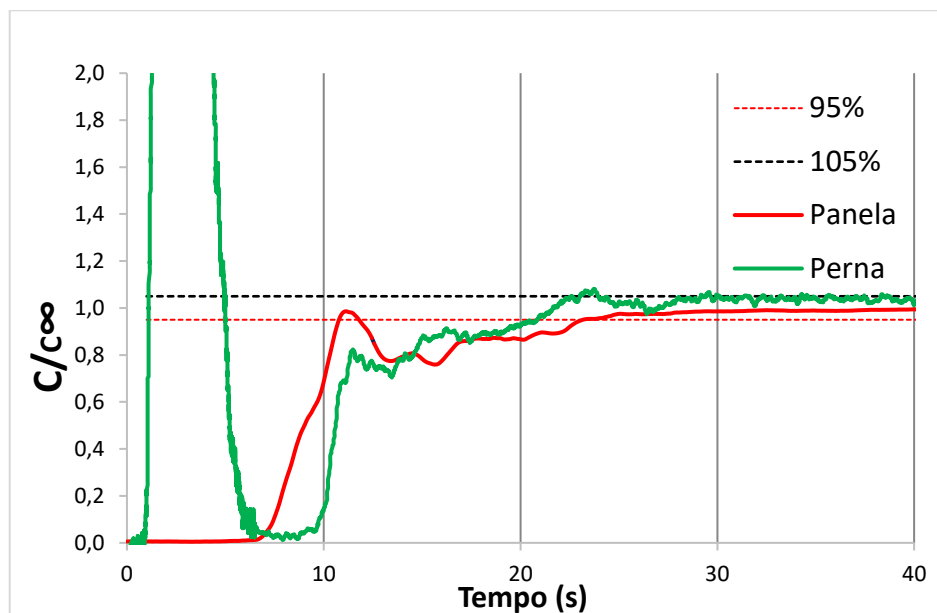
Figura 4.3 Esquema da montagem para experimentos de condutimetria



Para a taxa de circulação, foi adotado o tempo de recirculação do traçador como grandeza básica. Esse tempo foi definido como o intervalo entre a injeção na câmara e o primeiro aumento pronunciado e sustentado do sinal no condutivímetro da perna de descida. Conhecido o volume efetivo de líquido na panela, obtido a partir das dimensões internas e do nível de operação, a taxa de circulação foi calculada como o quociente entre esse volume e o tempo de recirculação, sendo reportada como média e desvio-padrão das repetições.

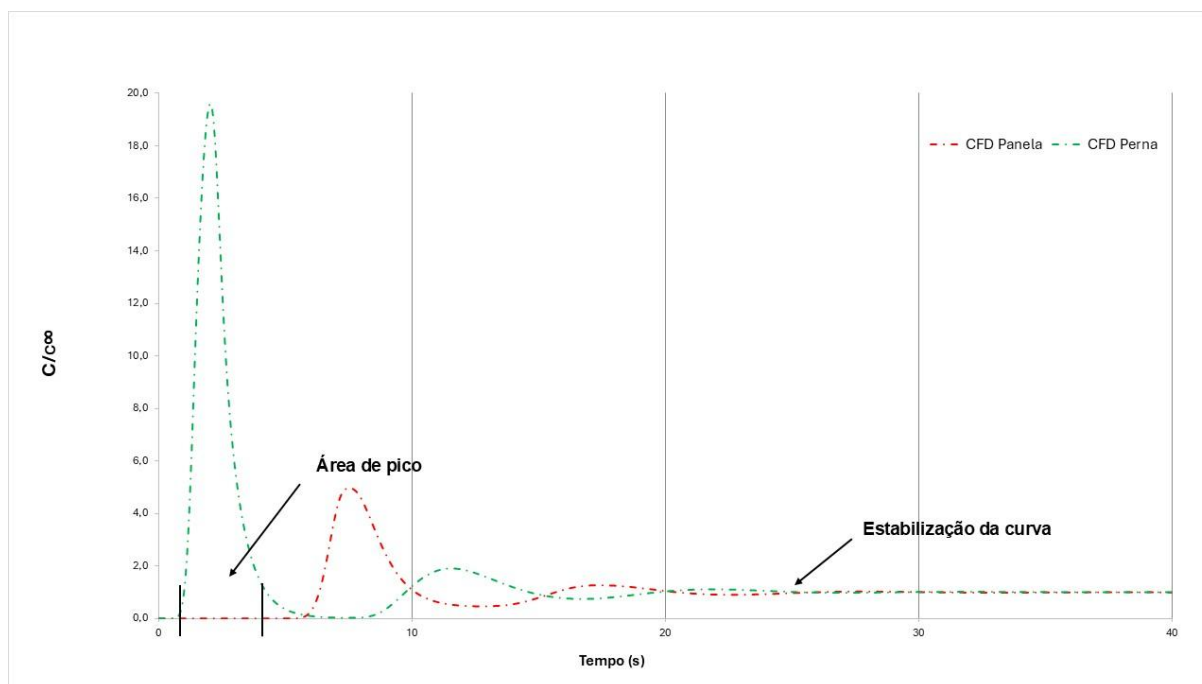
Para determinar o tempo de mistura, considerou-se a evolução da concentração normalizada pelo valor final, conforme apresentado na Figura 4.4. Definiu-se o tempo de mistura como o menor instante a partir do qual essa razão se mantém de forma sustentada na faixa de 95% a 105%. A Figura 4.5 destaca as regiões de interesse das curvas. As respostas foram normalizadas pelo patamar final e eventuais ruídos localizados foram atenuados por meio de uma média móvel com janela curta. Para cada condição, realizaram-se dez repetições sequenciais, com renovação da água a cada cinco ensaios. Ao final, descartaram-se o maior e o menor valores e adotou-se a média dos oito restantes, bem como o desvio-padrão correspondente.

Figura 4.4 Curva experimental concentração versus tempo 70R5L



(Fonte próprio autor).

Figura 4.5 Áreas de interesse da curva



(Fonte próprio autor).

4.3 Injeção De Óleo

Para a representação física das partículas de desulfurante dispersas, foi utilizado óleo de soja tingido com Anilina na cor azul, buscando garantir contraste óptico necessário para o registro em vídeo no meio aquoso. A preparação da mistura ocorreu previamente em um béquer posicionado sobre um agitador magnético com aquecimento, assegurando a completa homogeneização do corante e a constância das propriedades físicas do fluido antes de cada experimento.

A introdução do material no modelo ocorreu através de um ponto de injeção dedicado, localizado na própria estrutura da lança submersa. Em cada ensaio, foi injetado um volume fixo de 50 ml da solução de óleo durante um intervalo de 20 segundos.

Este procedimento padronizado constituiu a base para as análises de imagem deste estudo. A injeção contínua e contrastada permitiu tanto o mapeamento macroscópico da trajetória das partículas no interior da panela quanto a mensuração do tamanho de gotas.

4.4 Simulação Numérica

A etapa de simulação computacional foi conduzida como uma ferramenta complementar e de validação à modelagem física, com o objetivo de detalhar os campos de velocidade, a distribuição de fases e a trajetória de partículas. As simulações foram realizadas no *software* comercial ANSYS CFX 24.R1, fundamentando-se na resolução das equações de conservação de massa e quantidade de movimento de “Navier-Stokes”, para um escoamento incompressível e isotérmico. A abordagem principal foi a “Euleriana-Euleriana”, tratando as fases líquida, água como fase contínua e incompressível e o ar, fase gasosa compressível, como fase dispersa (*Fluid Dispersed Phase*). As equações da continuidade descrita na equação 4.1 e de conservação de momento na equação 4.1 para uma fase genérica alpha foram resolvidas simultaneamente:

$$\frac{\partial}{\partial t}(\alpha_i \rho_i \vec{u}_i) + \nabla \cdot (\alpha_i \rho_i \vec{u}_i \vec{u}_i) = -\alpha_i \nabla p + \nabla \cdot [\alpha_i (\mu_l + \mu_{l,t}) (\nabla \vec{u}_i + (\nabla \vec{u}_i)^T)] \alpha_i \rho_i \vec{g} + \vec{F}_i \quad (4.1)$$

Onde α_i representa a fração volumétrica da fase i, ρ_i a densidade da fase i, $\vec{u}_i$ o vetor velocidade da fase i, g a gravidade, μ_l a viscosidade dinâmica do líquido, $\mu_{l,t}$ a viscosidade turbulenta e por fim $\vec{F}_i$ representa a força de interação interfacial entre as fases líquida e gasosa.

Para garantir a representatividade física do modelo, foi dada atenção crítica à escolha adequada de forças de interação líquido/bolha. A simulação incorporou um conjunto de forças interfaciais ($\vec{F}_i$), descritas pela Equação (4.2):

$$\vec{F}_i = \vec{F}_{Drag} + \vec{F}_{Lift} + \vec{F}_{VM} + \vec{F}_{TDf} + \vec{F}_{WL} \quad (4.2)$$

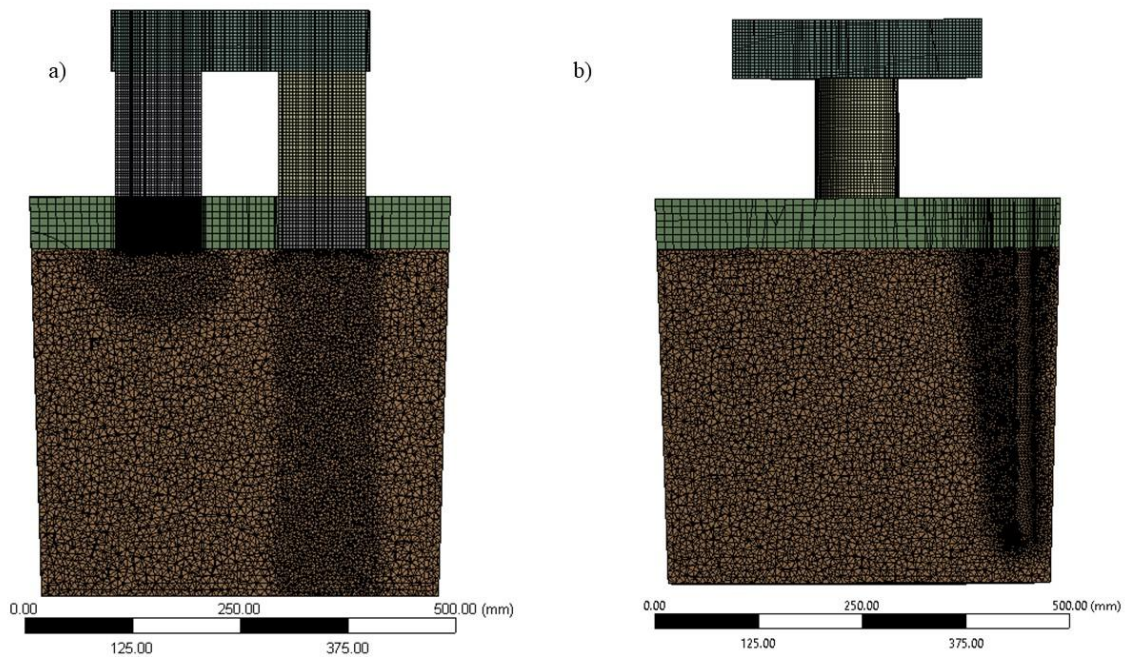
A força de arrasto ($\vec{F}_{Drag}$) foi calculada pela correlação de Ishii-Zuber, adequada para o regime de bolhas distorcidas. As forças de não-arrasto incluirão a força de sustentação ($\vec{F}_{Lift}$), com coeficiente C_l igual a 1,0, a força de dispersão turbulenta ($\vec{F}_{TDf}$), a força de lubrificação de parede ($\vec{F}_{WL}$) baseada no modelo de Frank e, fundamentalmente, a força de massa virtual ($\vec{F}_{VM}$). Esta teve seu coeficiente C_{VM} ajustado na faixa de 0,25 a 0,30, valor determinante para capturar corretamente a aceleração relativa entre as fases na região de injeção, garantindo a penetração da pluma na zona de injeção. Já a força de lubrificação de parede evita a aderência

artificial da pluma às paredes. O diâmetro médio das bolhas não foi arbitrado, mas sim estimado pela correlação de Johansen e Boysan (1988), mostrado na equação 4.3, que considera a razão da vazão de gás (Q) ao quadrado pela gravidade (g):

$$d_b = 0.35\left(\frac{Q^2}{g}\right)^{0.2} \quad (4.3)$$

O domínio computacional reproduziu a geometria do modelo físico em escala 1:7,5, compreendendo a panela, o par de pernas, a câmara de vácuo e a lança submersa. A malha numérica foi construída com elementos hexaédricos e tetraédricos estruturados para minimizar a difusão numérica, mostrado na Figura 4.6. Adotando-se uma estratégia de refinamento em regiões de maiores gradientes de velocidade esperados. Um tamanho característico de 10 mm na panela, refinamento cilíndrico de 6 mm ao longo da perna de descida, de 4 mm na câmara de vácuo, um refinamento esférico de 75 mm de raio com refino de 6 mm na região dos bicos de injeção e na região da lança e foi aplicado um refinamento cônico acompanhando a pluma com refino de 4 mm.

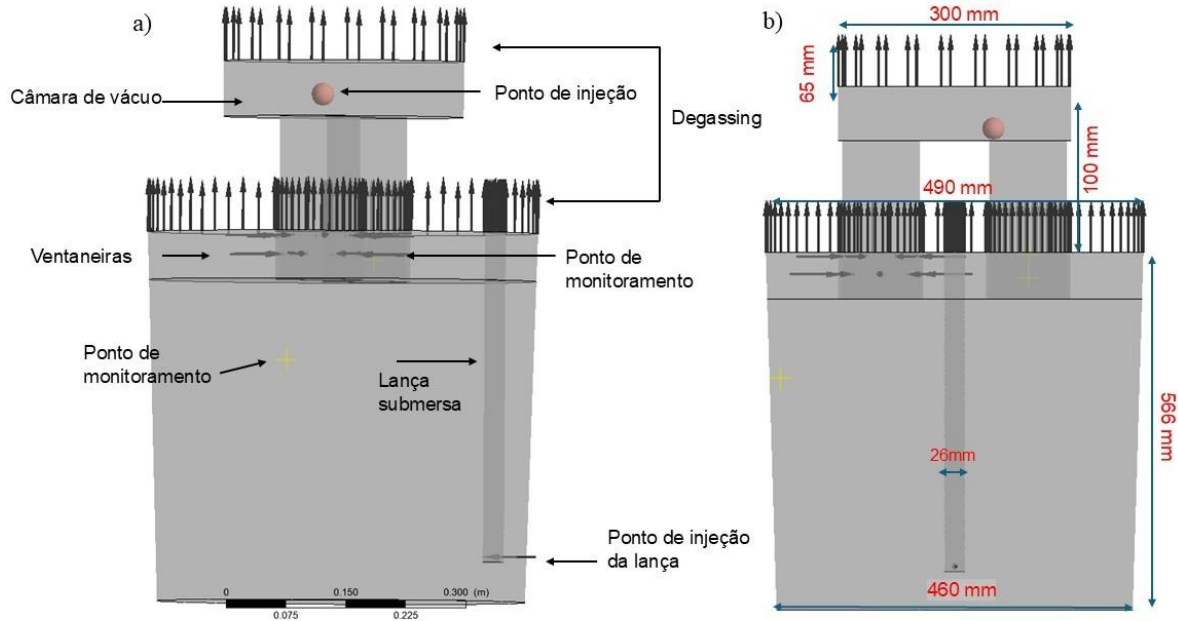
Figura 4.6 a) Malha no plano das pernas b) Malha no plano da lança



(Fonte próprio autor).

Os bicos de injeção de gás replicaram as vazões mássicas experimentais adotando-se uma condição de “degassing” na superfície livre para permitir apenas saída de gás, mostrado no esquema da Figura 4.7.

Figura 4.7 a) Esquema plano da lança b) Esquema plano das pernas cotado



(Fonte próprio autor).

Nas simulações para avaliar tempo de mistura foi injetado um traçador na câmara de vácuo utilizando a ferramenta “source point” (Figura 4.6b), onde o traçador é representado por uma variável adicional do tipo volumétrica (kg/m^3), e as simulações conduzidas em regime transiente por 90s. Para garantir um melhor desempenho computacional foi aplicado um passo de tempo adaptativo, descrita pela Equação 4.6. Este passo permitiu refinar a resolução nos momentos críticos de injeção do pulso e relaxar o passo durante a estabilização da mistura.

$$\Delta t = 0.0025 \cdot [if(t < 20[s], 1,2) + if(t > 25[s], 8,0) + if(t > 30[s], 10,0)] \quad (4.6)$$

O resultado da simulação em regime permanente na mesma condição de vazão de gás foi utilizado como condição inicial destas simulações transientes, garantindo que o traçador foi inserido no reator com fluxo totalmente desenvolvido. Assim, a solução utiliza os valores das principais variáveis resolvidas anteriormente (em especial de velocidade, fração volumétrica e pressão) para então calcular a dispersão do traçador. Para reduzir a duração da simulação, foi utilizada a ferramenta *Expert Parameters* do CFX, desabilitando-se as resoluções de todas as

equações, exceto aquela correspondente ao transporte de massa do escalar (*Additional Variable*).

Por fim, para avaliar o comportamento do análogo de escória, foi acoplado o modelo Lagrangeano “*Particle Tracking* do CFX” onde as gotas de óleo foram tratadas como partículas discretas transportadas pelo campo de fluxo contínuo. Os diâmetros das partículas inseridas na simulação não foram teóricos, mas sim os valores médios mensurados via processamento de imagens obtidas por câmera de alta velocidade e tratadas no software ImageJ.

Foram simuladas as condições observadas experimentalmente para validar a capacidade preditiva do modelo quanto ao arraste e tempo de residência. Especificamente, para a condição 60 L/min na perna e 5 L/min na lança, foi imposto um diâmetro médio de gota de 3,44 mm, enquanto para a condição 60 L/min na perna e 10 L/min na lança, foi utilizado o diâmetro médio mensurado de 2,87 mm, permitindo assim uma correlação direta entre a fluidodinâmica calculada e a trajetória real das partículas observada em vídeo.

4.5 Registros Em Vídeo

A validação dos modelos computacionais e a caracterização física do escoamento dependem fundamentalmente do registro visual das fases dispersas. Para mitigar os erros de paralaxe e, principalmente, a distorção óptica causada pela refração nas paredes cilíndricas do reator, o modelo em acrílico foi posicionado no interior de uma caixa quadrada, também de acrílico, preenchida com água.

Para a análise qualitativa da mistura, realizou-se um ensaio de visualização de fluxo mediante a injeção de água tingida com anilina. O corante foi introduzido no mesmo ponto de injeção do traçador salino, permitindo o registro em vídeo da trajetória do fluido e a identificação das zonas de circulação e volumes mortos no reator.

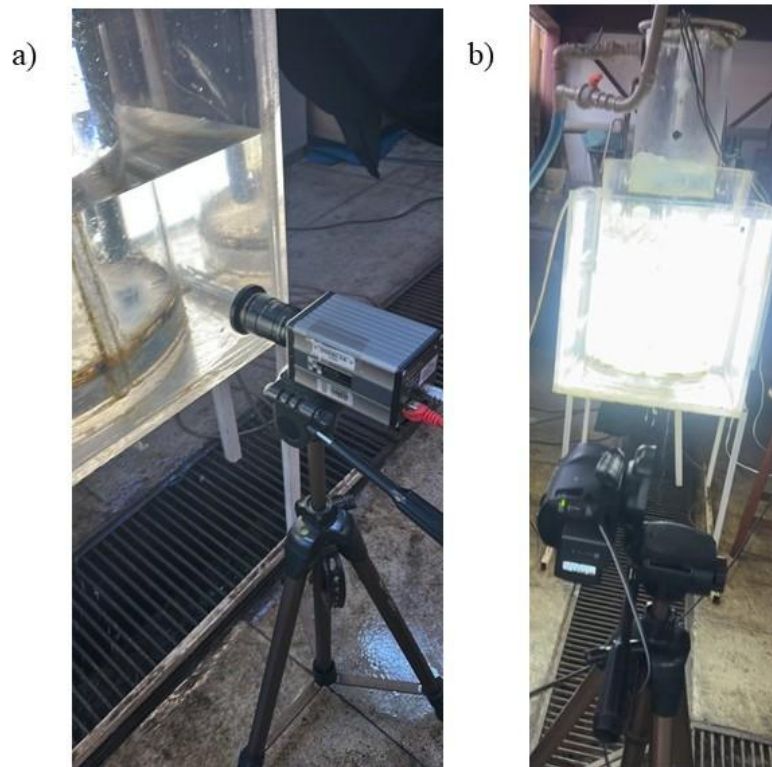
Para o mapeamento macroscópico da trajetória das partículas e a análise global da dispersão do traçador, foram utilizadas duas filmadoras digitais convencionais operando simultaneamente em planos ortogonais. A câmera de maior resolução, modelo Sony FDR-AX43A (4K), foi posicionada frontalmente ao modelo, alinhada ao plano das pernas, com o

objetivo de capturar a recirculação global e a troca de fluido entre a panela e a câmara de vácuo. Já a segunda câmera, modelo Sony HDR-CX405, foi posicionada lateralmente, focada no plano da lança, para registrar a profundidade de penetração e a dispersão lateral causada pela injeção na lança submersa.

Adicionalmente, para a determinação quantitativa do tamanho das bolhas e das gotas de óleo dados de entrada cruciais para o modelo de trajetória de partículas na simulação foi empregada a técnica de videografia de alta velocidade. Para isso, utilizou-se uma câmera especializada, modelo AOS S-PRI capturando imagens a 60 quadros por segundo. Este equipamento foi posicionado com foco especificamente no plano da lança, permitindo a observação do movimento das gotículas para posterior medição de diâmetro.

A disposição experimental das câmeras, ilustrando tanto o arranjo para a captura de alta velocidade quanto o setup para o registro de trajetória com as câmeras convencionais, é apresentada na Figura 4.8.

Figura 4.8 *Setup* de filmagem: a) Câmera de alta velocidade; b) Câmeras convencionais



(Fonte próprio autor).

As imagens obtidas pelas câmeras convencionais foram utilizadas qualitativamente para comparação com as linhas de corrente do CFD, enquanto as imagens da câmera de alta velocidade passaram por um processamento digital específico para extração de dados estatísticos de diâmetro.

4.6 Processamento E Análise Dos Dados

4.6.1 Processamento Das Imagens

O tratamento das imagens foi dividido em duas frentes distintas, de acordo com o tipo de câmera e o objetivo da análise. Para a determinação do diâmetro médio das gotas de óleo, utilizou-se as gravações da câmera de alta velocidade. O processamento foi realizado no software ImageJ. Devido à elevada taxa de aquisição e para evitar a correlação de dados de gotas consecutivas no mesmo instante, foram selecionados frames com um intervalo fixo de 100 quadros entre si. A extração de dados foi interrompida quando a turbidez da água comprometer a nitidez e o contraste necessário para a medição manual das bordas das gotas. As imagens passaram por uma calibração de escala baseada no diâmetro da lança submersa, seguida da medição dos diâmetros de forma manual usando a ferramenta de linha do *software*, cujas médias foram calculadas no Excel, assim como o desvio padrão.

Já para a análise de trajetória, os vídeos das câmeras convencionais foram processados para extração de quadros-chave que representem a evolução temporal da dispersão. As imagens foram escolhidas e organizadas sequencialmente em apresentações gráficas, permitindo a comparação visual direta.

4.6.2 Pós Processamento CFD

No ambiente computacional, o pós-processamento no software focou na extração de dados para comparação os resultados físicos. Foram criados planos de corte virtuais nas mesmas coordenadas dos planos de filmagem, plano das pernas do RH e plano da lança, para a geração de imagens dos vetores de velocidade e fração volumétrica de fases.

Para permitir a validação quantitativa, foram inseridos pontos de monitoramento virtuais no domínio numérico, posicionados nas coordenadas exatas onde se encontram os eletrodos do condutivímetro do modelo físico. As curvas de concentração do traçador ao longo do tempo geradas nestes pontos foram exportadas em formato de dados separado por vírgula e

importadas para o Excel. O objetivo foi tratar esses dados com a mesma metodologia aplicada aos dados experimentais, verificando a coerência das curvas de concentração versus tempo, bem como a aderência dos picos de recirculação e dos patamares de estabilização, para o cálculo da taxa de circulação e tempo de mistura.

Por fim, a validação qualitativa das gotas de óleo foi realizada através da comparação entre as filmagens obtidas no modelo físico e os vídeos da simulação numérica. Para tal, imagens foram extraídas em intervalos temporais de sessenta frames, permitindo a análise da dispersão e da coerência no reator.

4.6.3 Análise Dos Dados

A quantificação da taxa de circulação e do tempo de mistura foi feita através do tratamento estatístico dos sinais de condutimetria, realizado inteiramente através do Excel. O cálculo das variáveis de processo seguiu o seguinte procedimento: Para a taxa de circulação, foi calculada pela razão entre o volume efetivo de líquido na panela e o tempo de recirculação, o algoritmo identificou o tempo de recirculação como o intervalo entre o instante da injeção e o primeiro pico significativo de condutividade registrado pelo sensor da perna de descida. Já para o tempo de mistura foi determinado como o menor tempo necessário para que a curva de concentração normalizada entre na faixa de 95% a 105% do valor de equilíbrio e nela permaneça definitivamente.

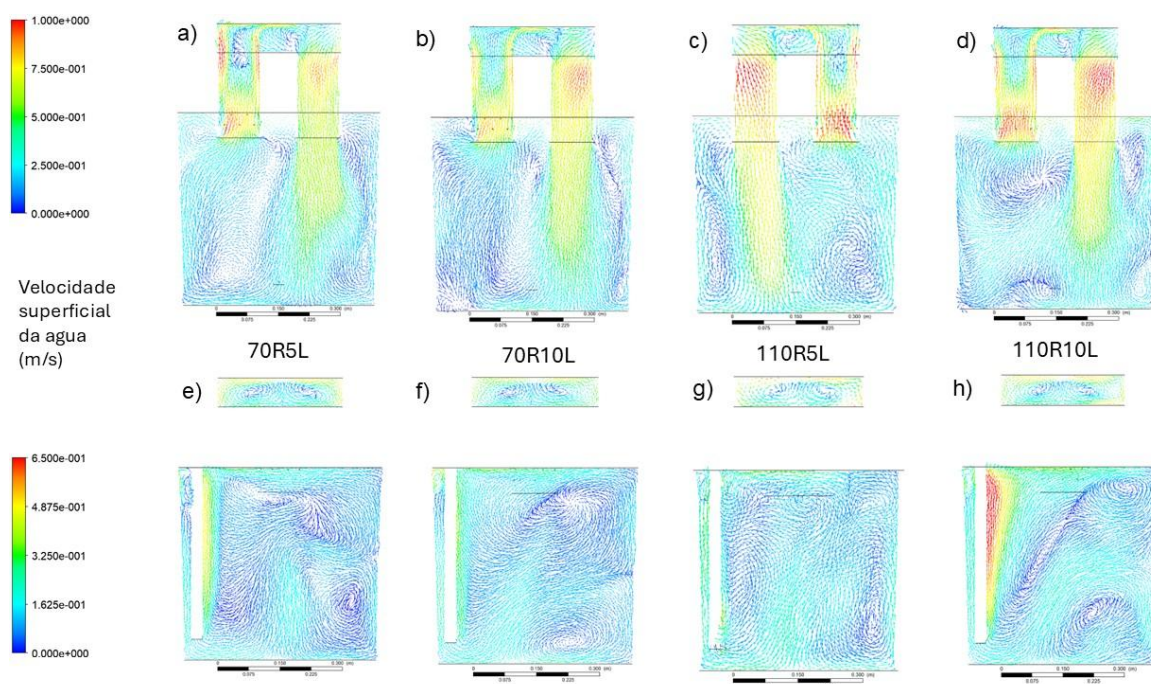
Para garantir a confiabilidade estatística, cada condição experimental contou com dez repetições. Na etapa de análise, os valores extremos, o maior e o menor resultado de cada série foram descartados, e a média final, juntamente com o desvio padrão, foi calculada com base nos oito ensaios restantes.

5 RESULTADOS E DISCUSSÃO

5.1 Comportamento Do Fluxo No Reator

A análise dos campos vetoriais de velocidade, detalhada na Figura 5.1, revela contrastes na distribuição dos vetores de velocidade entre as diferentes configurações de vazão. Na condição de baixo fluxo (70R5L vazão de 70L/min no RH e 5L/min na lança), a injeção via perna de subida gera um jato vertical estreito com dispersão lateral limitada, já na perna de descida apresenta um fluxo mais lento indicado pelas setas em cores mais frias, enquanto a lança submersa opera com efeito mínimo sobre a circulação global. Nessas circunstâncias, as velocidades permanecem reduzidas em grande parte da panela, especialmente nas proximidades das paredes e do fundo. Por outro lado, a configuração de alto fluxo (110R10L vazão de 110L/min no RH e 10L/min na lança) promove fluxo ascendentes visivelmente mais largas na perna de subida, assim como a perna de subida apresenta um fluxo mais intenso indicado pelas setas em cores mais quentes. O incremento da vazão na lança para 10 L/min induz um fluxo local maior, capaz de perturbar regiões que anteriormente ficariam estagnadas, resultando na formação de um loop de recirculação mais eficiente para o processo.

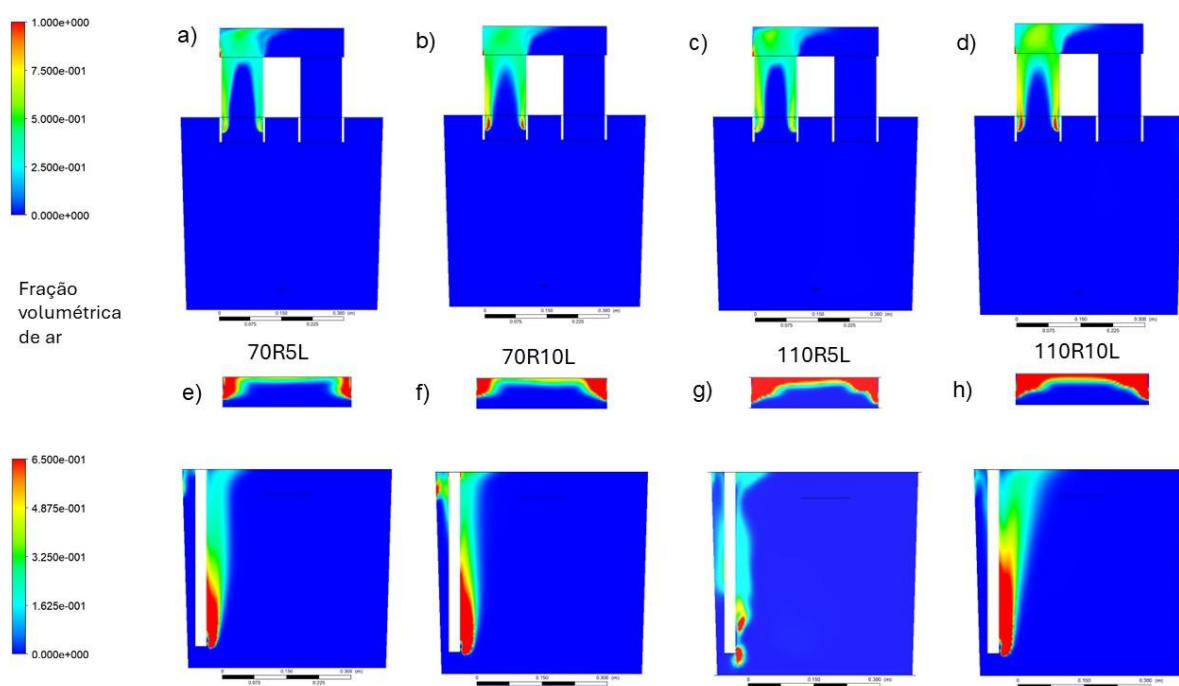
Figura 5.1 Distribuição vetorial da velocidade superficial da água; a), b), c) e d) plano das pernas; e), f), g), e h) plano da lança



(Fonte próprio autor).

A distribuição da fase gasosa no banho, mapeada através da fração volumétrica de ar na Figura 5.2, complementa a interpretação do fenômeno. Observa-se que, no caso 70R5L, a presença de gás é estritamente localizada, apresentando baixa penetração na panela. Já na condição 110R10L, ocorre uma dispersão de gás mais vigorosa tanto no volume da panela quanto na câmara de vácuo. Embora a penetração profunda do gás injetado pela lança ainda encontre limitações físicas, a maior dispersão global contribui para uma agitação mais eficiente do banho.

Figura 5.2 Mapas de fração volumétrica de ar para diferentes configurações de vazão; a), b), c) e d) plano das pernas; e), f), g), e h) plano da lança

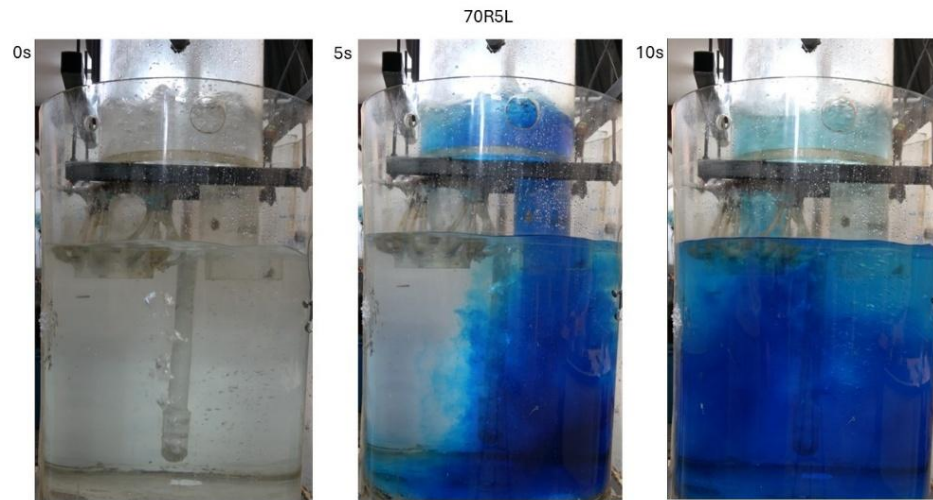


(Fonte próprio autor).

A validação física desses padrões, realizada por meio de ensaios com injeção de corante registrados em vídeos e apresentados em intervalos de 5 segundos, permite uma análise da eficiência de mistura proporcionada pela lança submersa. Ao comparar visualmente as condições 70R5L (Figura 5.3) e 110R0L (Figura 5.4) aos 5 segundos de experimento, nota-se que, apesar da menor vazão na perna de subida, a presença da lança na configuração 70R5L promove uma dispersão do traçador mais abrangente logo abaixo da perna de descida. No caso 110R0L, embora a taxa de circulação global seja superior devido a injeção de uma vazão maior de gás, a ausência da lança resulta em um fluxo mais direcionado e dependente da recirculação macroscópica, mantendo áreas periféricas claras por um período maior. Aos 10

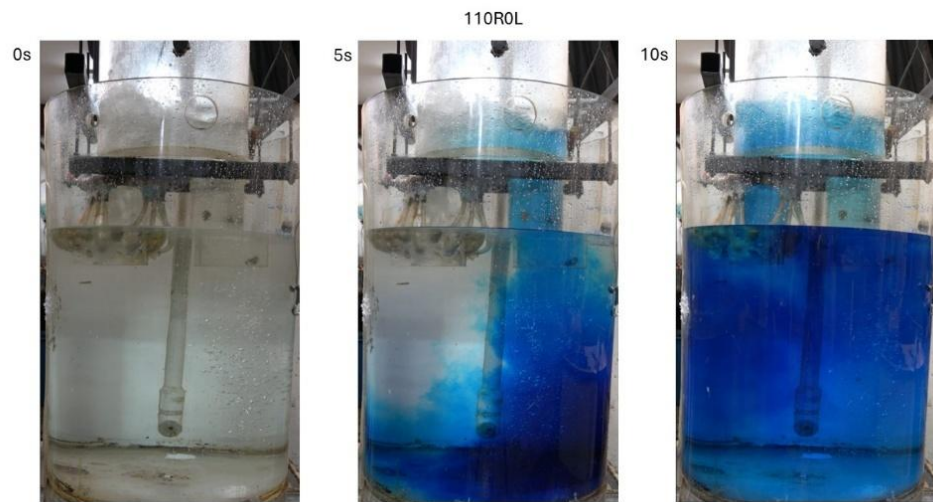
segundos, a configuração 110R10L (Figura 5.5) atinge a saturação quase integral do volume da panela, confirmando que a injeção combinada é o mecanismo fundamental para superar as zonas de estagnação existentes na panela.

Figura 5.3 Evolução da dispersão de corante para a configuração 70R5L



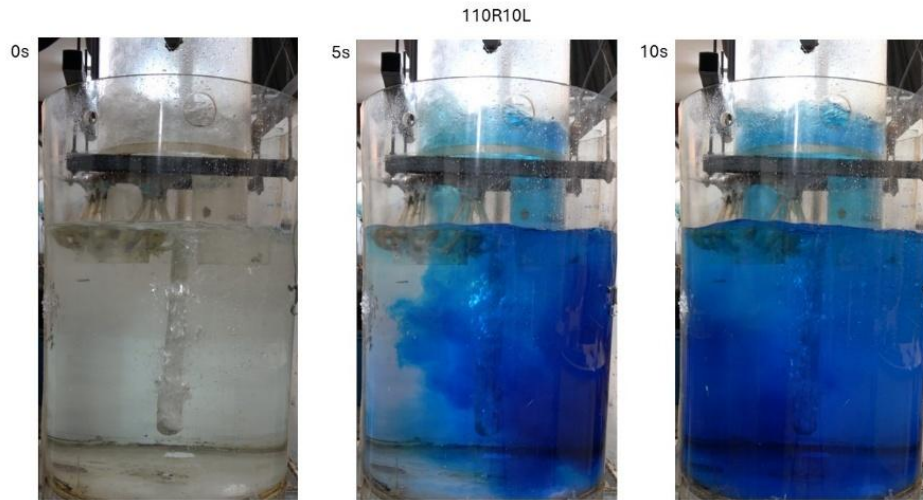
(Fonte próprio autor).

Figura 5.4 Evolução da dispersão de corante para a configuração 110R0L



(Fonte próprio autor).

Figura 5.5 Evolução da dispersão de corante para a configuração 110R10L



(Fonte próprio autor).

5.2 Taxa De Circulação

A análise da taxa de circulação é governada pela intensidade do sopro na perna de subida, confirmando a predominância do efeito “*gas-lift*” como força motriz do escoamento. Conforme observado nos ensaios de condutimetria realizados no modelo físico, o aumento da vazão de gás na perna de subida resultou em um aumento progressivo e significativo na taxa de circulação, validado pela aplicação da correlação de Kuwabara et al. (1981), na qual a taxa de circulação é proporcional à vazão de gás elevada a um terço.

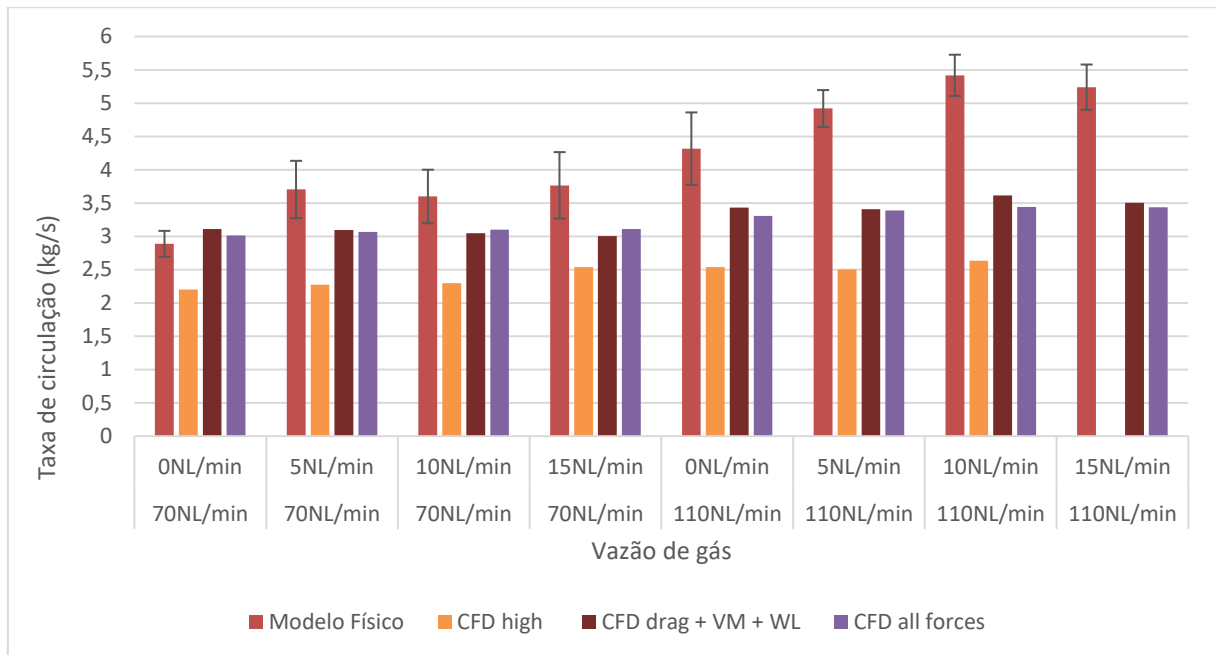
No âmbito da simulação numérica, a abordagem Euleriana-Euleriana no software CFX demonstrou que a precisão na medida da taxa de circulação depende da correta escolha das forças de interação interfacial. Simulações com o uso apenas da força de arraste, e com esquema de advecção alta resolução “*High*” não consegue prever valores próximos do modelo físico, conforme ilustrado na Figura 5.6. A acurácia do modelo foi sensivelmente aprimorada com a incorporação de forças de não-arrasto, como a força de massa virtual, “*virtual mass*” e a força de lubrificação da parede “*Wall Lubrication*”, e permitiram alcançar valores mais próximos ao modelo físico. Entretanto ao adicionar as forças força de sustentação “*Lift*” e a força de dispersão turbulenta “*TDF*” e operando sob um esquema de solução acoplado “*Coupled*”, obteve-se um valor de circulação ligeiramente inferior, porém acompanhado de

uma redução no erro (resíduos da simulação, RMS – “*root mean square*”) e maior estabilidade numérica.

Nesse cenário, a literatura reforça que a precisão na predição da taxa de circulação é dependente do tratamento rigoroso dado ao acoplamento entre as fases. Segundo Qi et al. (2026), a força de arrasto atua como o principal mecanismo de transferência de momento, sendo influenciada pelo regime de fluxo imposto pelos bicos de injeção. A relevância da força de sustentação é acentuada em regiões de elevado gradiente de velocidade, onde modelos como o de “*Tomiyama*” permitem correlacionar a trajetória das bolhas à sua deformação e ao número de “*Eötvös*”, garantindo que o perfil de velocidades no “*snorkel*” de subida seja representativo (Li et al., 2015).

Por outro lado, a estabilidade numérica da simulação e a conversão da energia cinética do gás em movimento macroscópico do aço líquido exigem a inclusão sistemática das forças de massa virtual, dispersão turbulenta e lubrificação de parede. Essa sofisticação na modelagem das forças interfaciais é fundamental para evitar o acúmulo artificial de fase gasosa junto às paredes do reator, conforme demonstrado por Peixoto et al. (2017). Complementarmente, Saji et al. (2025) utilizam essa abordagem (VOF “*Volume of Fluid*” - DPM “*Discrete Phase Model*”) para otimizar o tempo de mistura, identificando que o aumento indiscriminado da vazão de gás atinge um limite de saturação onde a eficiência do processo deixa de crescer. Complementarmente, Zhang et al. (2025) destacam que essa modelagem multifásica permite prever fenômenos críticos na câmara de vácuo, como a formação da fonte metálica e *splashing*, elementos que, embora governados pela taxa de circulação, definem a eficiência do processo de refino.

Figura 5.6 Comparação da taxa de circulação para diferentes vazões de gás



(Fonte próprio autor).

A Figura 5.6 mostra a evolução da taxa de circulação para as oito configurações experimentais, para a condição de 70 L/min na perna de subida, os valores experimentais situaram-se entre 3,58 e 3,75 (kg/s), enquanto o incremento para 110 L/min elevou a circulação para patamares entre 4,90 e 5,41 (kg/s), confirmando a proporcionalidade teórica de Kuwabara et al. Em contrapartida, a variação da vazão na lança submersa de 5 L/min para 15 L/min resultou em oscilações marginais de apenas 0,17 kg/s no modelo físico. No âmbito da simulação numérica, os valores incorporando todas as forças interfaciais apresentaram valores entre 3,06 e 3,09 kg/s para vazões baixas e de 3,37 a 3,44 kg/s para altas vazões. A persistência de um desvio quantitativo superior a 1,5 kg/s na condição de 110 L/min reflete as limitações do modelo Euleriano-Euleriano em capturar a turbulência severa e a interação complexa de quebra e coalescência de bolhas, embora a tendência de crescimento tenha sido mantida em todas as configurações.

Para além das limitações numéricas citadas, o modelo físico também enfrenta desafios sob altas vazões de gás, uma vez que a geração massiva de bolhas perturba o campo elétrico dos sensores de condutividade, introduzindo ruído e elevando a incerteza estatística das leituras. No entanto, a captura das tendências globais valida o uso da simulação como ferramenta de suporte à otimização do RH. Em síntese, os resultados consolidam a percepção de que,

enquanto a perna de subida governa a taxa de circulação, a lança submersa atua como um recurso estratégico para o ajuste fino da homogeneização e a injeção de dessulfurante no banho, sendo eficaz ao processo.

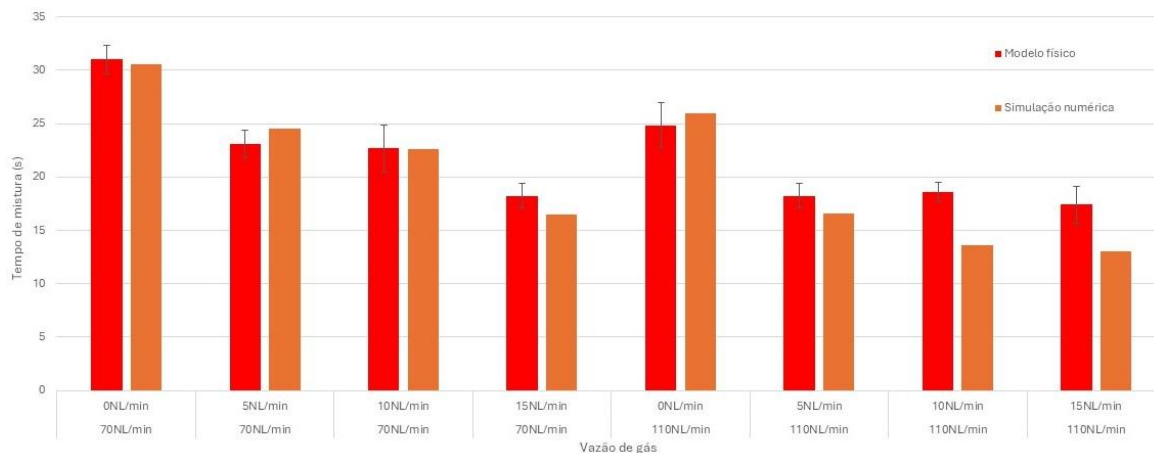
5.3 Tempo De Mistura

A investigação do tempo de mistura, definido pelo intervalo necessário para que a concentração do traçador permaneça na faixa de mais ou menos cinco por cento da concentração final, evidenciou uma correlação inversamente proporcional entre a vazão total de gás e o tempo de mistura. Conforme ilustrado na Figura 5.7, o incremento da vazão na perna de subida de 70 L/min para 110 L/min é o principal responsável pela circulação global, resultando em uma redução nos tempos de mistura em todas as configurações avaliadas. Esse comportamento corrobora os achados experimentais de Ventura et al. (2024) para o sistema RH com injeção por lança, e alinha-se às observações de Saji et al. (2025) sobre a necessidade de otimização da vazão de gás para maximizar a transferência de energia cinética ao banho e acelerar a cinética de mistura.

De acordo com Qi et al. (2026), essa maior disponibilidade de energia no sistema potencializa o acoplamento entre as fases, superando resistências ao transporte de massa. Adicionalmente, simulações numéricas recentes indicam que a eficiência dessa homogeneização é governada pela dispersão macroscópica do traçador e pelo balanço das forças interfaciais, garantindo que o fluxo ascendente no “*snorkel*” converta-se efetivamente em taxas de circulação elevadas (Xu et al., 2024; Zhang et al., 2025).

Estrategicamente, a lança submersa desempenha um papel fundamental na fluidodinâmica local, gerando turbulência local o que facilita a mistura sem alterar significativamente a taxa de circulação na perna de descida, relacionada ao desgaste dela. Como observado nos dados da Figura 5.7, essa agitação adicional auxilia na diluição de soluto e mitiga a persistência de "zonas mortas" ou regiões de estagnação próximas ao fundo e às paredes da panela, reduzindo o tempo de mistura do reator.

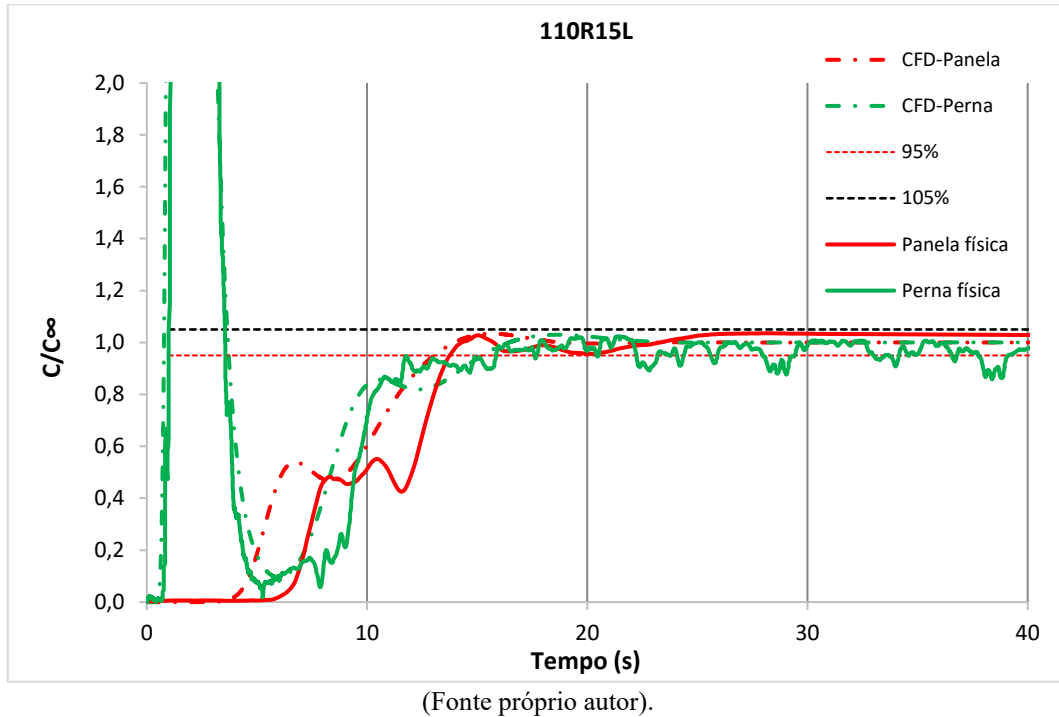
Figura 5.7 Tempos de mistura experimentais e numéricos



(Fonte próprio autor).

O modelo computacional demonstrou uma excelente concordância entre os resultados experimentais em vermelho e as simulações numéricas em laranja apresentadas na Figura 5.7. Agora a comparação das curvas de concentração normalizada na Figura 5.8 detalha o comportamento transiente para a configuração 110R15L: observa-se um pico nítido de concentração na perna de descida logo após a injeção na câmara, indicando a passagem inicial do traçador, com o modelo CFD apresentando uma resposta levemente antecipada em relação aos dados experimentais. Embora existam picos de concentração antecipados, a tendência global de estabilização dentro da faixa de 95% a 105% foi capturada com precisão, confirmando que o modelo numérico é confiável para prever o tempo de mistura. Do ponto de vista industrial, os resultados reforçam que a injeção combinada otimiza a cinética de reação, mas a operação deve equilibrar o aumento da vazão na lança com o risco de abertura excessiva do olho de escória “*slag eye*”, visando minimizar perdas térmicas e reoxidação do metal líquido.

Figura 5.8 Curva concentração normalizada versus tempo



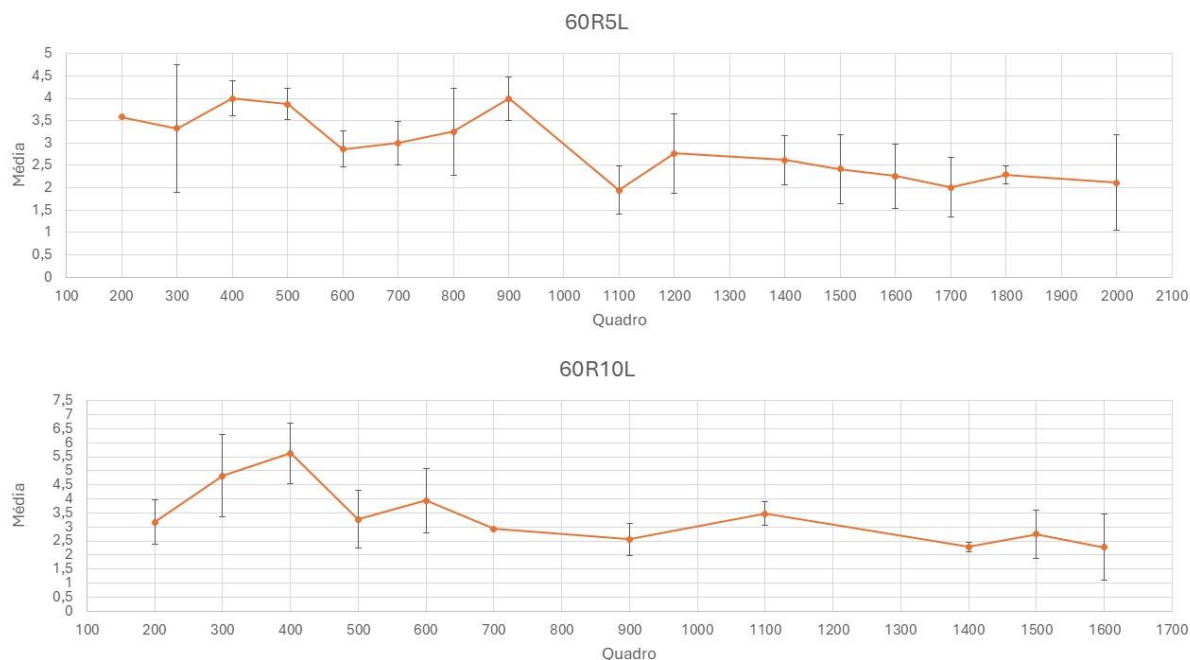
5.4 Análise Do Comportamento Do Análogo Ao Dessulfurante

A caracterização do comportamento do óleo (análogo ao dessulfurante) é essencial para avaliar qualitativamente a capacidade de mistura rápida induzida pela lança submersa. Utilizou-se óleo de soja tingido com anilina azul para simular a fase dispersa, dadas as suas propriedades de densidade 914 (kg/m³) e viscosidade 0,052 (Pa.s). A análise confronta os registros do modelo físico com o rastreamento via modelo de fase discreta da simulação computacional, tratando as gotas de óleo como partículas individuais transportadas pelo campo de fluxo. Nas imagens da simulação, o tamanho das partículas foi ampliado em duas vezes para facilitar a visualização, com uma escala cromática baseada no tempo de alcance setada em 5 segundos; dessa forma, partículas representadas em vermelho indicam tempos superiores a 5 segundos.

Os resultados obtidos via processamento de imagens do modelo físico revelaram que a média de tamanho das partículas para a vazão de 5 L/min na lança foi de 3,45 mm, com um desvio padrão de 1,43 mm em momentos de maior oscilação da pluma. Para a condição de 10 L/min, observou-se uma redução no diâmetro médio para 2,87 mm, acompanhada de um desvio padrão de 0,98 mm. Esta tendência, ilustrada na Figura 5.9, evidencia que o incremento da

vazão de gás na lança promove uma fragmentação mais intensa do óleo, aumentando a área interfacial disponível.

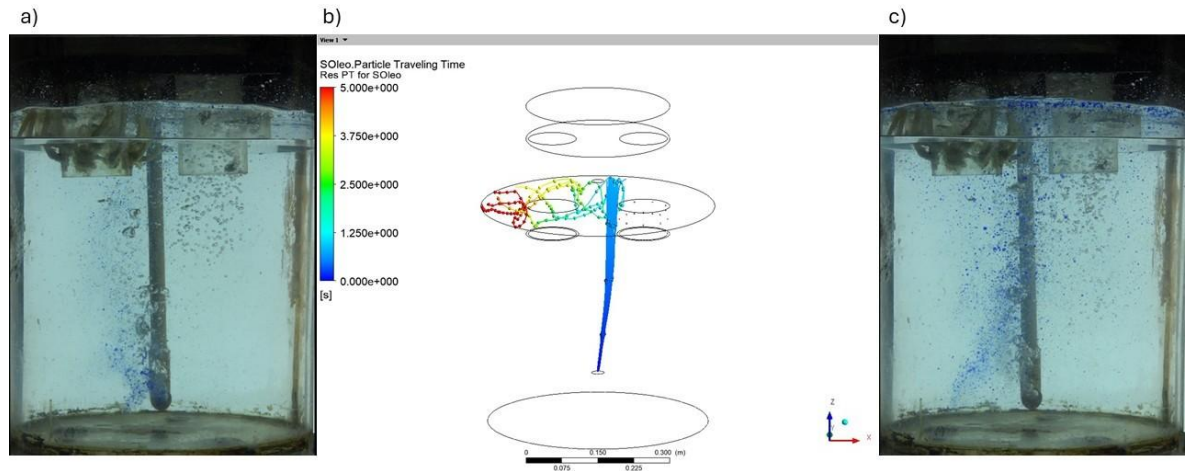
Figura 5.9 Evolução temporal do diâmetro médio das gotas de óleo para as configurações 60R5L e 60R10L



(Fonte próprio autor).

Para a condição de 60 L/min na perna de subida e 5 L/min na lança (60R5L), a Figura 5.10 apresenta a evolução transiente da pluma. Ao confrontar o registro fotográfico com o modelo numérico, observa-se inicialmente uma inversão de perspectiva, com a perna de subida posicionada à esquerda na simulação e à direita no arranjo físico. No modelo físico, aos 5 segundos, o óleo emerge lateralmente à esquerda da lança formando uma nuvem dispersa que se mantém próxima à lança e concentrada na metade inferior da panela. Nesse estágio, algumas gotas atingem a vizinhança da perna de subida, e outras próximas a perna de subida, com pouco óleo sobrenadando, condizente com a simulação. Em contrapartida, o CFD descreve partículas com um espalhamento muito menor que o físico, quase uma linha antes de alcançar o topo da panela. Aos 10 segundos de experimento, nota-se uma quantidade considerável de óleo sobrenadando o banho, porém a maioria das gotas dispersas no volume ainda se concentra abaixo da linha média, apresentando uma ascensão mais dispersa do que a prevista pelo rastreamento lagrangiano, entretanto apresenta uma recirculação próxima a perna de descida similar.

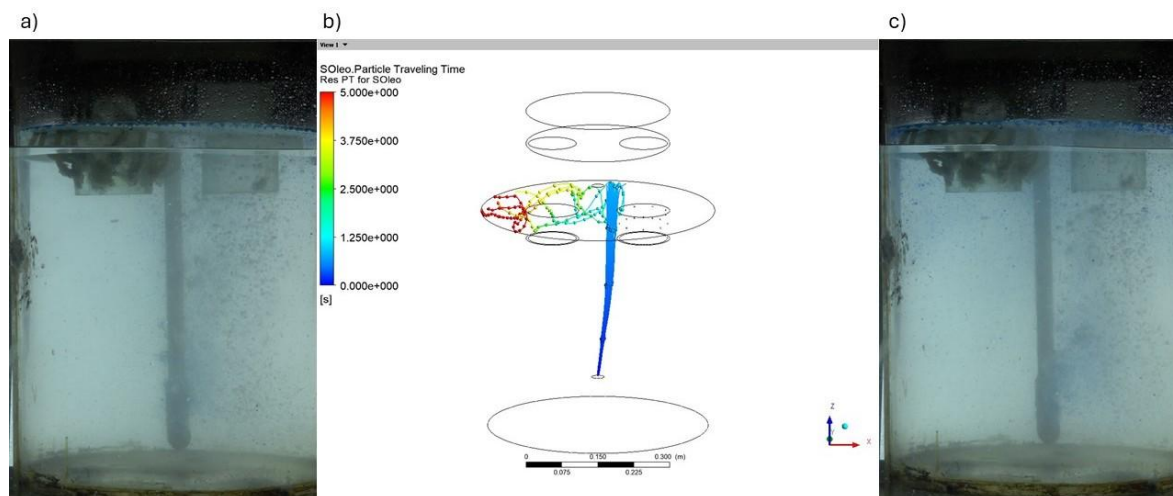
Figura 5.10 Comparativo de dispersão para a condição 60R5L: (a) Físico 5s; (b) Simulação CFD; (c) Físico 10s



(Fonte próprio autor).

Ao elevar a vazão na lança para 10 L/min (60R10L), a dispersão apresentada na Figura 5.11 torna-se significativamente mais vigorosa. Na simulação computacional, observa-se uma recirculação superior mais intensa nas proximidades da perna de descida após os cinco segundos, apesar dos momentos iniciais apresentarem quase zero difusão na panela. Paralelamente, no modelo físico aos 5 segundos, a nuvem dispersa posiciona-se à direita da lança e segue o sentido do fluxo descendente, demonstrando uma excelente correlação qualitativa com a tendência prevista numericamente. Cabe destacar que, nesta condição de maior energia, a disparidade da trajetória entre o modelo numérico e o registro físico foi resolvida, onde tanto o físico quanto o numérico apresentam trajetórias em direção ao fluxo descendente aumentando o tempo de residência do óleo.

Figura 5.11 Comparativo de dispersão para a condição 60R10L: (a) Físico 5s; (b) Simulação CFD; (c) Físico 10s



(Fonte próprio autor).

Entretanto, nota-se na Figura 5.10 que as imagens do modelo físico apresentam maior opacidade em comparação à condição de baixa vazão. Esse fenômeno decorre da maior dispersão do óleo em gotículas de pequeno diâmetro com o aumento da vazão de gás na lança, isto é, a elevada turbulência favorece a emulsificação de resíduos microscópicos de óleo, criando uma névoa que prejudica a nitidez. Além disso, observa-se que no modelo físico a injeção de partículas é contínua e persistente, enquanto no CFD as partículas tendem a se deslocar em blocos até o topo da panela. Apesar dessa simplificação numérica, as fotos aos 10 segundos confirmam a recirculação de partículas próxima à perna de descida, validando o potencial da lança submersa em aumentar o tempo de residência do dessulfurante em zonas de alta turbulência.

6 CONCLUSÃO

A realização deste trabalho permitiu validar a fluidodinâmica do reator RH operando com uma lança submersa na panela, consolidando a integração entre a modelagem física em escala 1:7,5 e a simulação computacional. Ao longo dos ensaios, ficou evidente que a taxa de circulação do reator permanece governada pela intensidade da vazão de gás na perna de subida, reafirmando o domínio do efeito “*gas-lift*”. Observou-se que a variação da vazão na lança submersa impacta a circulação global de maneira marginal, com oscilações de apenas 0,17 kg/s, embora com efeito grande no tempo de mistura, garantindo eficiência maior e desgaste menor do refratário das pernas e câmara de vácuo.

No que tange à eficiência de mistura, os resultados indicaram uma correlação inversamente proporcional entre a vazão total de gás e o tempo necessário para a homogeneização do banho. A lança submersa mostrou-se um recurso estratégico para o ajuste fino do processo, gerando turbulência local capaz de mitigar a persistência de zonas mortas e regiões de estagnação próximas ao fundo e às paredes da panela, o que é favorável para a cinética de reações de refino em escala industrial.

A análise da injeção de óleo (análogo de dessulfurante), revelou um comportamento dinâmico essencial: as gotas não apenas sobrenadam o banho, mas são efetivamente arrastadas pelo fluxo macroscópico do reator. Esse fenômeno indica que a lança submersa promove um tempo de residência prolongado do reagente nas zonas de maior turbulência, potencializando o contato metal-escória.

Por fim, a validação de simulações computacionais demonstrou excelente concordância com os dados experimentais de condutimetria e trajetória de partículas. Embora o modelo Euler-Euler apresente limitações quantitativas em regimes de turbulência severa e altas vazões, ele capturou com precisão as tendências globais e os perfis transientes de concentração. Em síntese, os resultados consolidam a percepção de que, enquanto a perna de subida governa a taxa de circulação, a lança submersa atua como um recurso estratégico para o ajuste fino da homogeneização e a injeção de dessulfurante no banhos. Conclui-se que a combinação entre perna de subida e lança submersa é uma solução eficaz para aumentar a eficiência metalúrgica do reator RH, sem comprometer o refratário, oferecendo diretrizes claras para a otimização do refino secundário

7 SUGESTÃO PARA TRABALHOS FUTUROS

- Refinar a modelagem numérica multifásica através da implementação de modelos de balanço populacional (PBM) para descrever os fenômenos de quebra e coalescência de bolhas, visando reduzir as discrepâncias quantitativas na taxa de circulação observadas em regimes de alta vazão.
- Avaliar o comportamento do olho de escória e os fenômenos de superfície por meio do acoplamento do método (VOF) às simulações, quantificando a área interfacial exposta e os riscos associados de reoxidação e perdas térmicas do metal líquido.
- Investigar a cinética de dessulfuração correlacionando a trajetória e o tempo de residência das partículas com modelos termoquímicos de transferência de massa, para estabelecer protocolos de injeção otimizados para aplicação em escala industrial.
- Aprimorar o aparato de medição experimental utilizando sensores de condutividade com maior resistência a ruídos eletromagnéticos e turbulência severa, além de empregar fluidos análogos que minimizem a opacidade e a adesão residual nas paredes de acrílico do modelo físico.
- Otimizar o posicionamento geométrico da lança e os ângulos de injeção no domínio computacional para mapear condições que maximizem a dispersão do reagente no volume da panela sem comprometer a integridade dos refratários ou a estabilidade da circulação global.
- Trabalhos em escala industrial, para viabilizar o uso da lança na indústria.

REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

COSTA E SILVA, A. L. V.; MEI, P. R. **Aços e ligas especiais**. 4. ed. São Paulo: Blucher, 2021. p. 457-489.

COSTA E SILVA, A. L. V. **Refino dos aços: fundamentos e aplicações**. São Paulo: Blucher, 2023. p. 319-349.

DONG, J.; FENG, C.; ZHU, R.; WEI, G.; JIANG, J.; CHEN, S. Simulation and Application of Ruhrstahl-Heraeus (RH) Reactor with Bottom-Blowing. **Metallurgical and Materials Transactions B**, v. 52, p. 2127–2138, 2021.

FENG, K.; LIU, A.; DAI, K.; FENG, S.; MA, J.; XIE, J.; WANG, B.; YU, Y.; ZHANG, J. Effect of gas rate and position of powder injection on RH refining process using numerical simulation. **Powder Technology**, v. 314, p. 649-659, 2017.

GHOSH, A. **Secondary Steelmaking: Principles and Applications**. Boca Raton: CRC Press, 2001. p. 147-152.

JIANG, F.; CHENG, G. Slag Entrainment Behavior in the Vacuum Chamber of RH Degasser. In: INTERNATIONAL SYMPOSIUM ON HIGH-TEMPERATURE METALLURGICAL PROCESSING, 5., 2012. **Proceedings...** TMS, 2012.

JOHANSEN, S. T.; BOYSAN, F. Fluid Dynamics in Bubble Stirred Ladles: Part II. Mathematical Modeling. **Metallurgical Transactions B**, v. 19, p. 755-764, 1986.

KUWABARA, T.; UMEZAWA, K.; MORI, K.; WATANABE, H. Investigation of decarburization behavior in RH-reactor and its operation improvement. **Transactions of the Iron and Steel Institute of Japan**, v. 28, n. 4, p. 305–314, 1988.

LI, L.; LIU, Z.; LI, B.; MATSUURA, H.; TSUKIHASHI, F. Water Model and CFD-PBM Coupled Model of Gas-Liquid-Slag Three-Phase Flow in Ladle Metallurgy. **ISIJ International**, v. 55, n. 7, p. 1337-1346, 2015.

LIU, Z.; LOU, W.; ZHU, M. Numerical Analysis of Fluid Flow and Powder Transport Characteristics of RH-Degasser Ladle Bottom Powder Injection (RH-PBI) Process. **Metallurgical and Materials Transactions B**, v. 54, p. 1-13, 2023.

MELO, P. H. R. V.; PEIXOTO, J. J. M.; GALANTE, G. S.; LOIOLA, B. H. M.; SILVA, C. A.; SILVA, I. A.; SESHADRI, V. The influence of flow asymmetry on refractory erosion in the vacuum chamber of a RH degasser. **Journal of Materials Research and Technology**, v. 8, n. 5, p. 3764-3771, 2019.

NEVES, L. **Avaliação dos Efeitos da Injeção de Gás na Câmara de Vácuo do Modelo Físico de um Desgaseificador RH**. 2008. 119 f. Dissertação (Mestrado em Engenharia Metalúrgica e de Minas) – Escola de Engenharia, Universidade Federal de Minas Gerais, Belo Horizonte, 2008.

OLIVEIRA, A. F. A.; TOMÁS, A. F. X.; SILVA, A. M. B.; SILVA, C. A.; PEIXOTO, J. J. M. CFD and physical modeling of an RH degasser with submerged lance: a comparative analysis of flow behavior and mixing efficiency. In: SEMINÁRIO DE ACIARIA, FUNDIÇÃO E METALURGIA DE NÃO-FERROSOS, 54., 2025, São Paulo. **Anais [...]**. São Paulo: ABM, 2025.

PEIXOTO, J. J. M.; GABRIEL, W. V.; OLIVEIRA, T. A. S.; BARONY, N. B.; SILVA, C. A.; SILVA, I. A.; SESHADRI, V. Influência das forças de interação líquido/gás na análise via CFD do reator RH. In: SEMINÁRIO DE ACIARIA, FUNDIÇÃO E METALURGIA DE NÃO-FERROSOS, 48., 2017, São Paulo. **Anais [...]** São Paulo: ABM, 2017. p. 356–367.

PEIXOTO, J. J. M.; GABRIEL, W. V.; OLIVEIRA, T. A. S.; SILVA, C. A.; SILVA, I. A.; SESHADRI, V. Numerical Simulation of Recirculating Flow and Physical Model of Slag–Metal Behavior in an RH Reactor: Application to Desulfurization. **Metallurgical and Materials Transactions B**, v. 49, n. 5, p. 2421–2434, 2018.

PEIXOTO, J. J. M. **Análise da turbulência e do comportamento metal-escória no interior de um reator RH e sua influência sobre a reação de dessulfuração do aço**. 2019. 205 f.

Tese (Doutorado em Engenharia de Materiais) – Rede Temática em Engenharia de Materiais (REDEMAT), Universidade Federal de Ouro Preto, Ouro Preto, 2019.

QI, F.-S. et al. RH refining behavior affected by swirling flow nozzles combined with electromagnetic stirring. **Journal of Iron and Steel Research International**, [s. l.], v. 33, p. 28-42, 2026. DOI: <https://doi.org/10.1007/s42243-025-01666-3>.

SAJI, N. et al. Numerical Investigation of Gas Flow Rate Optimization for Enhanced Mixing in RH Degassing. **Fluids**, [s. l.], v. 10, n. 10, art. 273, 2025. DOI: <https://doi.org/10.3390/fluids10100273>.

SESHADRI, Varadarajan ; TAVARES, Roberto Parreiras ; SILVA, C. A. ; SILVA, Itavahn Alves da . Fenômenos de Transporte: fundamentos e aplicações nas Engenharias Metalúrgica e de Materiais. 1a. ed. São Paulo: Associação Brasileira de Metalurgia, Materiais e Mineração, 2010. v. 1. 984p .

SILVA, A. M. B.; OLIVEIRA, M. A.; PEIXOTO, J. J. M.; SILVA, C. A. Slag-Steel Emulsification on a Modified RH Degasser. **Metallurgical and Materials Transactions B**, v. 52, p. 2111–2126, 2021.

VARGAS, G. A. **Modelagem Matemática e Física do Desgaseificador a Vácuo RH da Companhia Siderúrgica Tubarão – CST**. 2000. 158 f. Dissertação (Mestrado em Engenharia Metalúrgica e de Minas) – Escola de Engenharia, Universidade Federal de Minas Gerais, Belo Horizonte, 2000.

VENTURA, T. B. S.; SANTOS, D. R. O.; TOMAS, A. F. X.; ARRUDA, J. D.; SILVA, A. M. B.; PEIXOTO, J. J. M.; SILVA, C. A. Avaliação do reator RH com lança submersa: tempo de mistura, taxa de circulação e caracterização de fluxo. In: SEMINÁRIO DE ACIARIA, FUNDIÇÃO E METALURGIA DE NÃO-FERROSOS, 53., 2024, São Paulo. **Anais [...]**. São Paulo: ABM, 2024. p. 608-620. ISSN 2594-5300. DOI: 10.5151/2594-5300-41168.

XU, Z. et al. Numerical Simulation of the Density Effect on the Macroscopic Transport Process of Tracer in the Ruhrstahl-Heraeus (RH) Vacuum Degasser. **Sustainability**, [s. l.], v. 16, n. 10, art. 3923, 2024. DOI: <https://doi.org/10.3390/su16103923>.

XUE, L. et al. The Flow Performance of Combined Gas Blowing at the Vacuum Chamber and Up-Snorkel in the Ruhrstahl–Heraeus (RH) Degasser for Electrical Steel Production. **Processes**, [s. l.], v. 13, n. 2, art. 448, 2025. DOI: <https://doi.org/10.3390/pr13020448>.

ZENG, H.-B. et al. Simulation Study on Powder Movement and Diffusion Behavior Based on RH Up Snorkel Powder Injection Process. **Metallurgical and Materials Transactions B**, [s. l.], v. 56, n. 3, p. 1-13, 10 mar. 2025. DOI: <https://doi.org/10.1007/s11663-025-03502-1>.

ZHANG, H. et al. Prediction of Multiphase Flow in Ruhrstahl-Heraeus (RH) Reactor. **Materials**, [s. l.], v. 18, n. 12, art. 3149, 2025.