

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

Dissertação de Mestrado

Avaliação do efeito da injeção de gás na remoção de inclusões em distribuidor de
lingotamento contínuo por meio de modelagem matemática

Autor: Gisele Marcia de Souza
Orientador: Prof. Roberto Parreiras Tavares

Março/2019

Gisele Marcia de Souza

Avaliação do efeito da injeção de gás na remoção de inclusões em distribuidor de lingotamento contínuo por meio de modelagem matemática

Dissertação de Mestrado apresentada ao Programa de Pós-Graduação em Engenharia Metalúrgica, Materiais e de Minas da Universidade Federal de Minas Gerais, como requisito para obtenção do Grau de Mestre em Engenharia Metalúrgica, Materiais e de Minas.

Área de concentração: Metalurgia Extrativa.

Orientador: Prof. Roberto Parreiras Tavares

Belo Horizonte
Universidade Federal de Minas Gerais
Escola de Engenharia
2019

S729a Souza, Gisele Márcia de.
Avaliação do efeito de injeção de gás na remoção das inclusões em distribuidor de lingotamento contínuo por meio de modelagem matemática [manuscrito] / Gisele Márcia de Souza. – 2019.
xii, 98 f., enc.: il.

Orientador: Roberto Parreiras Tavares.

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

Apêndices: f. 74-85.

Bibliografia: f. 4-28.

1. Engenharia metalúrgica - Teses. 2. Fundição contínua - Teses.
3. Aço -- Inclusões - Teses. 4. Modelagem matemática – Teses.
I. Tavares, Roberto Parreiras. II. Universidade Federal de Minas Gerais. Escola de Engenharia. III. Título.

CDU: 669(043)

AGRADECIMENTOS

Aos meus pais, Lourdes e Cosme, e meu companheiro Gilberto, pelo imenso apoio.

Ao Professor Roberto Parreiras Tavares pela confiança e dedicação em me orientar e por ser minha referência de profissionalismo na docência e na pesquisa.

Ao colega Alexandre de Freitas Gomes de Mendonça pela generosidade em compartilhar seus resultados experimentais.

Ao colega Bernardo Martins Braga pela contribuição técnica.

Às amizades construídas no mestrado com Guilherme e Daniela.

À toda a equipe do LaSiP e do LaSiM, em especial, ao técnico Paulo.

Aos amigos que sempre me incentivaram na continuidade dos estudos: Fabrício, Carolina, Tiago, Gustavo e Bruno.

Ao Programa de Pós-Graduação em Engenharia Metalúrgica, de Minas e de Materiais (PPGEM) da UFMG e às agências de fomento CAPES, CNPq e FAPEMIG.

SUMÁRIO

LISTA DE FIGURAS	vi
LISTA DE TABELAS	x
RESUMO	xi
ABSTRACT	xii
1. INTRODUÇÃO	1
2. OBJETIVOS	3
3. REVISÃO BIBLIOGRÁFICA.....	4
3.1 O Processo de Lingotamento Contínuo e o Distribuidor	4
3.2 Efeitos das Inclusões Não Metálicas nas Propriedades do Aço	8
3.3 Injeção de Gás no Distribuidor	10
3.3.1 Mecanismos de Remoção de Inclusões por Injeção de Gás.....	12
3.3.2 Influência do Tamanho e Distribuição das Bolhas.....	14
3.4 Modelagem Matemática do Escoamento do Aço em Distribuidores	16
3.4.1 Modelagem da Turbulência.....	17
3.4.2 Modelagem Multifásica	19
3.4.3 Curvas de Distribuição de Tempos de Residência	23
3.5 Estudos Recentes sobre a Modelagem da Injeção de gás em Distribuidores	24
4. METODOLOGIA	28
4.1 Modelagem Matemática do Escoamento no Distribuidor.....	29
4.1.1 Domínio Computacional	30
4.1.2 Considerações, Condições de Contorno e Parâmetros Numéricos.....	33
4.1.3 Estudo de Independência de Malhas	35
4.2 Simulação do Comportamento das Inclusões.....	37
4.2.1 Definição de Condição de Contorno para a Superfície Livre	39
4.3 Ensaio para Caracterização das Bolhas.....	41
5. RESULTADOS E DISCUSSÃO	43
5.1 Caracterização das Bolhas.....	43
5.2 Teste de Independência de Malhas	45
5.3 Validação do Modelo Matemático	47
5.3.1 Avaliação da Condição de Contorno Proposta para a Superfície Livre	56
5.4 Análise dos Perfis de Velocidade no Interior do Distribuidor e sua Relação com a Remoção de Inclusões.....	60

5.5 Determinação da Configuração mais Eficiente para Remoção de Inclusões	63
6. CONCLUSÕES	67
7. SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS	68
8. REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS	69
APÊNDICE I.....	74
APÊNDICE II	77

LISTA DE FIGURAS

Figura 3. 1: Visão esquemática do processo de lingotamento contínuo (BRAGA, 2015)	5
Figura 3. 2: Distribuidor de lingotamento contínuo com controladores e modificadores de fluxo (SCHADE <i>et al.</i> , 2003).....	6
Figura 3. 3: Plugue poroso para injeção de gás em distribuidor (MENDONÇA, 2016)..	8
Figura 3. 4: Montagem do difusor de argônio no distribuidor (MENDONÇA, 2016).....	8
Figura 3. 5: Exemplo de trinca provocada por inclusão não metálica (MAPELLI, 2008).	10
Figura 3. 6: Comparação da eficiência de remoção para diferentes tamanhos de partículas obtidas por meio de modelagem matemática (Adaptado de MEIJIE <i>et al.</i> , 2011).....	11
Figura 3. 7: Índices de remoção de inclusões para diferentes velocidades de lingotamento (Adaptado de KUMAR <i>et al.</i> , 2009)	12
Figura 3. 8: Esquema representando os ângulos críticos para captura das inclusões pelas bolhas (ROGLER, 2004; ZHANG <i>et al.</i> , 2006).	13
Figura 3. 9: Probabilidades de captura das inclusões pelas bolhas para diferentes tamanhos de bolhas e inclusões (ARCOS-GUTIERREZ <i>et al.</i> , 2012).....	15
Figura 3. 10: Comportamento das frações de inclusões (Adaptado de LAI <i>et al.</i> , 2018)	16
Figura 3. 11: Frações de remoção de inclusões obtidas por modelagem matemática e resultados experimentais (Adaptado de RUCKERT <i>et al.</i> , 2009).....	23
Figura 3. 12: Análise da eficiência de remoção de inclusões considerando aglomeração e flotação de inclusões (Adaptado de HOLZINGER, 2017).	26
Figura 3. 13: Frações de remoção de inclusões no aço obtida por modelagem matemática (Adaptado de CWUDZINSKI, 2010).....	27
Figura 3. 14: Taxas de remoção de inclusões no modelo físico obtida por modelagem matemática (Adaptado de RAMOS-BANDEIRAS <i>et al.</i> , 2009).....	28
Figura 4. 1: Vista tridimensional do distribuidor para o caso sem injeção e sem modificadores de fluxo	30
Figura 4. 2: Desenho técnico do modelo físico do distribuidor (em mm) (MENDONÇA, 2016).....	30

Figura 4. 3: Posicionamento dos plugues no distribuidor para A: 28cm, B: 56cm e C:84cm, distância em relação á válvula longa (MENDONÇA, 2016).....	32
Figura 4. 4: Dimensões do dique (a) e da barragem (b) (em mm).....	32
Figura 4. 5: Posicionamento dos diques e barragens em mm (MENDONÇA, 2016) .	33
Figura 4. 6: Gráfico da velocidade terminal das bolhas pelo diâmetro equivalente obtido por meio de resultados experimentais (Adaptado de GRACE e WEBER, 1982).	35
Figura 4. 7: Definição da condição de contorno da superfície livre para as partículas ..	39
Figura 4. 8: Definição da condição de contorno da superfície livre para as partículas via subrotina.....	41
Figura 5. 1: Campo de bolhas com vazão de 2NL/min	44
Figura 5. 2: Campo de bolhas com vazão de 3NL/min	44
Figura 5. 3: Campo de bolhas com vazão de 4NL/min	45
Figura 5. 4: Curvas DTR obtidas por diferentes malhas (Configuração DT - DB).....	46
Figura 5. 5: Curvas obtidas por diferentes malhas para a configuração com injeção de gás de 3NL/min na posição de 56 cm distante da válvula longa	46
Figura 5. 6: Comparação de curvas DTR da configuração DT - DB.....	47
Figura 5. 7: Comparação de curvas DTR da configuração com injeção de gás de 3NL/min na posição de 56 cm distante da válvula longa	48
Figura 5. 8: Comparação dos índices de remoção de inclusões da configuração DT – SMF, avaliando o modelo de dispersão turbulenta.....	49
Figura 5. 9: Comparação dos índices de remoção de inclusões da configuração DT – DB, avaliando o modelo de dispersão turbulenta.	49
Figura 5. 10: Comparação dos índices de remoção de inclusões da configuração DT – SMF - 56 – 3 NL/min, avaliando o modelo de dispersão turbulenta.....	51
Figura 5. 11: Comparação dos índices de remoção de inclusões da configuração DT – DB – 56 – 3 NL/min, avaliando o modelo de dispersão turbulenta.....	51
Figura 5. 12: Índices de remoção de inclusões das configurações avaliadas, previstos desconsiderando o modelo de dispersão turbulenta.....	53
Figura 5. 13: Índices de remoção de inclusões das configurações avaliadas, previstos considerando o modelo de dispersão turbulenta	53
Figura 5. 14: Índices de remoção de inclusões das configurações obtidos experimentalmente.....	54

Figura 5. 15: Perfis de velocidade na região de entrada do distribuidor (a) e a 140mm da válvula longa (b)	55
Figura 5. 16: Pontos de remoção pela superfície (a) e trajetórias das partículas de 30 μ (b)	55
Figura 5. 17: Comparação dos índices de remoção de inclusões da configuração DT – SMF, avaliando a condição de contorno proposta.	57
Figura 5. 18: Comparação dos índices de remoção de inclusões da configuração DT – DB, avaliando a condição de contorno proposta.	57
Figura 5. 19: Comparação dos índices de remoção de inclusões das configurações DT – SMF - 28 - 3NL/min (a) e DT – DB – 28 – 3NL/min (b), avaliando a condição de contorno proposta.	58
Figura 5. 20: Comparação dos índices de remoção de inclusões das configurações DT – SMF - 56 - 3NL/min (a) e DT – DB – 56 – 3NL/min (b), avaliando a condição de contorno proposta.	58
Figura 5. 21: Comparação dos índices de remoção de inclusões das configurações DT – SMF - 84 - 3NL/min (a) e DT – DB – 84 – 3NL/min (b), avaliando a condição de contorno proposta.	59
Figura 5. 22: Perfis de velocidade para as configurações DT - SMF (a) e DT - DB (b)	61
Figura 5. 23: Perfis de velocidade para as configurações DT - SMF com injeção de gás 28 cm (a), 56 cm (b) e 84 cm (c) distante da válvula longa.....	62
Figura 5. 24: Perfis de velocidade para as configurações DT - DB com injeção de gás 28 cm (a), 56 cm (b) e 84 cm (c) distante da válvula longa.....	63
Figura 5. 25: Índices de remoção de inclusões para diferentes posições do plugue.....	65
Figura 5. 26: Índices de remoção de inclusões para diferentes configurações	66
Figura 5. 27: Perfil de velocidades da configuração DT – Sem dique - 56 – 3NL/min .	66
Figura A. 1: DT - SMF - Injeção de gás de 1NL/min a 28 cm da válvula longa.....	77
Figura A. 2: DT - SMF - Injeção de gás de 2NL/min a 28 cm da válvula longa.....	77
Figura A. 3: DT - SMF - Injeção de gás de 3NL/min a 28 cm da válvula longa.....	78
Figura A. 4: DT - SMF - Injeção de gás de 4NL/min a 28 cm da válvula longa.....	78
Figura A. 5: DT - SMF - Injeção de gás de 1NL/min a 56 cm da válvula longa.....	78
Figura A. 6: DT - SMF - Injeção de gás de 2NL/min a 56 cm da válvula longa.....	79
Figura A. 7: DT - SMF - Injeção de gás de 3NL/min a 56 cm da válvula longa.....	79

Figura A. 8: DT - SMF - Injeção de gás de 4NL/min a 56 cm da válvula longa.....	79
Figura A. 9: DT - SMF - Injeção de gás de 1NL/min a 84 cm da válvula longa.....	80
Figura A. 10: DT - SMF - Injeção de gás de 2NL/min a 84 cm da válvula longa.....	80
Figura A. 11: DT - SMF - Injeção de gás de 3NL/min a 84 cm da válvula longa.....	80
Figura A. 12: DT - SMF - Injeção de gás de 4NL/min a 84 cm da válvula longa.....	81
Figura A. 13: DT - DB - Injeção de gás de 1NL/min a 28 cm da válvula longa	81
Figura A. 14: DT - DB - Injeção de gás de 2NL/min a 28 cm da válvula longa	81
Figura A. 15: DT - DB - Injeção de gás de 3NL/min a 28 cm da válvula longa	82
Figura A. 16: DT - DB - Injeção de gás de 4NL/min a 28 cm da válvula longa	82
Figura A. 17: DT - DB - Injeção de gás de 1NL/min a 56 cm da válvula longa	82
Figura A. 18:DT - DB - Injeção de gás de 2NL/min a 56 cm da válvula longa	83
Figura A. 19: DT - DB - Injeção de gás de 3NL/min a 56 cm da válvula longa	83
Figura A. 20: DT - DB - Injeção de gás de 4NL/min a 56 cm da válvula longa	83
Figura A. 21: DT - DB - Injeção de gás de 1NL/min a 84 cm da válvula longa	84
Figura A. 22: DT - DB - Injeção de gás de 2NL/min a 84 cm da válvula longa	84
Figura A. 23: DT - DB - Injeção de gás de 3NL/min a 84 cm da válvula longa	84
Figura A. 24: DT - DB - Injeção de gás de 4NL/min a 84 cm da válvula longa	85

LISTA DE TABELAS

Tabela IV. 1: Propriedades dos fluidos água e ar consideradas nas simulações (MAZUMDAR e GUTHRIE, 1999).....	34
Tabela IV. 2: Tamanhos de malhas avaliadas no teste de independência de malhas	37
Tabela IV. 3: Diâmetros das partículas inseridas no distribuidor.....	38
Tabela IV. 4: Configurações para controle do rastreamento das partículas	39
Tabela V.1: Diâmetros médios das bolhas para as vazões de gás estudadas.....	43

RESUMO

A crescente demanda por aços de alta qualidade exige das empresas siderúrgicas aprimoramento dos seus processos e alto rigor de controle. Nesse sentido, a remoção de inclusões no distribuidor de lingotamento contínuo tem sido amplamente estudada por meio de modelagens física e matemática. Além dos modificadores de fluxo, tem se considerado a injeção de gás no distribuidor como alternativa para intensificar a remoção de inclusões. Apesar de existir muitos estudos desenvolvidos sobre essa técnica, há espaço para análises mais profundas quanto à eficiência de remoção de inclusões envolvendo o efeito da vazão de gás, da localização do sistema de injeção.

O objetivo principal deste trabalho foi avaliar a eficiência da remoção de inclusões no distribuidor de lingotamento contínuo com injeção de gás empregando modelagem matemática. Esse modelo foi desenvolvido utilizando o *software* de CFD comercial ANSYS CFX. Foi proposta e implementada, via sub-rotina, uma nova condição de contorno para o comportamento das partículas quando atingem a superfície livre, possibilitando a validação do modelo com os resultados experimentais de MENDONÇA (2016). Foi verificada a necessidade de modelar matematicamente o efeito da turbulência sobre o comportamento das inclusões.

Foi observado que o emprego de modificadores de fluxo associados à injeção de gás não implicam em melhores índices de remoção de inclusões. As configurações com apenas o sistema de injeção de gás apresentam maior eficiência de remoção de inclusões para as partículas menores, ao passo que a utilização dos modificadores de fluxo beneficia a flotação das partículas maiores.

Com o modelo matemático, as posições do plugue de injeção de gás e dos modificadores de fluxo foram avaliadas. A melhor eficiência de remoção de inclusões foi para a configuração do distribuidor com barragem, com plugue posicionado a 56cm de afastamento da válvula longa e operando com de 3NL/min.

ABSTRACT

The increasing demand for high quality steels requires continuous improvement and strict control of the process by the steel companies. Therefore, the removal of inclusions in the continuous casting tundish has been extensively studied through physical and mathematical modeling. In addition to the flow modifiers, the injection of gas in the tundish has been considered as an alternative to intensify the removal of inclusions. Although there are many studies developed on this technique, there is demand for further investigation regarding the efficiency of removal of inclusions involving the effect of the gas flow, the location of the injection system.

The main aim of the present study was to evaluate the efficiency of inclusion removal in a continuous casting tundish with gas injection through mathematical modelling. The model was developed using commercial CFD software ANSYS CFX. A special boundary condition to describe the behaviour of the particles at the free surface was proposed and implemented by a subroutine. The numerical results were validated through the experimental results of MENDONÇA (2016).

The results demonstrated that the association of flow modifiers and gas injection system in the tundish does not imply in an improvement of the inclusion removal efficiency. Configurations of tundish without flow modifiers and with gas injection exhibit greater removal efficiency of inclusions for the smaller particles, while the use of the flow modifiers improves the flotation of larger particles.

Additional configurations were studied using the mathematical model. The greater removal inclusion efficiency was achieved in the tundish with a dam and the plug positioned at 56cm of distance from the ladle shroud and operating with gas flow rate of 3NL/min.

1. INTRODUÇÃO

A elaboração do aço líquido na aciaria envolve três principais processos: refino primário, refino secundário e o lingotamento contínuo. Nas etapas de refino, a composição química e limpidez do aço são ajustadas. O lingotamento, por sua vez, é responsável pela solidificação do aço líquido de forma controlada, a fim de assegurar a qualidade interna e superficial requerida para o aço sólido. No cenário atual, em que a demanda por aços de alta qualidade é crescente, a busca contínua por práticas que visam mitigar problemas inerentes à fabricação de aços são justificáveis e esforços nas áreas acadêmicas e industriais são conduzidos para fornecer soluções de engenharia para os processos.

O lingotamento contínuo do aço passou a ser amplamente usado a partir da década de 1960. Atualmente, esse processo é responsável por mais de noventa por cento do aço produzido no mundo (SAHAI, 2016). É fundamental aliar a alta produtividade obtida por esse processo à qualidade requerida para diversas aplicações do aço. É desejável que o aço apresente nível de inclusões suficientemente pequeno que não afete a qualidade final do material. Por isso, várias técnicas são aplicadas na tentativa de controlar o nível de inclusões. No lingotamento, em particular, o distribuidor, antes visto apenas com função de reservatório e distribuição do aço líquido, passa a ser projetado para promover a flotação e conseqüente remoção das inclusões pela escória.

Além dos modificadores mecânicos de fluxo, tem se considerado a injeção de gás no distribuidor como alternativa para intensificar a remoção de inclusões. A flotação dessas partículas é decorrente da modificação do fluxo provocado pela presença do gás e pela aderência das inclusões às bolhas injetadas por refratário poroso no fundo do distribuidor. Apesar de existir muitos estudos desenvolvidos sobre essa técnica (MEIJIE *et al.*, 2011; ROGLER, 2004; ARCOS-GUTIERREZ *et al.*, 2012; HOLZINGER, 2017), há espaço para maiores investigações quanto à eficiência de remoção de inclusões envolvendo o efeito da vazão de gás, da localização do sistema de injeção.

Os estudos para avaliar a eficiência de remoção de inclusões são conduzidos baseando-se em modelos físicos e matemáticos. Isso decorre da impossibilidade de realizar experimentos com as condições reais de operações da indústria siderúrgica.

MENDONÇA (2016) avaliou o efeito da injeção de gás no padrão do fluxo de fluido e na remoção de inclusões por meio de modelo físico. Foi usado um modelo físico construído em uma escala 1:3 de um distribuidor industrial de 40 toneladas de capacidade nominal.

No presente trabalho foram desenvolvidos modelos matemáticos para avaliar o efeito da injeção de gás no escoamento de aço líquido do distribuidor de lingotamento contínuo e na remoção de inclusões não metálicas. As previsões dos diversos modelos foram comparadas com dados experimentais, obtidos em modelo físico (MENDONÇA, 2016). As equações governantes do escoamento e trajetórias das inclusões foram resolvidas numericamente pelo software comercial ANSYS CFX. A validação das simulações permitiu identificar a abordagem mais adequada, dentre as propostas, para simular o escoamento e remoção de inclusões em distribuidores de lingotamento contínuo.

2. OBJETIVOS

O objetivo principal deste trabalho é avaliar a eficiência da remoção de inclusões no distribuidor de lingotamento contínuo com injeção de gás empregando modelagem matemática. Esse modelo foi validado por meio de modelagem física previamente realizada (MENDONÇA, 2016). Os objetivos específicos:

- Determinar o diâmetro das bolhas de gás por modelagem física. Este diâmetro é um dado necessário para desenvolvimento das simulações;
- Avaliar a eficiência da flotação considerando diferentes tamanhos das inclusões e diferentes condições de injeção de gás e uso de modificadores de fluxo;
- Implementar e testar diferentes alternativas de condição de contorno para captura das partículas na superfície livre do distribuidor;
- Avaliar o posicionamento do plugue de injeção de gás e dos modificadores de fluxo para melhorar a remoção de inclusões no distribuidor.

3. REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

3.1 O Processo de Lingotamento Contínuo e o Distribuidor

Desenvolvido nas décadas de 1950 e 60, o processo de lingotamento contínuo é visto como uma das mais importantes melhorias tecnológicas na produção do aço, substituindo o lingotamento convencional. Por meio do lingotamento contínuo, são produzidos metais semi-acabados com diferentes seções transversais. Devido à alta produtividade e rendimento obtidos por esse processo, mais de 90 por cento do aço produzido atualmente no mundo é lingotado continuamente (SAHAI, 2016).

No processo de lingotamento contínuo, ilustrado pela Figura 3.1, aço líquido escoava da panela para o molde, passando através do distribuidor. Em cada um desses reservatórios, o aço líquido é coberto por escória e são utilizadas válvulas cerâmicas entre eles, evitando a exposição à atmosfera. Uma vez no molde, o processo de solidificação se dá pelas paredes refrigeradas a água, formando uma pele solidificada. Os rolos de extração removem continuamente a peça do molde na mesma taxa em que mais material entra no mesmo, executando o processo continuamente. Após a saída do molde, a pele de aço solidificado oferece sustentação para o interior ainda líquido. A superfície do aço é arrefecida por pulverizações de água e névoa de ar, mantendo a temperatura da superfície até que o centro esteja sólido. Uma vez completamente sólida, a peça é cortada em dimensões especificadas (THOMAS, 2001).

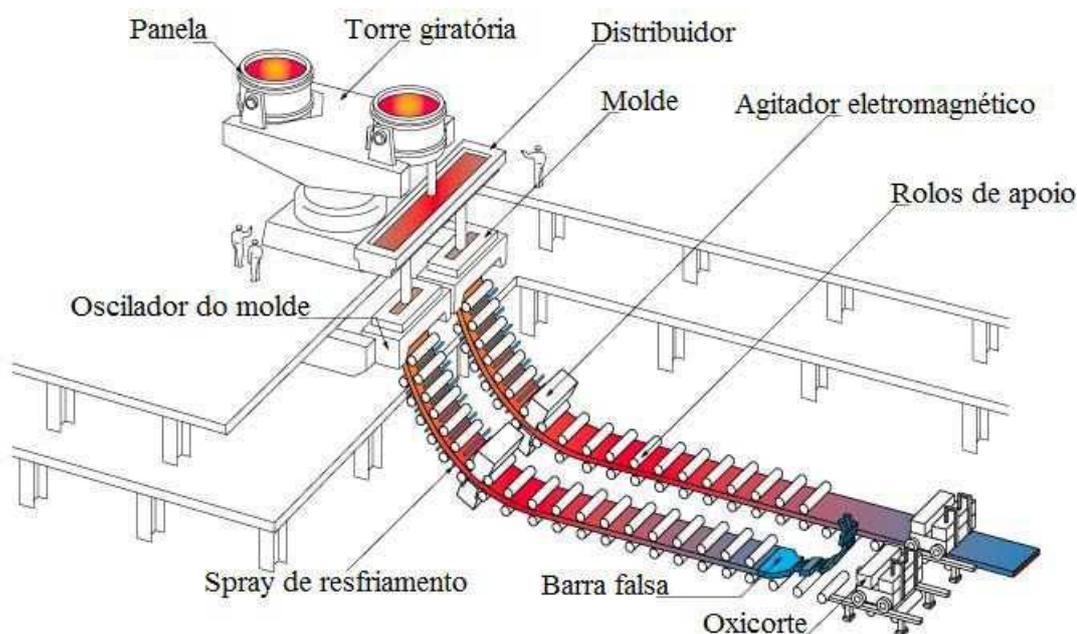


Figura 3. 1: Visão esquemática do processo de lingotamento contínuo (BRAGA, 2015)

O distribuidor tem importante papel no lingotamento contínuo, uma vez que possibilita combinar o processo de refino do aço realizado em bateladas com o processo de solidificação, que é contínuo. O distribuidor é desenvolvido para alimentar os moldes uniformemente e a uma taxa de transferência e temperatura estabelecidas. O distribuidor atua como um reservatório, sendo capaz de alimentar os moldes durante as trocas de panela, período em que não há entrada de aço no distribuidor.

Antes visto apenas como reservatório, o distribuidor teve suas funcionalidades aumentadas. Ele passou a desempenhar também a função de reator metalúrgico, sendo projetado para promover a separação e flotação das inclusões do aço, homogeneização térmica e ajuste de composição química (MAZUMDAR e GUTHRIE, 1999).

SAHAI e EMI (1999) apresentam o distribuidor sob outra perspectiva. Para eles, com o aprimoramento dos refinamentos nas panelas de aço, o distribuidor passou a ser visto mais como contaminador do que reator para refino. Considerável contaminação pode ocorrer durante a abertura, drenagem e troca de panelas. Assim, é imprescindível que o projeto e a operação do distribuidor sejam direcionados a minimizar a formação de inclusões e de “clusters” de alumina e a remoção dos mesmos uma vez formados. Nesse sentido, várias tecnologias como válvulas longas e uso de gás inerte nessas válvulas têm sido

implementados para reduzir a reoxidação do ar e emulsificação da escória. Além disso, modificadores de fluxo são utilizados para aumentar a eficiência da flotação de inclusões formadas durante o processo. A Figura 3.2 apresenta o exemplo de um distribuidor de um veio com diferentes controladores – válvulas e tampão - e modificadores de fluxo.

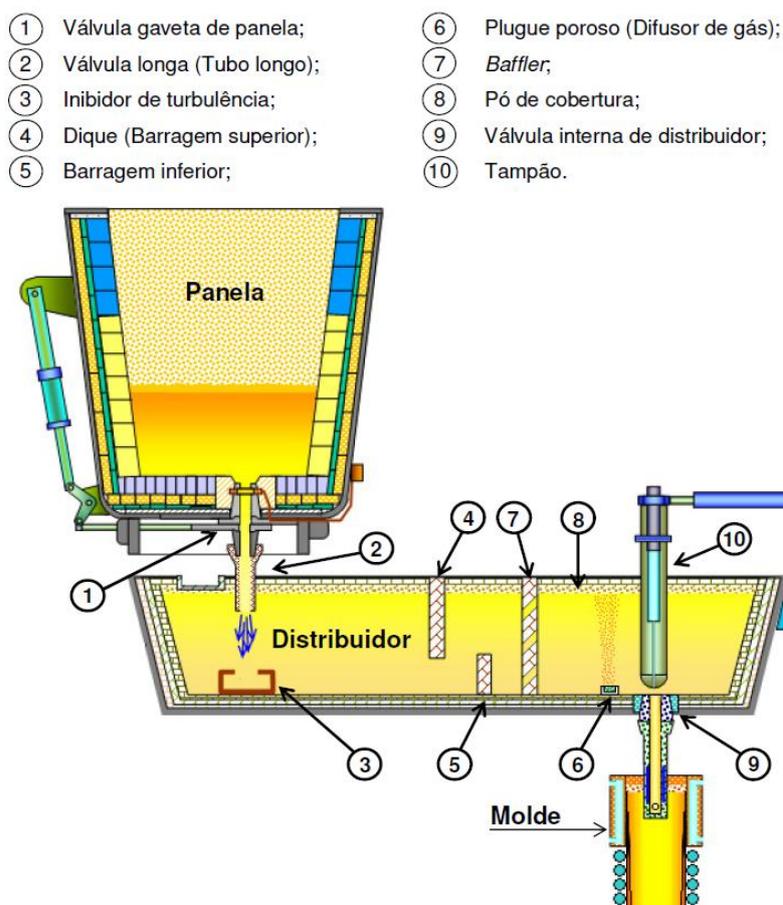


Figura 3. 2: Distribuidor de lingotamento contínuo com controladores e modificadores de fluxo (SCHADE *et al.*, 2003).

As funções de cada modificador de fluxo são específicas. Os principais modificadores de fluxo de distribuidores de lingotamento contínuo pertinentes a esse estudo serão apresentados a seguir.

Inibidor de Turbulência

Os inibidores de turbulência são peças refratárias colocadas no fundo do distribuidor e centralizadas com a válvula longa. Este dispositivo tem objetivo de amortecer o impacto

do jato de aço proveniente da panela e reorientar o escoamento do mesmo em direção à superfície livre do distribuidor. Ao concentrar a dissipação da energia do fluxo do aço oriundo da panela, o inibidor de turbulência pode favorecer a aglomeração de inclusões e reduzir a perturbação na superfície do aço – comumente denominado “olho” - evitando reoxidação e emulsificação da escória.

Dique

O dique é um tipo de obstáculo ao escoamento do aço. Ele direciona o fluxo para a passagem livre na parte inferior do distribuidor. Essas peças são fixadas na parte superior e se estendem até certa altura do distribuidor. Como direcionam o fluxo para o fundo do distribuidor, os diques são utilizados geralmente em conjunto com outros modificadores de fluxo como as barragens.

Barragens

As barragens são peças fixadas na base do distribuidor e, normalmente, após o dique. Elas também são obstáculos ao escoamento e têm a função de direcionar o fluxo de aço modificado pelo dique para a superfície do distribuidor. Assim, o direcionamento das inclusões para a escória é favorecido e minimiza-se o fenômeno do curto-circuito – fluxo preferencial do aço da panela para a saída do distribuidor. As barragens podem possuir ou não furos de drenagem.

Plugue poroso (Injeção de gás)

Outra forma de alterar o fluxo de aço é a injeção de um gás inerte no interior do distribuidor. Essa técnica consiste no borbulhamento de gás inerte na base do distribuidor, por meio de plugue poroso (Figura 3.3). A figura 3.4 apresenta um desenho esquemático do processo de injeção de gás no distribuidor. A cortina de gás age como uma espécie de barragem para o escoamento do aço, gerando um fluxo ascendente no distribuidor. Adicionalmente, de acordo com ROGLER (2004), a injeção de gás possibilita a interação entre as bolhas de gás e as inclusões não metálicas, elevando a limpidez do aço. Os mecanismos de remoção das inclusões pela injeção de gás serão apresentados adiante.

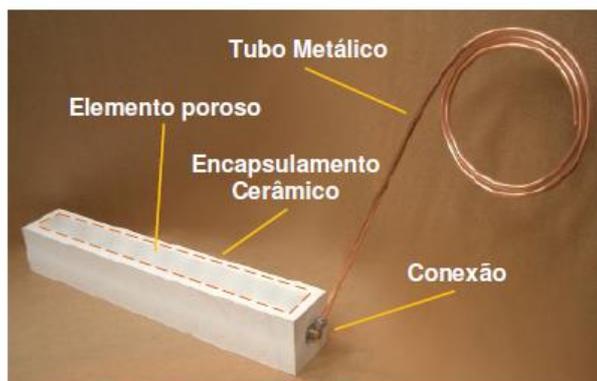


Figura 3. 3: Plugue poroso para injeção de gás em distribuidor (MENDONÇA, 2016).

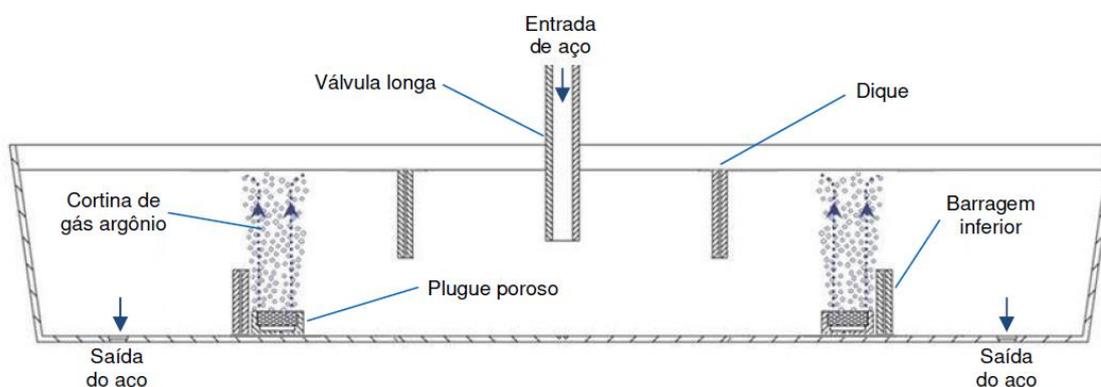


Figura 3. 4: Montagem do difusor de argônio no distribuidor (MENDONÇA, 2016).

3.2 Efeitos das Inclusões Não Metálicas nas Propriedades do Aço

As inclusões não metálicas incorporadas ao aço incluem óxidos, sulfetos, nitretos, carbeto e seus compósitos. Elas podem ser endógenas ou exógenas. As primeiras apresentam as seguintes origens: precipitados formados na solidificação do aço, produtos da desoxidação do aço e reoxidação pelo contato com o ar. As inclusões exógenas são provenientes da incorporação da escória e entrada de material pela erosão/corrosão de refratários da panela e distribuidor.

As inclusões endógenas são menores em tamanhos – aproximadamente 50 μm de diâmetro - e menos nocivas, desde que não formem aglomerados. As inclusões exógenas se apresentam em pequeno número e distribuição não uniforme no aço e podem ser evitadas (SAHAI, 2016).

A presença de inclusões não metálicas tem grande influência sobre as propriedades finais do aço. ZHANG e THOMAS (2006) sumarizam os seguintes exemplos desses efeitos:

- Inclusões de sulfetos e óxidos reduzem a ductilidade e resistência à fratura do aço. Além disso, afetam também a anisotropia, plasticidade, estampabilidade a frio e resistência à fadiga;
- Os elementos químicos carbono e nitrogênio influenciam a temperabilidade, reduzem a ductilidade e tenacidade (para perlita e cementita) e provocam fragilização por precipitação intergranular.

MAPELLI (2008) destaca três mecanismos que explicam como se dá a ação nociva das inclusões no aço. No primeiro mecanismo, as inclusões podem atuar como concentradores de tensão, amplificando o campo de tensões ao seu redor. Pode ocorrer a formação de vazios no entorno das inclusões, que crescem, coalescem e originam as trincas, como pode ser visto na Figura 3.5. O segundo mecanismo se refere à atuação das inclusões como tanques de gás pressurizado, que ocorre quando o gás tem maior solubilidade na inclusão do que no metal. A migração de hidrogênio do aço para as inclusões de sulfetos durante o resfriamento é um exemplo desse mecanismo. O gás presente nas inclusões gera um campo de tensões adicional no metal. Por fim, o surgimento de tensões residuais devido aos diferentes coeficientes de expansão térmica associados ao aço e às inclusões não metálicas caracteriza o terceiro mecanismo. A fração volumétrica das inclusões influencia fortemente o segundo mecanismo, ao passo que o efeito do terceiro mecanismo é intensificado pelo aumento do tamanho das inclusões.

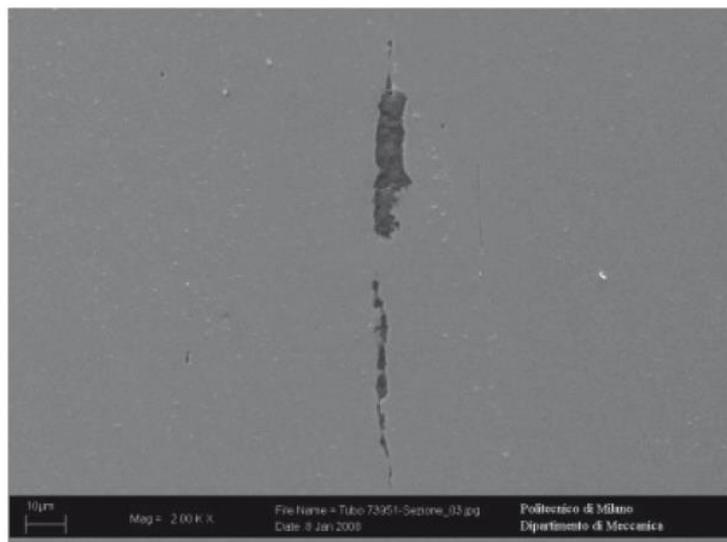


Figura 3. 5: Exemplo de trinca provocada por inclusão não metálica (MAPELLI, 2008).

O controle da quantidade, distribuição de tamanhos, morfologia e composição química das inclusões não metálicas torna-se, então, fundamental para a produção de aços limpos. De acordo com NAKASHIMA e TOH (2013), os métodos para controlar as inclusões não metálicas se dividem em duas categorias: (1) reduzir a quantidade e tamanho das inclusões e (2) tornar as inclusões menos nocivas através do controle de sua composição química e morfologia. Aços destinados a rolamentos, chapas de aço para recobrimento com estanho e painéis externos de automóveis, se enquadram na categoria (1). Para eles, objetiva-se a eliminação das inclusões, controlando o tempo de processamento e prevenindo a reoxidação do aço no distribuidor. Em outros aços, a composição química das inclusões é modificada com o objetivo de tornar as inclusões deformáveis durante a laminação, terem baixo ponto de fusão e impedir a precipitação das inclusões duras.

3.3 Injeção de Gás no Distribuidor

A injeção de gás é comumente utilizada no refino secundário do aço líquido e no lingotamento contínuo. Tem-se como exemplos: refino do aço na panela, degaseificador a vácuo (RH), injeção de gás nas válvulas submersas dos moldes de lingotamento contínuo. O desenvolvimento desses processos se concentrou na obtenção de bolhas pequenas e boa homogeneização do banho metálico. As bolhas pequenas

propiciam grande área interfacial entre o gás e o líquido, garantindo alta probabilidade de aderência de inclusões (ZHANG e TANIGUCHI, 2000).

No distribuidor, em particular, o borbulhamento de gás inerte é feito pelo fundo, por meio de plugue poroso, posicionado entre o jato da panela e o veio. Esse processo visa propiciar a homogeneização da temperatura e da composição do aço. Adicionalmente, pode apresentar melhorias em relação à flotação de inclusões. (MENDONÇA, 2016)

MEIJIE *et al.* (2011) estudaram os efeitos da injeção de gás em um distribuidor de dois veios dotado de inibidor de turbulência e barragens, por meio de simulação numérica e testes industriais. Por meio das simulações numéricas, os autores verificaram que o borbulhamento de gás provocou o aumento dos tempos médios de residência do aço no distribuidor, a diminuição da fração do volume morto e aumento da eficiência da remoção e inclusões, verificada pela Figura 3.6. Quanto aos testes industriais, os autores avaliaram a eficiência da técnica por meio de sondagem de oxigênio e imagens metalográficas, verificando que houve diminuição de 24% na quantidade de inclusões com tamanho inferior a 20 μm e diminuição de cerca de 15% no conteúdo de inclusões de oxigênio.

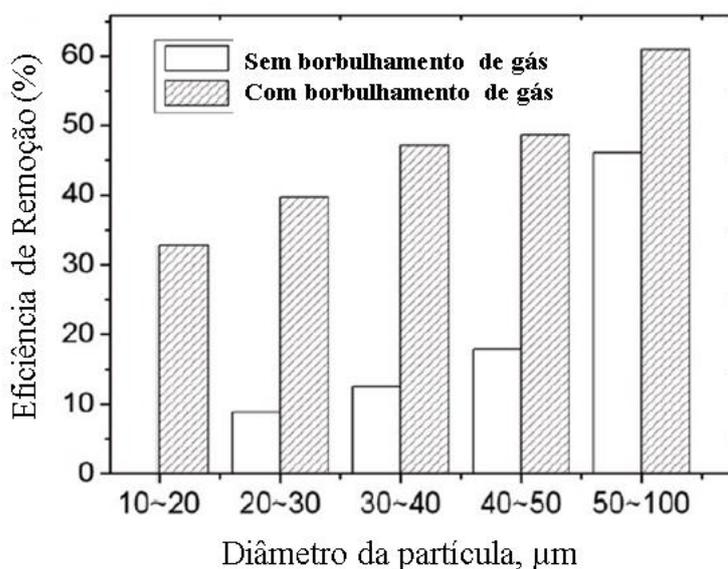


Figura 3. 6: Comparação da eficiência de remoção para diferentes tamanhos de partículas obtidas por meio de modelagem matemática (Adaptado de MEIJIE *et al.*, 2011)

KUMAR *et al.*, (2009) também avaliaram a eficiência de remoção de inclusões em um distribuidor de um veio por meio de testes industriais. As amostras de aço coletadas também foram avaliadas por imagens e a distribuição dos tamanhos de inclusões foi medida em termos de número de inclusões por mm^2 de área de superfície da amostra de aço. Foi observado que houve uma redução de 33 a 70% nas inclusões de tamanho maior que $50\mu\text{m}$ e uma redução de 13 a 36% nas inclusões de 25 a $50\mu\text{m}$ (Figura 3.7). Além disso, os autores verificaram que a remoção de inclusões é reduzida em velocidades de lingotamento mais altas.

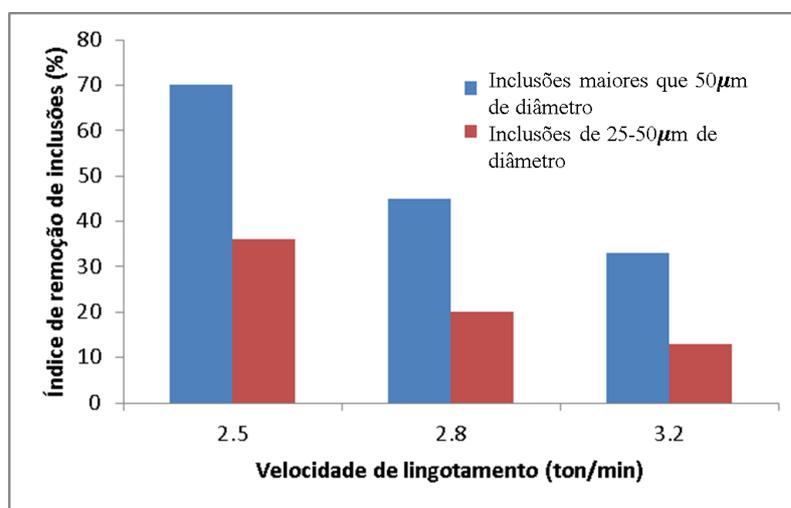


Figura 3. 7: Índices de remoção de inclusões para diferentes velocidades de lingotamento (Adaptado de KUMAR *et. al*, 2009)

Em sua revisão sobre técnicas para promover aumento da limpidez do aço em distribuidores, SAHAI (2016) apresenta estudos conduzidos em modelos em água e testes industriais. O autor enfatiza o estudo de YAMANAKA *et al.* (1983), ainda relevante atualmente, que avaliou os efeitos da injeção de gás em um distribuidor em formato de V de uma planta industrial. Foram inseridas barragens em ambos os lados do distribuidor, mas, em apenas um lado foi posicionado o plugue poroso para injeção de gás. Os resultados mostraram que o número de inclusões maiores foi reduzido, enquanto o número de inclusões pequenas aumentou.

3.3.1 Mecanismos de Remoção de Inclusões por Injeção de Gás

ROGLER (2004) e ZHANG *et al.* (2006) citam os mecanismos atuantes no banho de aço líquido com borbulhamento que propiciam a flotação de inclusões. A injeção de gás

pode redirecionar o fluxo do metal à superfície. Além disso, as inclusões podem se aglomerar devido ao aumento das colisões partícula/partícula provocado pelo aumento da turbulência no banho. No entanto, esse mecanismo é mais frequente no molde que no distribuidor. Por fim, há possibilidade do transporte por arraste das inclusões que colidem com as bolhas e se aderem a estas.

O arraste de uma inclusão por uma bolha de gás no banho de aço líquido ocorre por meio de uma sequência de etapas. Primeiramente, a inclusão se aproxima da bolha de gás e colide com ela, se suficientemente perto. Se a camada de líquido entre a partícula e a bolha diminui até uma espessura crítica, ela irá se romper, causando a aderência permanente da partícula à superfície da bolha durante a colisão. Caso contrário, se a partícula deslizar ao longo da superfície da bolha por um tempo suficientemente longo, a camada de líquido pode ser drenada e se romper, ocasionando também a fixação da inclusão (ZHANG *et al.*, 2006).

A Figura 3.8 apresenta relações angulares entre uma bolha em movimento ascendente e partículas que se aproximam dela. Se uma partícula se aproxima da bolha com ângulo menor que θ_A , ela irá colidir e aderir à bolha, uma vez que, por definição, ela tem tempo de contato suficiente para aderência. Caso o ângulo de aproximação seja inferior a θ_C , porém maior que θ_A , a partícula irá colidir com a bolha, mas sem se aderir a ela, dado que o tempo de contato é insuficiente. Por fim, uma partícula com um ângulo de aproximação maior que θ_C não irá colidir com a bolha.

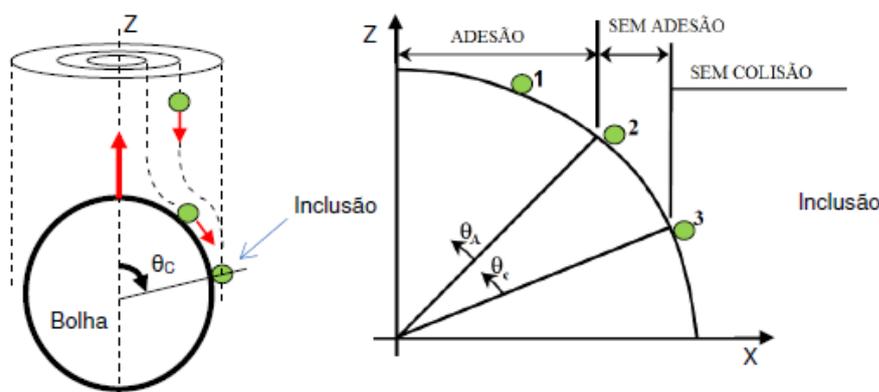


Figura 3. 8: Esquema representando os ângulos críticos para captura das inclusões pelas bolhas (ROGLER, 2004; ZHANG *et al.*, 2006).

A fim de promover maior entendimento a respeito desse mecanismo de arraste, a probabilidade de captura da inclusão pela bolha como função das probabilidades de colisão e aderência entre as mesmas tem sido analisada (ROGLER, 2004). A probabilidade de captura é dada pela equação 3.1:

$$P = P_A + P_C \quad (3.1)$$

em que P é a probabilidade de captura, P_A a probabilidade de aderência e P_C a probabilidade de colisão. Os valores de P_A e P_B são definidos pelas equações 3.2 e 3.3:

$$P_A = \left(\frac{\text{sen}\theta_A}{\text{sen}\theta_C} \right)^2 \quad (3.2)$$

$$P_C = \frac{2u_B D}{9(u_B + u_P)Y} \left(\frac{d_p}{d_B} \right)^2 \left[\sqrt{(X + C)^2 + 3Y^2} + 2(X + C) \right]^2 \quad (3.3)$$

onde θ_A e θ_C são os ângulos mostrados na Figura 3.7. C, D, X e Y são parâmetros adimensionais dependentes de d_p (diâmetro da partícula), d_B (diâmetro de bolhas) e Re_B (Número de Reynolds da bolha). Finalmente, u_B e u_P são as velocidades de bolha e partículas, respectivamente.

3.3.2 Influência do Tamanho e Distribuição das Bolhas

Baseados no modelo de ROGLER (2004), ARCOS-GUTIERREZ *et al.* (2012) conduziram análises matemáticas para estudar a interação bolha-inclusão. Além disso, avaliaram também o efeito da mudança no padrão de escoamento provocado pelo gás. A Figura 3.9 apresenta as probabilidades de adesão das inclusões à bolha resultante do modelo matemático de ARCOS-GUTIERREZ *et al.* (2012). Os resultados mostraram que, para obter uma remoção de inclusão aceitável, é necessário um diâmetro de bolha bem pequeno, como 1 mm. Essa condição é inviável na operação de distribuidores. Foi avaliado o diâmetro de 10 mm, mais verossímil, mas os resultados não foram satisfatórios para a remoção de inclusões apenas considerando a incorporação da inclusão pela bolha. No entanto, em uma operação real de distribuidores, a taxa de remoção de inclusões empregando bolhas de argônio é eficaz, principalmente devido às mudanças do padrão de fluxo de fluido causadas pelo escoamento das bolhas. Ainda

assim, é importante considerar o somatório de ambos os mecanismos de remoção para obter uma melhor aproximação do modelo matemático com dados de operação.

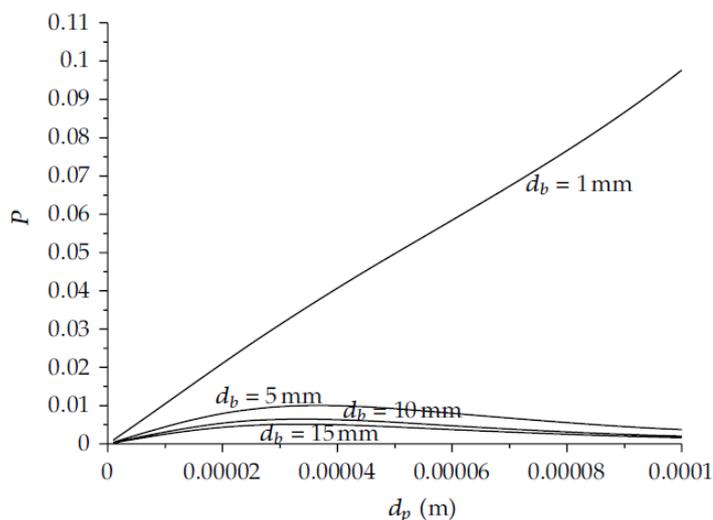


Figura 3. 9: Probabilidades de captura das inclusões pelas bolhas para diferentes tamanhos de bolhas e inclusões (ARCOS-GUTIERREZ *et al.*, 2012).

LAI *et al.* (2018) analisaram numericamente as interações entre bolhas e inclusões. Apesar de o estudo ter sido realizado no molde de lingotamento, os autores obtiveram resultados semelhantes aos de ARCOS-GUTIERREZ *et al.* (2012) quanto à dependência do tamanho das bolhas para a adesão da inclusão à bolha. LAI *et al.* (2018) utilizaram o modelo de Sutherland para o cálculo da probabilidade de colisão bolha-inclusão (Equação 3.4) acoplado ao cálculo da trajetória das partículas no molde. Este é um modelo simplificado derivado de estudos sobre flotação de minerais. Os autores destacam a aplicabilidade desse modelo quando o número de Stokes K – definido na equação 3.5 – é menor que 1/12 (DAI *et al.*, 1999). Os resultados de LAI *et al.* (2018) são sumarizados na Figura 3.10 e mostram que a remoção de inclusões por adesão das mesmas às bolhas diminui consideravelmente com o aumento do tamanho das bolhas.

$$P_c = 3 \frac{d_p}{d_b} \quad (3.4)$$

$$K = \frac{\rho_p u_b d_p^2}{9\eta d_b} \quad (3.5)$$

onde ρ_p é a densidade da partícula, η é a viscosidade dinâmica do fluido.

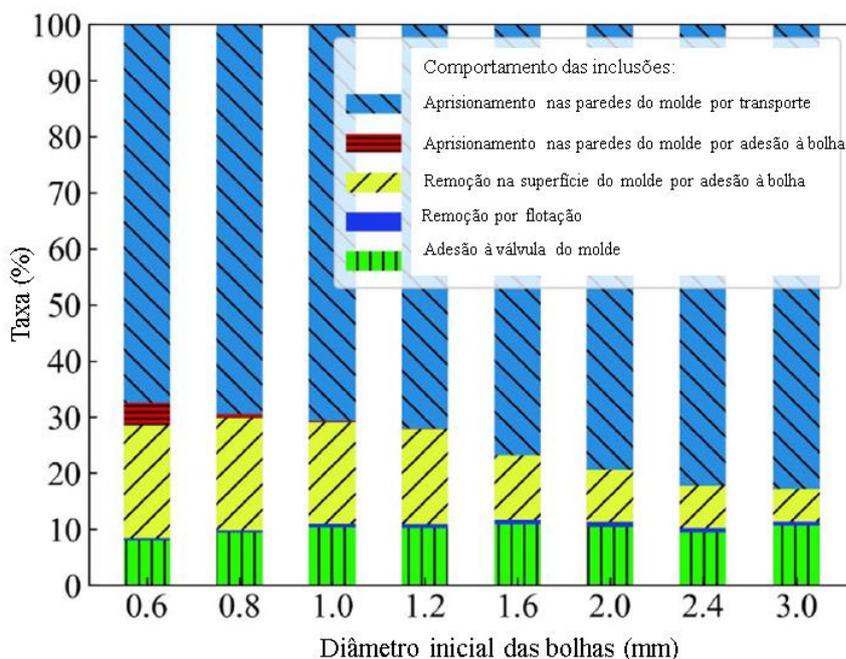


Figura 3. 10: Comportamento das frações de inclusões (Adaptado de LAI *et al.*, 2018)

3.4 Modelagem Matemática do Escoamento do Aço em Distribuidores

O modelamento matemático do escoamento do aço em distribuidores consiste na solução das equações de conservação que governam o comportamento do fluido presente em seu interior. Devido à complexidade matemática do sistema de equações envolvido, a solução analítica é inviável, tornando necessário o uso de métodos numéricos para sua solução. Nesse contexto, o emprego de CFD (Computação Fluidodinâmica) se torna importante ferramenta para a solução do problema. São resolvidas, simultaneamente, equações de conservação global de massa, da quantidade de movimento e das grandezas de turbulência.

A equação de conservação global de massa, também chamada de equação da continuidade, é representada a seguir pela equação 3.6 (BIRD *et al.*, 2001):

$$\frac{\partial \rho}{\partial t} + (\nabla \cdot \rho \mathbf{v}) = 0 \quad (3.6)$$

em que ρ é a densidade do fluido, t é o tempo, \mathbf{v} é o vetor velocidade do fluido.

A equação da conservação da quantidade de movimento, denominada também como equação de Navier-Stokes, é dada pela equação 3.7:

$$\frac{\partial \rho \mathbf{v}}{\partial t} + (\nabla \cdot \rho \mathbf{v} \mathbf{v}) + \nabla p + (\nabla \cdot \boldsymbol{\tau}) - \rho \mathbf{g} = 0 \quad (3.7)$$

em que p é a pressão local do fluido, \mathbf{g} é o vetor aceleração da gravidade e $\boldsymbol{\tau}$ é o tensor de tensão viscosa do fluido, dado pela equação 3.8 para fluidos incompressíveis:

$$\boldsymbol{\tau} = -\mu[\nabla \mathbf{v} + (\nabla \mathbf{v})^T] \quad (3.8)$$

onde μ é a viscosidade dinâmica do fluido e T expressa o transposto de um tensor.

3.4.1 Modelagem da Turbulência

Turbulência é um fenômeno tridimensional, dependente do tempo e não-linear. Uma vez que grande parte das análises fluidodinâmicas envolve turbulência, sua modelagem tem sido amplamente estudada. Porém, não é viável a simulação direta da turbulência, dado que ela é dissipada em escalas muito pequenas, cujas dimensões espaciais e temporais são inferiores aos refinamentos de malha e passos de tempo comumente aplicados nos modelos computacionais. A principal diferença na visualização de fluxos laminares e turbulentos é a aparição de redemoinhos em ampla faixa de escalas de comprimento em fluxos turbulentos (ARGYROPOULOS e MARKATOS, 2015)

A Simulação Numérica Direta (DNS) envolve a solução numérica das equações de Navier-Stokes tridimensionais e dependentes do tempo sem a necessidade de modelo para a turbulência. Essa abordagem exige a utilização de malhas e passos de tempo suficientemente refinados para capturar as escalas da turbulência presentes no escoamento, o que é impraticável em aplicações industriais com os recursos computacionais disponíveis no momento (KRUGER, 2010).

Portanto, com o propósito de modelar os escoamentos turbulentos, as equações de Navier-Stokes são modeladas considerando características médias do escoamento e estatísticas das flutuações. Essas equações são conhecidas como *Reynolds Averaged Navier-Stokes Equations* (RANS). Nessa abordagem, os valores instantâneos das variáveis \mathbf{v} e p são definidos como a soma de duas componentes: uma média e uma flutuação (Equações 3.9 e 3.10).

$$\mathbf{v} = \bar{\mathbf{v}} + \mathbf{v}' \quad (3.9)$$

$$p = \bar{p} + p' \quad (3.10)$$

As variáveis médias são filtradas em relação ao tempo (*time-smoothed*) determinadas pelas equações 3.11 e 3.12 (SESHADRI *et al.*, 2010)

$$\bar{\mathbf{v}} = \frac{1}{t_o} \int_t^{t+t_o} \mathbf{v} dt \quad (3.11)$$

$$\bar{p} = \frac{1}{t_o} \int_t^{t+t_o} p dt \quad (3.12)$$

em que t_o é o intervalo de tempo usado na integração.

Aplicando as equações 3.9 e 3.10 às equações da continuidade e de Navier-Stokes e tomando a média de tempo das equações resultantes, obtém-se:

$$\frac{\partial \rho}{\partial t} + (\nabla \cdot \rho \bar{\mathbf{v}}) = 0 \quad (3.13)$$

$$\frac{\partial \rho \bar{\mathbf{v}}}{\partial t} + (\nabla \cdot \rho \bar{\mathbf{v}} \bar{\mathbf{v}}) + (\nabla \cdot \rho \overline{\mathbf{v}' \mathbf{v}'}) + \nabla \bar{p} + (\nabla \cdot \bar{\boldsymbol{\tau}}) - \rho \mathbf{g} = 0 \quad (3.14)$$

$$\bar{\boldsymbol{\tau}} = -\mu [\nabla \bar{\mathbf{v}} + (\nabla \bar{\mathbf{v}})^T] \quad (3.15)$$

em que μ é a viscosidade dinâmica do fluido. O aparecimento dos termos $\rho \overline{\mathbf{v}' \mathbf{v}'}$, conhecidos como tensões de *Reynolds*, representa a contribuição da turbulência sobre o escoamento médio do fluido. Para modelar as tensões de *Reynolds*, Boussinesq propôs uma analogia com a lei de Newton da viscosidade, sugerindo a equação 3.16 (SESHADRI *et al.*, 2010):

$$\rho \overline{\mathbf{v}' \mathbf{v}'} = \left(\frac{2}{3} \rho k\right) \boldsymbol{\delta} - \mu_t [\nabla \bar{\mathbf{v}} + (\nabla \bar{\mathbf{v}})^T] \quad (3.16)$$

Onde k é a energia cinética turbulenta, $\boldsymbol{\delta}$ ($=\boldsymbol{\delta}_1\boldsymbol{\delta}_1+\boldsymbol{\delta}_2\boldsymbol{\delta}_2+\boldsymbol{\delta}_3\boldsymbol{\delta}_3$) é o tensor unitário e μ_t é denominada viscosidade turbulenta, que demanda desenvolvimento de abordagens para a sua avaliação.

Os modelos para a avaliação da viscosidade turbulenta mais utilizados atualmente são os modelos de duas equações, como, por exemplo, os modelos $k - \varepsilon$, $k - \omega$ e o SST

(*Shear Stress Tensor*). O modelo $k - \varepsilon$, proposto por Jones e Launder (1972), calcula μ_t pela equação 3.15 e utiliza duas equações de transporte adicionais para as variáveis k e sua taxa de dissipação, ε (equações 3.18 e 3.19). Esse modelo representa bem as características de escoamentos turbulentos em diversas áreas de aplicação, inclusive em processos metalúrgicos (SESHADRI *et al.*, 2010).

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

$$\frac{\delta \rho k}{\delta t} + (\nabla \cdot \rho k \bar{\mathbf{v}}) - \left(\nabla \cdot \frac{\mu_t}{\sigma_k} \nabla k \right) - G_k + \rho \varepsilon = 0 \quad (3.18)$$

$$\frac{\partial \rho \varepsilon}{\partial t} + (\nabla \cdot \rho \varepsilon \bar{\mathbf{v}}) - \left(\nabla \cdot \frac{\mu_t}{\sigma_\varepsilon} \nabla \varepsilon \right) - \frac{\varepsilon}{k} (C_1 G_k - C_2 \rho \varepsilon) = 0 \quad (3.19)$$

em que C_μ (=0,09), σ_k (=1,0), σ_ε (1,3), C_1 (=1,44) e C_2 (=1, 92) são constantes do modelo. A taxa de geração de turbulência devido às forças viscosas, G_k , é dada por:

$$G_k = \mu_t [\nabla \bar{\mathbf{v}} + (\nabla \bar{\mathbf{v}})^T] : \nabla \bar{\mathbf{v}} \quad (3.20)$$

3.4.2 Modelagem Multifásica

O escoamento no interior do distribuidor de lingotamento contínuo com injeção de gás se caracteriza como multifásico. No estudo de escoamentos multifásicos, uma fase pode ser definida como uma classe detectável de material que possui uma resposta inercial própria e interação com o fluxo em que está imerso (ANSYS, 2016).

O escoamento multifásico é um fenômeno cuja análise é mais complexa do que a aplicada ao escoamento monofásico. Atualmente, as abordagens mais comuns para a modelagem de fluxos multifásicos são a Euleriana-Euleriana e a Euleriana-Langrangeana.

Na abordagem Euleriana-Euleriana, as diferentes fases são tratadas matematicamente como contínuas e interpenetrantes. O conceito de fração volumétrica é utilizado, uma vez que o volume de uma fase não pode ser ocupado por outra fase. As frações volumétricas de cada fase são funções da posição e do tempo e a soma delas é igual a uma unidade. Há ainda duas outras interpretações para o conceito de fração volumétrica.

Ela pode ser entendida como a fração de tempo em que cada fase está presente ou como a probabilidade de constatar cada fase em um volume (ANSYS, 2016).

O modelo Euleriano-Euleriano pode ser aplicado quando as fases compartilham o mesmo campo de velocidades, mas também para modelagens em que cada fase possui seu próprio campo de velocidades. Para este último caso, assume-se que o campo de pressão é compartilhado entre as fases para efeito de fechamento das equações de Navier-Stokes para o sistema multifásico (REZENDE, 2014).

A abordagem Euleriana-Lagrangeana trata o fluido como contínuo por meio das equações de Navier-Stokes, enquanto a fase dispersa é resolvida por meio do rastreamento de partículas, bolhas ou gotas no campo de velocidades calculado para a fase contínua. A fase dispersa pode transferir massa, quantidade de movimento e energia para a fase contínua (ANSYS, 2016). A maior parte dos estudos acerca da trajetória de inclusões em reatores metalúrgicos emprega essa abordagem, sendo o banho metálico modelado como fase contínua e as inclusões tratadas como fase dispersa.

Na abordagem Euleriana-Lagrangeana, as trajetórias da fase dispersa são calculadas a partir da segunda lei de Newton:

$$m_p \frac{dv_p}{dt} = m_p \mathbf{g} - \rho V_p \mathbf{g} + \frac{1}{2} \rho C_D A_p |\mathbf{v} - \mathbf{v}_p| (\mathbf{v} - \mathbf{v}_p) \quad (3.21)$$

Onde m_p é a massa de cada partícula, \mathbf{v}_p é o vetor velocidade da partícula, t é o tempo, \mathbf{g} é o vetor gravidade, ρ é a densidade do fluido, V_p é o volume da partícula, C_D é o coeficiente de arrasto, A_p é a projeção da área da partícula, \mathbf{v} é o vetor velocidade instantânea do fluido. Nessa equação (3.21), foram consideradas as forças peso, de empuxo e de arrasto. Outras forças que poderiam ter sido consideradas incluem a força de massa virtual, a força de Basset e a força de sustentação (LEI *et al.*, 2014). A força de massa virtual é resultado da aceleração da massa de fluido na vizinhança da fase dispersa, sendo mais significativa quando a densidade da fase dispersa é muito menor que a densidade da fase contínua e na presença de grandes acelerações. A força de Basset é a força associada com o atraso temporal no desenvolvimento da camada limite à medida que a velocidade da partícula varia com o tempo. Essa força é relevante também na presença de grandes acelerações. A força de sustentação refere-se à força de

elevação induzida pelo cisalhamento de uma fase contínua rotacional na fase dispersa. Ela é considerável quando a densidade da fase dispersa é menor ou da mesma ordem de grandeza da densidade da fase contínua (ANSYS, 2016).

A aplicação direta da equação 3.21 não é possível em escoamentos turbulentos, uma vez que as equações RANS preveem apenas o perfil de velocidade médio do fluido e não o perfil de velocidade instantânea. Em razão disso, são utilizados modelos para a solução das trajetórias das partículas em escoamentos turbulentos. Uma das aproximações consiste em desprezar o efeito de dispersão de inclusões devido à turbulência, assumindo-se que a velocidade instantânea \mathbf{v} é a velocidade média $\bar{\mathbf{v}}$. Outra possibilidade é a aplicação do modelo denominado “caminho aleatório” (*random-walk*) disponível em *softwares* comerciais de CFD. Nesse caso, as trajetórias das partículas são calculadas a partir de um perfil falso da velocidade instantânea. Esse perfil é obtido pela combinação da velocidade média do fluido, calculada pelas equações RANS, e de uma estimativa da flutuação de velocidade \mathbf{v}' dada pela equação 3.22.

$$\mathbf{v}' = \zeta \left(\frac{2k}{3} \right)^{1/2} \quad (3.22)$$

em que ζ é um número gerado aleatoriamente entre -1 e 1 e k é a energia cinética de turbulência local. O campo das velocidades instantâneas é alterado continuamente durante a trajetória de cada inclusão. (SCHWARZE, *et al*, 2001; ANSYS, 2016, BRAGA, 2019). Para o caso do *software* CFX, em particular, o modelo de “caminho aleatório” é chamado de modelo de dispersão turbulenta. Por esse motivo, será adotada essa denominação nesse estudo.

BRAGA (2019) faz importantes ponderações acerca da aplicação do modelo de dispersão turbulenta na abordagem Lagrangeana. Nesse caso, as inclusões não-metálicas têm trajetórias governadas por um campo de velocidade \mathbf{v} , que não obedece às equações de Navier-Stokes e da continuidade. Além disso, o modelo ignora as condições de não escorregamento (fluxo nulo) nas paredes e superfície do distribuidor para a determinação de \mathbf{v} , levando a taxas irrealistas de colisões das inclusões nessas regiões. O modelo, então, superestima a taxa de flotação de inclusões muito pequenas.

DAOUD (2009) avaliou a introdução do modelo de dispersão turbulenta no cálculo das trajetórias de inclusões. O autor verificou que a inserção desse modelo possibilitou a visualização de diferenças entre as configurações geométricas de um mesmo grupo de casos. Sem a dispersão turbulenta, as taxas de remoção de inclusões não variaram entre as configurações, contrariando as conclusões baseadas nas características do escoamento, como linhas de fluxo. Vale lembrar que não houve simulações diretas das partículas nos modelos físicos para validação do modelo matemático.

Ainda sobre as simulações do comportamento de inclusões, RUCKERT *et al.* (2009), WARZECHA *et al.* (2013) obtiveram resultados satisfatórios na tentativa de contornar a predição de taxas de flotação de inclusões exageradas. RUCKERT *et al.* (2009) estudaram a eficiência de remoção de inclusões em um distribuidor de um veio por meio de modelo em água e modelo matemático. Para o primeiro, foi utilizado um contador de partículas com sensor fotoelétrico para mensurar a quantidade e os tamanhos das partículas que deixam o distribuidor. Quanto ao modelo matemático, foi empregada a abordagem Euleriana-Lagrangeana, com efeito de dispersão turbulenta sobre as partículas. A condição de contorno padrão para a superfície livre prevê taxas de remoção de inclusões de menor tamanho muito elevadas, quando comparadas aos resultados experimentais (Figura 3.11). Para reduzir a estimativa dos índices de remoção de inclusões elevados, os autores propuseram uma nova condição de contorno para a superfície livre, que limita a captura das inclusões de acordo com a velocidade das mesmas. O presente estudo emprega abordagem semelhante na avaliação da eficiência de remoção de inclusões, que será detalhada na seção 4.2.1.

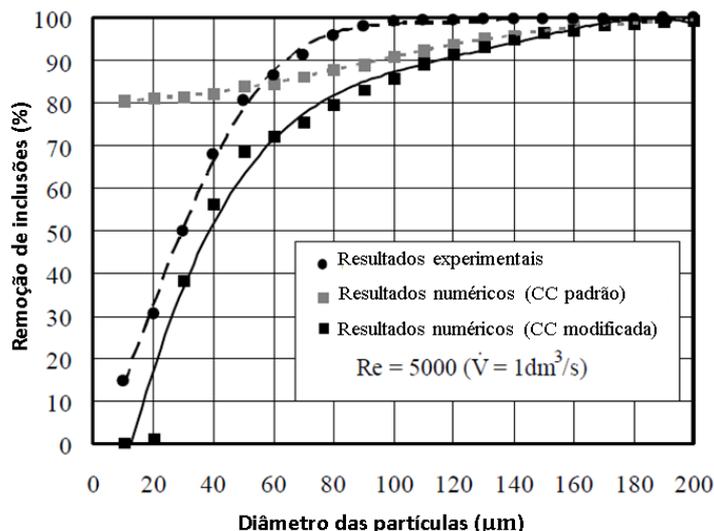


Figura 3. 11: Frações de remoção de inclusões obtidas por modelagem matemática e resultados experimentais (Adaptado de RUCKERT *et al.*, 2009)

3.4.3 Curvas de Distribuição de Tempos de Residência

Nas modelagens física e matemática de distribuidores de lingotamento contínuo, é muito comum a análise de curvas de distribuição de tempos de residência (DTR) para predições acerca do escoamento.

Na operação de um distribuidor em regime estacionário, diferentes porções de aço que entram no distribuidor no mesmo instante de tempo demandam tempos diferentes para deixar o equipamento. Essa distribuição de tempos é a distribuição de tempos de residência (LEVENSPIEL, 1998).

Um dos experimentos para a obtenção da curva DTR de um distribuidor se baseia na injeção de um pulso de traçador na entrada do distribuidor e no monitoramento da concentração do traçador na saída em função do tempo t . A partir desses dados, são calculadas as concentrações adimensionais C_θ e os valores de tempo adimensionais θ , definidos θ pelas equações 3.23 e 3.24.

$$C_\theta = \frac{c_{saída}}{\frac{M}{V}} \quad (3.23)$$

$$\theta = \frac{t}{\bar{t}} \quad (3.24)$$

$$\bar{t} = \frac{V}{Q} \quad (3.25)$$

onde $c_{saída}$ é a concentração na saída do distribuidor, M é a massa de traçador inserida, V é o volume do distribuidor, \bar{t} é denominado tempo médio de residência e Q é a vazão de fluido no distribuidor.

3.5 Estudos Recentes sobre a Modelagem da Injeção de Gás em Distribuidores

Os estudos acerca da eficiência da injeção de gás em distribuidores são conduzidos por meio de modelos em água, modelos matemáticos e testes em plantas industriais. Parte desses estudos avalia a eficiência da remoção de inclusões no distribuidor de maneira indireta, ou seja, as predições são baseadas em características do escoamento no interior do equipamento (CWUDZINSKI, 2018; CHANG *et al.*, 2015; CHANG *et al.*, 2016). Outros trabalhos se dedicam também às investigações diretas do comportamento das inclusões, seja por meio de ensaios físicos (MENDONÇA, 2016) ou através de modelos matemáticos (HOLZINGER 2017; CHEN *et al.*, 2014; CWUDZINSKI, 2010; KRUGER, 2010, RAMOS-BANDEIRAS *et al.*, 2006, RAMOS-BANDEIRAS *et al.*, 2003).

Com o objetivo de caracterizar o comportamento de bolhas em distribuidores com injeção de gás, CWUDZINSKI (2018) realizou ensaios em um modelo em água. O autor obteve a distribuição dos tamanhos das bolhas para diferentes vazões de gás e verificou que não há relação entre o aumento dos tamanhos das bolhas com o aumento da vazão. No entanto, foi percebido que a magnitude da velocidade terminal da bolha é influenciada pelo seu diâmetro e pela vazão de gás.

CHANG *et al.* (2015) avaliaram os efeitos da injeção de gás por meio de modelo em água e modelo matemático em um distribuidor de sete veios. Os autores concluíram que o borbulhamento de gás tem efeitos benéficos quanto à uniformidade do escoamento no distribuidor, diminuindo as diferenças entre os tempos de residência de veios assimétricos. Adicionalmente, verificou-se que a posição do plugue poroso para a injeção de gás é determinante para essa melhoria.

Com o objetivo de investigar a eficácia de borbulhamento de gás na remoção de inclusões menores que 50 μm em distribuidores, CHANG *et al.* (2016) desenvolveram experimentos físicos e modelagem matemática para um distribuidor de quatro veios. Nesse estudo, a injeção do gás não se deu pelo fundo do distribuidor, mas pela válvula longa que liga a panela ao distribuidor. Os experimentos foram gravados e as imagens pós-processadas para determinação do diâmetro e forma das bolhas. Dentre as conclusões desse estudo: o efeito de coalescência é relevante para esse caso; as microbolhas não afetaram o padrão de escoamento e se espalharam mais amplamente no interior do distribuidor. Vale lembrar que, apesar de não modificarem o padrão de escoamento no distribuidor quando comparadas às bolhas maiores, ARCOS-GUTIERREZ *et al.* (2012) concluíram que bolhas menores são mais eficientes para a flotação de inclusões devido ao efeito de acoplamento da inclusão à bolha.

HOLZINGER (2017) implementou um modelo matemático que considera a aglomeração de inclusões não-metálicas devido às mudanças no padrão de escoamento e ao borbulhamento. Para abranger a aglomeração de inclusões, o autor utilizou balanço populacional para uma dada distribuição das mesmas. Comparou-se a eficiência de remoção de inclusões em três casos: puramente aglomeração sem borbulhamento de argônio, aglomeração pura com borbulhamento de argônio e aglomeração associada à flotação de bolhas de argônio. A Figura 3.12 sumariza esses resultados. A presença do borbulhamento de gás aumentou, de modo geral, a eficiência de remoção de inclusões. Quando se comparam os resultados considerando apenas a aglomeração das inclusões e os resultados que englobam tanto a aglomeração quanto a aderência e, conseqüente, transporte das inclusões pelas bolhas, verifica-se que a eficiência do segundo caso é consideravelmente maior. No entanto, é importante ponderar que não foi mencionada validação experimental do modelo.

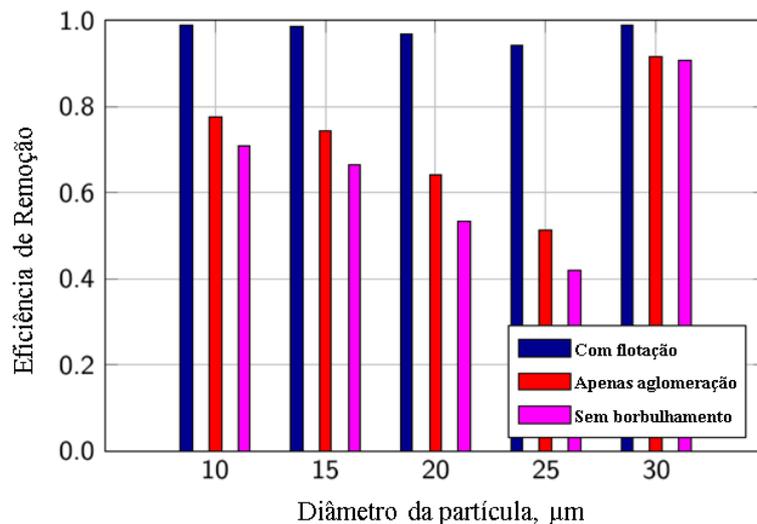


Figura 3. 12: Análise da eficiência de remoção de inclusões considerando aglomeração e flotação de inclusões (Adaptado de HOLZINGER, 2017).

CHEN *et al* (2014) investigaram os efeitos do emprego de dique e injeção de gás em um distribuidor de um veio por meio de modelo físico e modelo matemático. Predições sobre o escoamento foram baseadas em curvas DTR obtidas experimentalmente. Foi verificado que as posições do plugue e do dique no distribuidor são determinantes para o tempo de residência. O comportamento das inclusões foi avaliado apenas no modelo matemático, empregando a abordagem Euleriana-Langrangeana. Os resultados corroboraram as predições do modelo em água: a configuração com maior tempo de residência e menor volume morto foi a que apresentou maior eficiência de remoção de inclusões.

Os resultados de DTR do modelo matemático de CWUDZINSKI (2010) foram comparados com análises realizadas em amostras coletadas do distribuidor de um veio de uma planta industrial. Uma vez validado o modelo, o autor avaliou o efeito de diferentes vazões de gás e posições para o plugue poroso na remoção de inclusões. O comportamento das inclusões – no caso, Alumina - foi modelado com o emprego de abordagem Euleriana-Lagrangeana, considerando o efeito de dispersão turbulenta descrito na seção 3.4.3. Um resultado atípico desse estudo é a diminuição da eficiência de remoção de inclusões no distribuidor com inibidor de turbulência em relação ao distribuidor vazio, como mostrado na Figura 3.13 (a). A configuração ótima encontrada

é o distribuidor com inibidor de turbulência e injeção de gás com vazão de valor intermediário entre os testados (Figura 3.13 (b)). Adicionalmente, foi verificado que o aumento da vazão de gás não implica em melhorias significativas na remoção de inclusões. Apesar de ser questionável a comparação de estudos realizados em diferentes distribuidores com configurações e condições de operação distintas, é interessante confrontar os resultados apresentados na Figura 3.13 com os resultados obtidos em testes industriais. Os estudos de KUMAR *et al.* (2009) e MEIJIE *et al.*, (2011), por exemplo, apresentam taxas de eficiência de remoção de inclusões consideravelmente menores que as obtidas por CWUDZINSKI (2010).

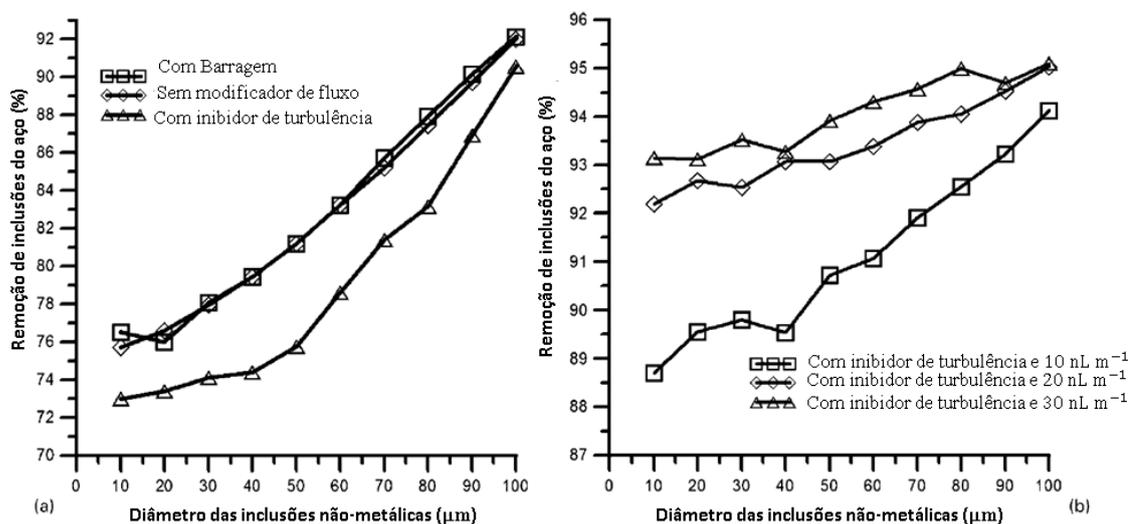


Figura 3. 13: Frações de remoção de inclusões no aço obtida por modelagem matemática (Adaptado de CWUDZINSKI, 2010)

RAMOS-BANDEIRAS *et al* (2003) e RAMOS-BANDEIRAS *et al* (2009) estudaram a remoção de inclusões em um distribuidor de um veio por meio de modelo físico e matemático. Foram avaliadas diferentes configurações com modificadores de fluxo do tipo inibidor de turbulência (TI), dique e barragens, com injeção de gás pelo fundo do distribuidor e combinações dessas configurações. Em ambos os estudos, a validação da modelagem matemática do escoamento água e ar se deu pela técnica de PIV (*Particle Image Velocimetry*). As inclusões foram simuladas como partículas de densidade 567 kg/m^3 e suas trajetórias foram modeladas por meio da abordagem Euleriana-Lagrangeana com dispersão turbulenta. A Figura 3.14 apresenta os resultados do estudo

mais recente. A eficiência de remoção de inclusão sem borbulhamento de gás é fortemente dependente do arranjo dos modificadores de fluxo e dos tamanhos de partículas. A injeção de gás aumenta a eficiência de remoção de inclusões, principalmente das inclusões menores, e a torna independente do tamanho de partícula e da combinação dos modificadores de fluxo.

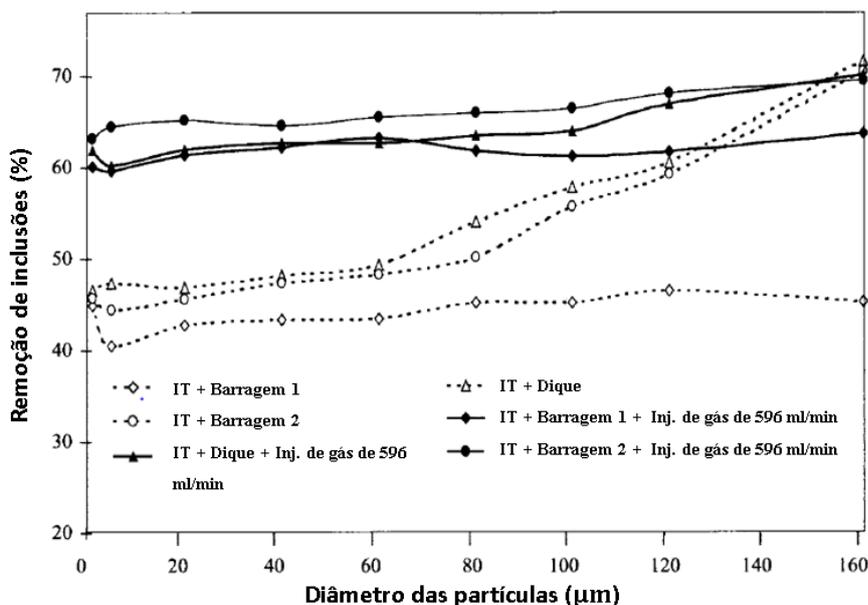


Figura 3. 14: Taxas de remoção de inclusões no modelo físico obtida por modelagem matemática (Adaptado de RAMOS-BANDEIRAS *et al.*, 2009)

Os resultados de MENDONÇA (2016) serão apresentados na seção de Resultados e Discussão, uma vez que foram usados para validação do modelo matemático do presente trabalho.

4. METODOLOGIA

Nesse capítulo serão descritas as etapas envolvidas no desenvolvimento dos modelos matemáticos para simulação do escoamento de fluidos e comportamento de inclusões em um modelo físico de um distribuidor de lingotamento contínuo operando sem e com injeção de gás. Primeiramente, são detalhadas as etapas e considerações da modelagem do escoamento água e gás no distribuidor (seção 4.1). Na seção 4.2, as simulações do comportamento das inclusões são descritas, incluindo as diferentes alternativas de

condições de contorno implementadas para simular o comportamento das inclusões na superfície livre do distribuidor. Na seção 4.3 é apresentada a metodologia empregada para a determinação dos tamanhos das bolhas. Neste capítulo é ainda descrita a etapa de validação dos modelos matemáticos e apresentadas novas configurações do distribuidor que foram estudadas.

4.1 Modelagem Matemática do Escoamento no Distribuidor

No presente trabalho, foi simulado o escoamento de fluidos no interior de um modelo físico de um distribuidor de lingotamento contínuo operando sem e com injeção de gás. Para tanto, foi utilizado o software comercial ANSYS CFX 17.1. Foi também simulado o comportamento de partículas simulando inclusões não metálicas, com o intuito de estimar a remoção de inclusões obtidas em diferentes configurações de modificadores de fluxo e de injeção de gás. O modelo matemático foi validado comparando suas previsões com resultados de experimentos previamente realizados por MENDONÇA (2016) em um modelo físico construído em uma escala 1:3 de um distribuidor industrial de 40 toneladas de capacidade nominal. As etapas envolvidas no desenvolvimento do modelo matemático e na análise dos resultados incluem:

- Definição do domínio computacional;
- Definição das considerações do modelo e suas condições de contorno;
- Estudo de independência de malhas;
- Definições de parâmetros dos modelos para simulação do comportamento das inclusões (Seção 4.2);
- Validação das predições do modelo matemático com o modelo físico (Seção 5.3).
- Identificação de condições favoráveis para obtenção de uma maior remoção de inclusões no distribuidor.

4.1.1 Domínio Computacional

A Figura 4.1 apresenta a geometria do distribuidor modelado. Devido às simetrias do sistema, apenas um quarto do domínio foi simulado. As dimensões do distribuidor inteiro podem ser vistas nas figuras 4.2.

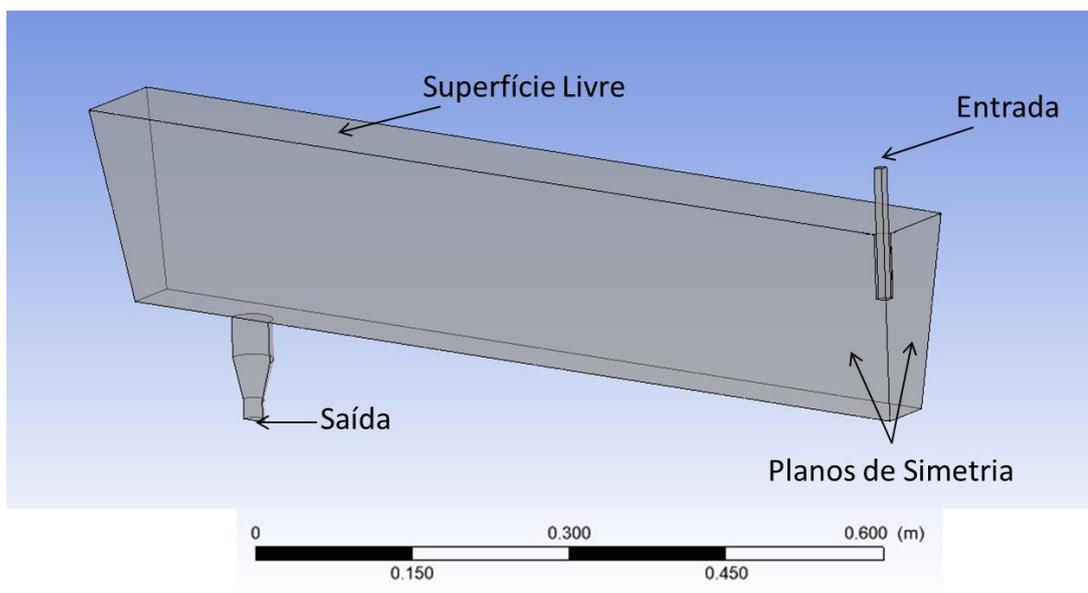


Figura 4. 1: Vista tridimensional do distribuidor para o caso sem injeção e sem modificadores de fluxo.

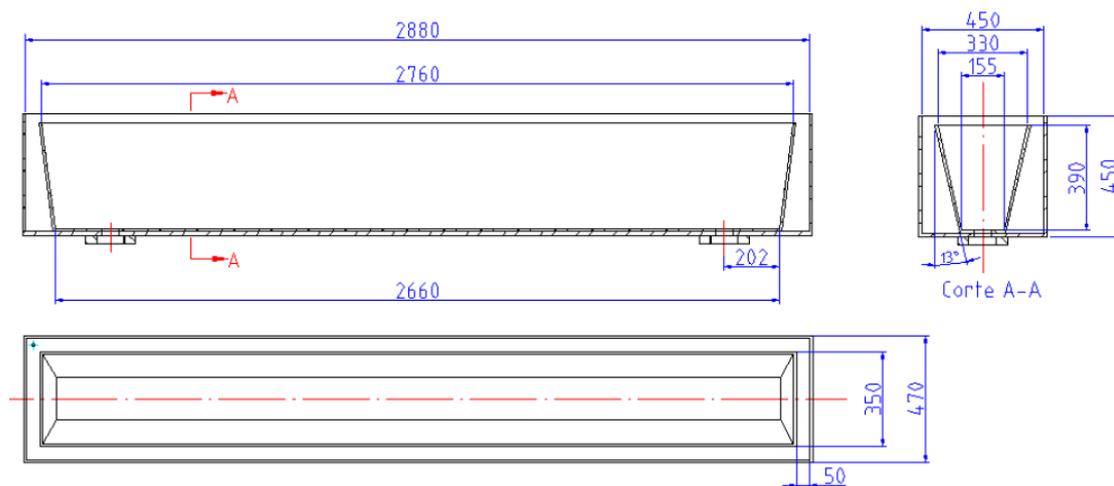


Figura 4. 2: Desenho técnico do modelo físico do distribuidor (em mm) (MENDONÇA, 2016)

A altura de coluna de fluido no modelo é de 276mm. O diâmetro da válvula longa é de 26mm e sua imersão é de 96mm a partir da superfície livre do distribuidor. O diâmetro do veio é de 33mm.

As simulações foram realizadas para diferentes condições internas com e sem injeção de gás. As configurações empregadas foram:

- a) Sem modificadores de fluxo convencionais e sem injeção de gás (DT – SMF);
- b) Sem modificadores de fluxo convencionais e com injeção de gás por plugue poroso em três diferentes posições, 28 cm, 56 cm e 84 cm da válvula longa (Figura 4.3). As vazões do gás são 1, 2, 3 e 4 NL/min.
- c) Com os modificadores de fluxo diques e barragens e sem injeção de gás (DT – DB). A geometria e o posicionamento destes modificadores são apresentados nas Figuras 4.4 e 4.5. A espessura de ambos é de 10mm;
- d) Com os modificadores de fluxo diques e barragens e com injeção de gás por plugue poroso de 1, 2, 3, 4 e 8NL/min nas mesmas posições em relação à válvula longa citadas acima.

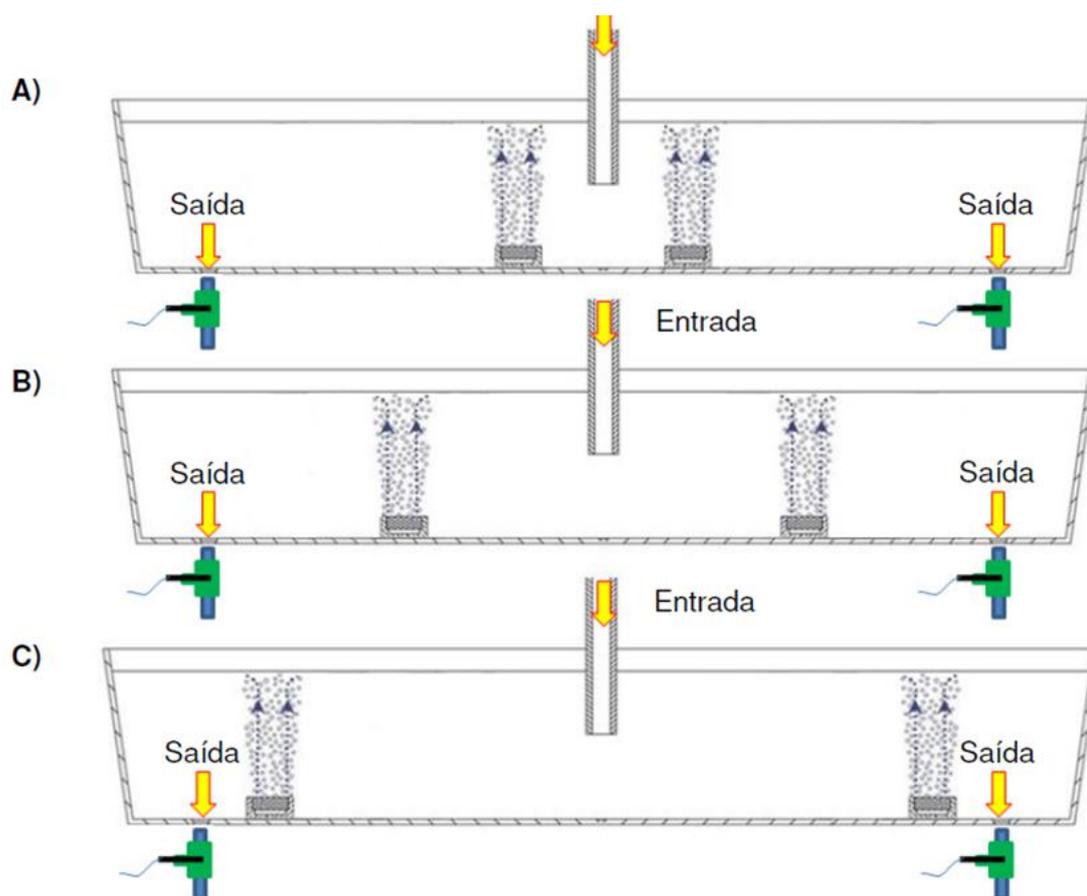


Figura 4. 3: Posicionamento dos plugues no distribuidor para A: 28cm, B: 56cm e C:84cm, distância em relação á válvula longa (MENDONÇA, 2016)

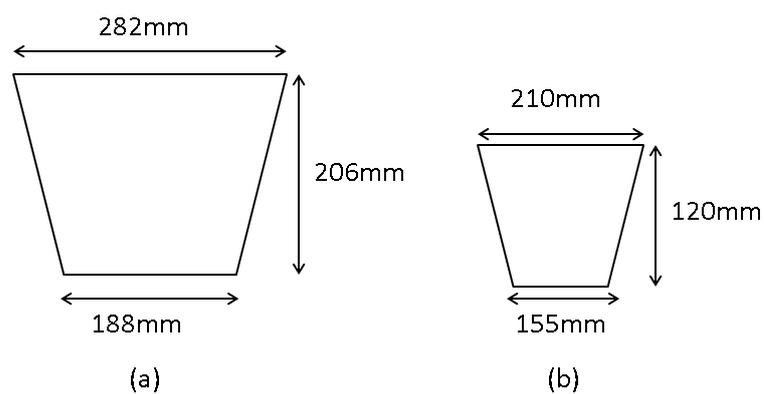


Figura 4. 4: Dimensões do dique (a) e da barragem (b) (em mm)

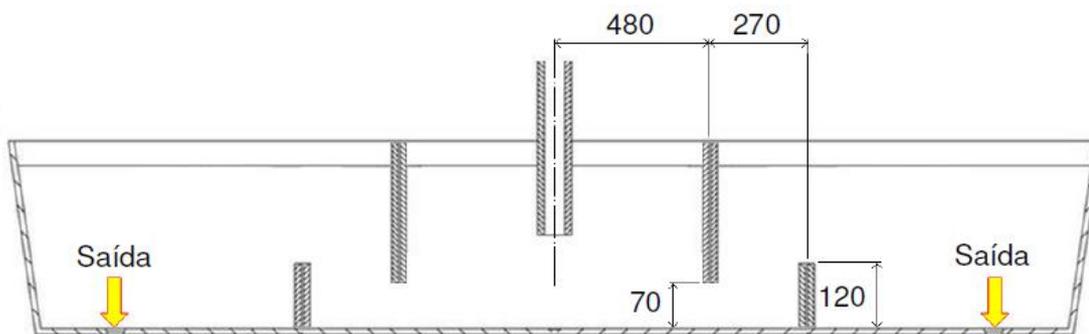


Figura 4. 5: Posicionamento dos diques e barragens em mm (MENDONDÇA, 2016)

4.1.2 Considerações, Condições de Contorno e Parâmetros Numéricos

Na formulação do modelo matemático do escoamento no modelo físico do distribuidor foram feitas as seguintes considerações:

- Escoamento em estado estacionário e isotérmico;
- Fluidos newtonianos com propriedades físicas constantes, apresentadas na Tabela IV.1;
- Superfície livre do fluido no distribuidor plana e mantida em nível constante;
- Modelo de turbulência $k - \varepsilon$.

As considerações para o estudo do comportamento das partículas serão apresentadas nas seções 4.2.

As condições de contorno são:

- Entrada do distribuidor: vazão de 50l/min de água;
- Entrada de gás pelo plugue poroso: consideradas as vazões de gás de 1, 2, 3, 4NL/min. A vazão de 8 NL/min foi testada apenas para a configuração com diques e barragens
- Condição de não escorregamento para o fluido água em todas as paredes, no fundo do distribuidor e nos modificadores de fluxo, ou seja, as velocidades dos

fluidos em contato com essas superfícies são zero: $u = v = w = 0$. Para o gás, foi definida a condição de escoamento livre;

- Superfície livre do distribuidor: condição de escorregamento livre para a fase líquida. Para o sistema com injeção de gás, foi utilizada a configuração “degassing”, que permite a saída de gases;
- Simetria: foram consideradas duas simetrias. A condição de contorno de simetria assume que não há fluxo de quantidade de movimento e de massa perpendiculares a estes planos.

Como critério de convergência para as simulações, foi tomado valor RMS (*Root Mean Square*) dos resíduos padronizados das equações resolvidas inferior a 10^{-5} . O esquema de advecção utilizado foi o *High Resolution*.

Quanto à abordagem do escoamento multifásico, optou-se pelo modelo Euleriano-Euleriano para caracterizar o sistema fase líquida – água – e a fase gasosa – ar atmosférico. Para o caso da injeção de gás no distribuidor, a água é definida como fluido contínuo e o ar como fluido disperso, inserindo o diâmetro médio das bolhas. O diâmetro médio das bolhas foi definido por meio de ensaio físico descrito na seção 4.3.

Tabela IV. 1: Propriedades físicas da água e do ar consideradas nas simulações (MAZUMDAR e GUTHRIE, 1999)

	Água	Ar
Densidade ($kg\ m^{-3}$)	997	1.185
Viscosidade Dinâmica ($kg\ m^{-1}s^{-1}$)	8.90E-04	1.83E-05

Na definição da interação gás-líquido, o coeficiente de tensão interfacial para a água-ar a 25 °C foi fixado como 0,072 N/m (VARGAFTIK *et al.*, 1983). Para o cálculo da força de arraste, foi selecionado o modelo de *Grace*. Esse modelo é derivado da correlação desenvolvida por GRACE e WEBER (1982) através de experimentos em meios

aquosos, apresentada graficamente na Figura 4.6. Observa-se que a correlação de Grace é coerente com os resultados experimentais, enquanto que a correlação baseada em bolhas esféricas não é mais válida para diâmetros equivalentes maiores que aproximadamente 2 mm. A curva azul representa a correlação de Grace, enquanto a vermelha é a correlação baseada no formato esférico da bolha.

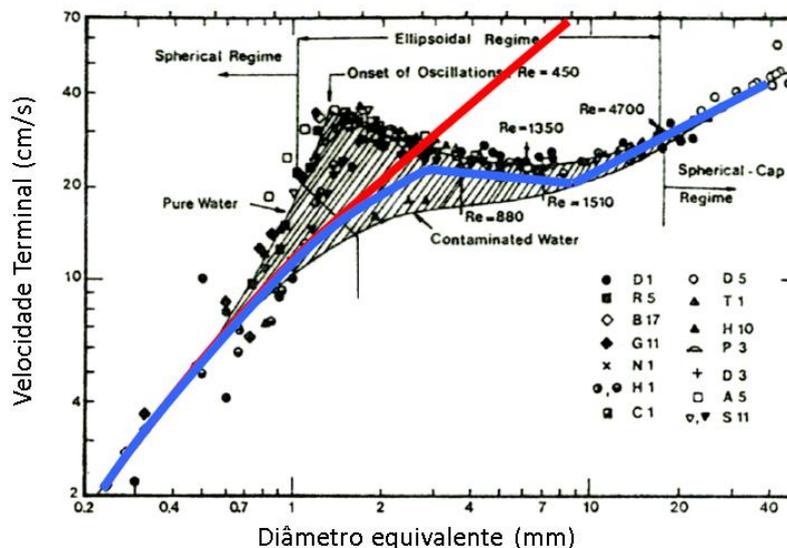


Figura 4. 6: Gráfico da velocidade terminal das bolhas pelo diâmetro equivalente obtido por meio de resultados experimentais (Adaptado de GRACE e WEBER, 1982).

4.1.3 Estudo de Independência de Malhas

Foram realizadas simulações com diferentes tamanhos de malha para avaliar a independência do refino nos resultados. Como parâmetro, optou-se pela comparação das curvas DTR de cada malha testada.

Para a obtenção das curvas de DTR, foi realizada a simulação numérica da dispersão de um traçador no distribuidor. Essa dispersão é descrita matematicamente pela equação de conservação de um escalar passivo:

$$\frac{\partial \rho \omega_A}{\partial t} = (\nabla \cdot \rho \omega_A \mathbf{v}) - (\nabla \cdot \mathbf{J}_A) \quad (4.1)$$

onde ω_A é a fração mássica local do traçador A e \mathbf{J}_A é o vetor fluxo de massa dado pela Lei de Fick:

$$\mathbf{J}_A = -\rho D_A \nabla \omega_A \quad (4.2)$$

onde D_A é a difusividade de A no fluido do distribuidor.

A solução é transiente, com o campo fluidodinâmico do escoamento ar e água previamente estabelecido. Nesta etapa, as soluções das equações de conservação de quantidade movimento e de grandezas de turbulência são desabilitadas. Foi definido o valor de $10^{-8} \text{ m}^2 \text{ s}^{-1}$ para a difusividade do traçador. São estabelecidas as seguintes condições de contorno para essa simulação:

- Entrada: O traçador é uma solução salina injetada na entrada do distribuidor na forma de pulso. Para tanto, é aplicada uma função degrau por dois segundos;
- Paredes, superfície livre e plano de simetria do distribuidor: O fluxo é zero para o traçador.

O tempo total de simulação foi definido como 900 s, que corresponde ao valor de 4 tempos de residência teóricos do distribuidor. O passo de tempo é de 1 s e a concentração inicial do traçador foi estabelecido como 0 kg/m^3 no instante inicial. O valor RMS das equações resolvidas inferior a 10^{-6} foi tomado como critério de convergência. O esquema de advecção utilizado foi o *High Resolution* e para o esquema de interpolação transiente, foi selecionado o *Second Order Backward Euler*. Além disso, o número máximo de *loops* para cada passo de tempo foi definido como 20.

Foram avaliados 3 tamanhos de malha para cada configuração (Tabela IV.2), até que não houvesse mais variação nos resultados. O estudo foi realizado para as seguintes configurações:

- sem modificadores de fluxo e sem injeção de gás (DT – DB);
- com modificadores de fluxo e com injeção de gás 56 cm distante da válvula longa e vazão de 3 NL/min.

Tabela IV. 2: Tamanhos de malhas avaliadas no teste de independência de malhas

Configuração	Número de elementos da malha
DT – DB	94745
	128353
	195148
DT – DB 56 cm distante da válvula longa e vazão de 3 NL/min	100112
	141703
	226875

4.2 Simulação do Comportamento das Inclusões

Uma vez calculado o perfil de escoamento dos fluidos em regime estacionário, foi realizada a simulação em regime transiente para injeção controlada das partículas. A equação 3.21 é resolvida para cada uma das partículas injetadas no domínio do distribuidor. Para avaliar a eficiência da remoção de inclusões, MENDONÇA (2016) utilizou uma sonda APS III – *Aqueous Particle Sensor*, que faz a contagem *on-line* e determina a distribuição de tamanhos de inclusões (simuladas por esferas de borossilicato) durante os ensaios. A polpa de partículas usada tinha a concentração de 1g/l e foi injetada na válvula longa por uma bomba peristáltica com vazão de 68 ml/min no sistema. O diâmetro médio das partículas é de 38 μm .

Na modelagem matemática foram inseridas partículas cuja faixa de tamanho foram as mesmas configuradas para detecção da sonda APS (Tabela IV.3). Foi criado o material Partícula, cuja densidade é 340 kg m^{-3} (densidade do material borossilicato).

Ainda na configuração do modelo matemático, a interação das inclusões com a fase contínua foi definida como *Particle Transport Solid*. Foi selecionado o modelo de *Schiller-Naumann* para o cálculo da força de arrasto sobre as partículas. Nesse modelo, o coeficiente de arrasto é calculado pela equação 4.3 (ANSYS, 2016). As forças de massa virtual e de gradiente de pressão não foram consideradas nesse estudo.

$$C_D = \max\left(\frac{24}{Re}(1 + 0.15Re^{0.687}), 0.44\right) \quad (4.3)$$

Tabela IV. 3: Diâmetros das partículas inseridas no distribuidor

Diâmetros das Partículas (μm)	25	30	35	40	50	60	70	80	90	100
--	----	----	----	----	----	----	----	----	----	-----

Dado que o efeito do modelo de dispersão turbulenta para o cálculo da trajetória de partículas não é consolidado (seção 3.4.2), optou-se por avaliar a incorporação desse modelo no presente estudo. Para tanto, foram realizadas simulações considerando a dispersão turbulenta e simulações desprezando esse efeito para fins de comparação com os resultados experimentais.

Foram definidas as seguintes condições de contorno e considerações:

- Entrada: foram inseridas 10000 partículas para cada diâmetro de partícula apresentado na Tabela IV.3;
- Paredes do distribuidor: foram configuradas com reflexão total das partículas, ou seja, nenhuma partícula é capturada pelas paredes;
- Superfície livre: foi configurada como absorção total das partículas, ou seja, toda partícula que atinge essa superfície é considerada como capturada. A definição de absorção total se dá pelos coeficientes de restituição paralelo e perpendicular iguais a 0, como mostra a Figura 4.7. Para reflexão total das partículas, os coeficientes deveriam ser iguais a 1. Uma nova condição de contorno para a superfície livre também foi avaliada. Ela é definida na seção 4.2.1;
- Saída: as partículas que não foram capturadas deixam o domínio pela saída (veio);
- Não há efeito do transporte das partículas no escoamento da água e do ar;
- Não há colisão, aglomeração ou transferência de quantidade de movimento entre as partículas.

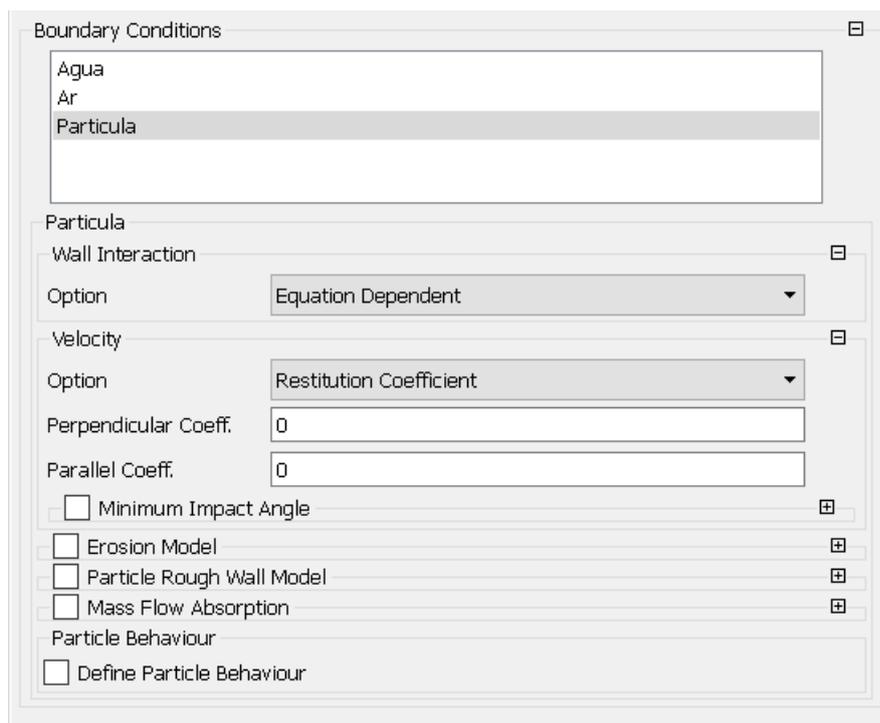


Figura 4. 7: Definição da condição de contorno da superfície livre para as partículas

Para a simulação da trajetória de partículas, há configurações adicionais para estabelecer os limites do rastreamento de cada partícula. Elas foram definidas conforme a Tabela IV.4, para assegurar que as partículas fossem rastreadas até deixar o domínio computacional ou serem capturadas na superfície livre. O tempo máximo de rastreamento foi definido como superior a 4 vezes o tempo médio de residência do distribuidor.

Tabela IV. 4: Configurações para controle do rastreamento das partículas

Tempo máximo de rastreamento	900 s
Distância máxima de rastreamento	50 m
Número máximo de etapas de integração	50000

4.2.1 Definição de Condição de Contorno para a Superfície Livre

A maioria dos estudos acerca da remoção de inclusões em distribuidores define como condição de contorno para a escória ou superfície livre a absorção total das partículas, assim como apresentado na seção anterior. No entanto, essa condição pode não representar bem o comportamento das partículas em ensaios físicos ou na prática

industrial. A modelagem não considera, por exemplo, a velocidade ou o ângulo de colisão das partículas na superfície.

Como apresentado na seção 3.4.2, RUCKERT *et al.* (2009) e WARZECHA *et al.* (2013) obtiveram bons resultados com a aplicação de uma nova condição de contorno incorporado ao código do *software* CFD. Em razão dos resultados obtidos, o presente estudo optou por também avaliar o uso de condição de contorno similar. A fundamentação teórica dessa abordagem é apresentada a seguir.

Na modelagem do comportamento das inclusões, pode-se considerar que, próximo à superfície livre, as forças que atuam sobre as partículas são a força de empuxo total (combinação da força empuxo e da força peso) e a força de arrasto. Assim, as forças agem somente na direção vertical e o balanço de forças é dado pela equação 4.4:

$$\vec{F}_B = \vec{F}_D \quad (4.4)$$

em que F_B é a força de empuxo (*buouancy force*, em inglês) e F_D é a força de arrasto (*drag force*, em inglês).

A força de empuxo e a força de arrasto (considerando a validade da lei de Stokes) são definidas pelas equações 4.5 e 4.6, respectivamente:

$$\vec{F}_B = \frac{\pi d_p^3}{6} \mathbf{g}(\rho - \rho_p) \quad (4.5)$$

$$\vec{F}_D = 3\pi\mu d_p \mathbf{v}_t \quad (4.6)$$

onde \mathbf{v}_t é a velocidade terminal da partícula. Assim, \mathbf{v}_t é calculada por:

$$\mathbf{v}_t = \frac{1}{18} d_p^2 \mathbf{g} \frac{(\rho - \rho_p)}{\mu} \quad (4.7)$$

O cálculo de \mathbf{v}_t apresentado é formulado de acordo com a Lei de Stokes. Sua validade se restringe a números de *Reynolds* menores que 1. Essa condição se aplica ao presente estudo.

Assim como no estudo de RUCKERT *et al.* (2009), o presente trabalho propõe considerar a velocidade terminal como uma velocidade crítica para a partícula. Ao se aproximar da superfície livre, a velocidade da partícula em relação do fluido é comparada com a sua respectiva velocidade terminal. Se a velocidade relativa da partícula é menor, ela é capturada. Caso contrário, a partícula é refletida. O *software*

CFX calcula a trajetória das partículas e a subrotina desenvolvida é executada sempre que a partícula atinge a superfície livre. A subrotina, cujo código está no Apêndice I, tem como variáveis de entrada a velocidade relativa e o diâmetro de cada partícula. Como variáveis de saída, ela fornece os coeficientes de restituição paralelo e perpendicular. Quando a velocidade relativa da partícula é menor que a velocidade terminal, a subrotina retorna o valor 0 para os coeficientes. Se a velocidade relativa é maior, ela retorna o valor 1. A Figura 4.8 mostra como é definida a nova condição de contorno da superfície livre.

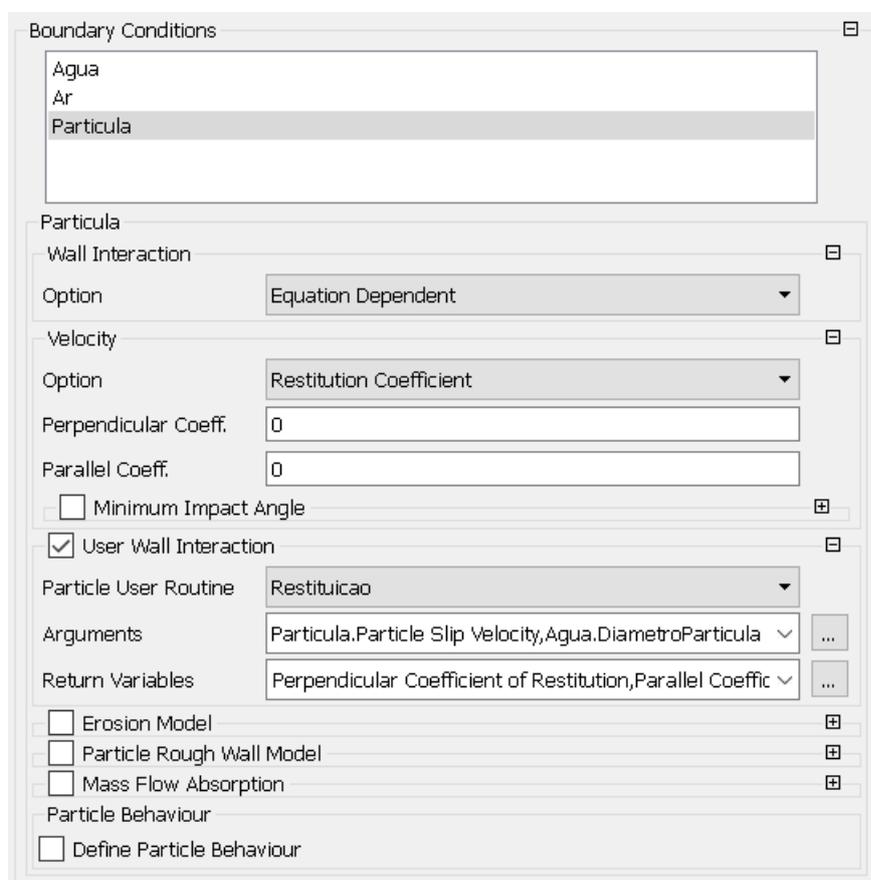


Figura 4. 8: Definição da condição de contorno da superfície livre para as partículas via subrotina

4.3 Ensaio para Caracterização das Bolhas

O diâmetro médio das bolhas é inserido na definição das simulações do escoamento ar e água no distribuidor de lingotamento contínuo, tornando necessária a determinação dos diâmetros por meio de ensaio físico. Para tanto, foram realizados ensaios físicos

adicionais utilizando o mesmo plugue e aplicando as mesmas vazões dos experimentos de MENDONÇA (2016). Entretanto, foi desenvolvido um recipiente retangular a fim de possibilitar imagens mais detalhadas das bolhas. Para obtenção das imagens, o recipiente foi preenchido com água até a altura 35 cm, assim como nos ensaios realizados no distribuidor. A captação das imagens foi feita utilizando uma câmera GoPro Hero 3, com resolução de 848 x 480 pixels a uma taxa de 240 quadros/s. Foram feitas diversas fotos do sistema com diferentes vazões de alimentação de gás.

Utilizando-se uma escala conhecida como referência, os tamanhos das bolhas foram medidos nas imagens. Para cada vazão de gás avaliada, foram medidas 84 bolhas. As bolhas foram medidas em dois eixos: vertical e horizontal. Foi considerado que o terceiro eixo tem a mesma dimensão do eixo horizontal. A análise utilizou a mesma metodologia de SILVA *et al.* (2017), na qual foi empregado o conceito de diâmetro equivalente. Nessa abordagem, o diâmetro de cada bolha é o diâmetro equivalente a uma esfera de mesmo volume que o elipsoide medido. Os tamanhos determinados aqui foram adotados no modelo matemático, descrito na seção 4.1.

5. RESULTADOS E DISCUSSÃO

Nesse capítulo serão apresentados e discutidos os resultados do presente estudo. Primeiramente, os diâmetros médios das bolhas para cada vazão de gás do plugue são analisados. Na seção 5.2, as curvas DTR resultantes das simulações são apresentadas para o teste de independência de malha. Em seguida, o modelo do comportamento das inclusões é validado por comparação com as taxas de remoção obtidas experimentalmente por MENDONÇA (2016). Além disso, são identificadas as condições mais favoráveis para a remoção de inclusões.

5.1 Caracterização das Bolhas

MENDONÇA (2016) avaliou qualitativamente as cortinas de gás no modelo físico do distribuidor. Com base em observações visuais, o autor inferiu que à medida que a vazão de gás aumenta, a cortina se torna mais regular e, como consequência, o volume de líquido ascendente local deslocado por ela também aumenta, causando uma maior perturbação no fluxo e na superfície livre. De acordo com MENDONÇA (2016), as vazões de 4 e 8 NL/min apresentam perturbação considerável na superfície, o que pode representar abertura de olho de escória na prática industrial.

No presente estudo, a análise foi quantitativa, avaliando os diâmetros das bolhas. A Tabela V.1 apresenta as médias dos diâmetros medidos e seus respectivos desvios padrões para cada vazão. As Figuras 5.1, 5.2 e 5.3 apresentam exemplos de imagens utilizadas para medição dos diâmetros das bolhas.

Tabela V. 1: Diâmetros médios das bolhas para as vazões de gás estudadas

Vazão de gás (<i>nL/min</i>)	Diâmetro médio da bolha (<i>mm</i>)	Desvio Padrão (<i>mm</i>)
2	2.81	0.67
3	2.69	0.72
4	2.75	0.72

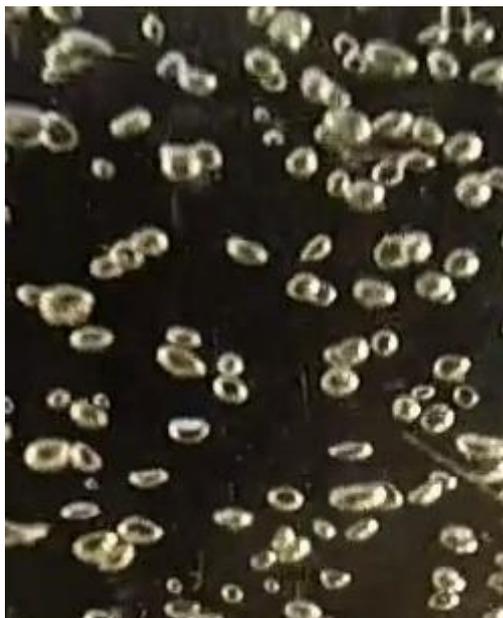


Figura 5. 1: Campo de bolhas com vazão de 2NL/min



Figura 5. 2: Campo de bolhas com vazão de 3NL/min



Figura 5. 3: Campo de bolhas com vazão de 4NL/min

Assim como no estudo de CWUDZINSKI (2018), apresentado na seção 3.4, foi verificado que não há relação entre os tamanhos médios das bolhas e o aumento da vazão de gás. Além disso, para todas as vazões, os desvios padrões são elevados, indicando grande dispersão entre os diâmetros medidos. Considerando ambas as observações, optou-se por utilizar a média dos diâmetros médios (2,75 mm) nas definições de todas as simulações utilizando os modelos matemáticos.

5.2 Teste de Independência de Malhas

O teste de independência de malhas foi realizado avaliando as curvas DTR obtidas na modelagem matemática. As Figuras 5.4 e 5.5 apresentam os resultados para as configurações do distribuidor com diques e barragens (DT – DB) e do distribuidor com diques e barragens e injeção de gás de 3NL/min na posição de 56 cm distante da válvula longa.

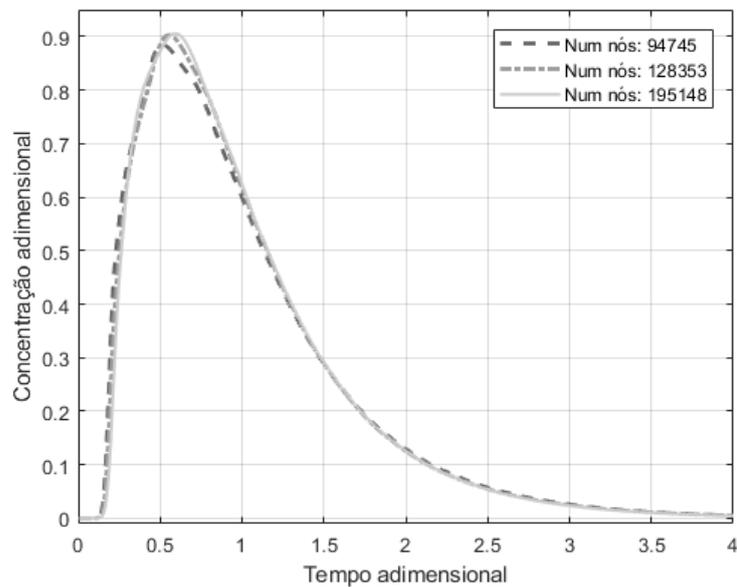


Figura 5. 4: Curvas DTR obtidas por diferentes malhas (Configuração DT - DB)

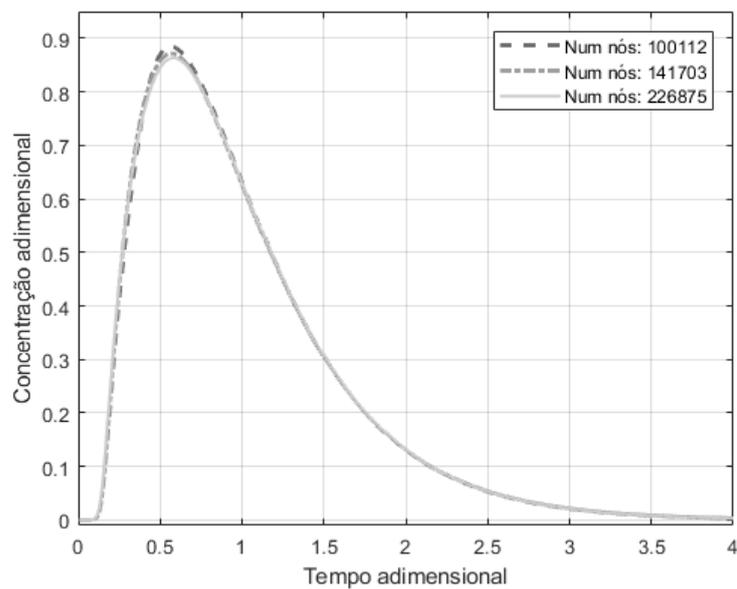


Figura 5. 5: Curvas obtidas por diferentes malhas para a configuração com injeção de gás de 3NL/min na posição de 56 cm distante da válvula longa

Para ambos os casos, verifica-se que, a partir das malhas de refinamentos intermediários, não há grandes diferenças entre as curvas DTR. Portanto, por ter alcançado independência

dos resultados, o presente estudo considerou as malhas apresentadas na Tabela V.2 para as simulações.

Tabela V. 2: Resultados do teste de independência de malhas

Configuração	Número de elementos da malha
DT – DB	128353
DT – DB 56 cm distante da válvula longa e vazão de 3 NL	141703

5.3 Validação do Modelo Matemático

A modelagem do escoamento dos fluidos no distribuidor foi validada por comparação da curva DTR das malhas selecionadas na seção anterior com a curva experimental obtida por MENDONÇA (2016). As Figuras 5.6 e 5.7 apresentam essas comparações. As curvas obtidas numericamente representam, de maneira adequada, as curvas experimentais.

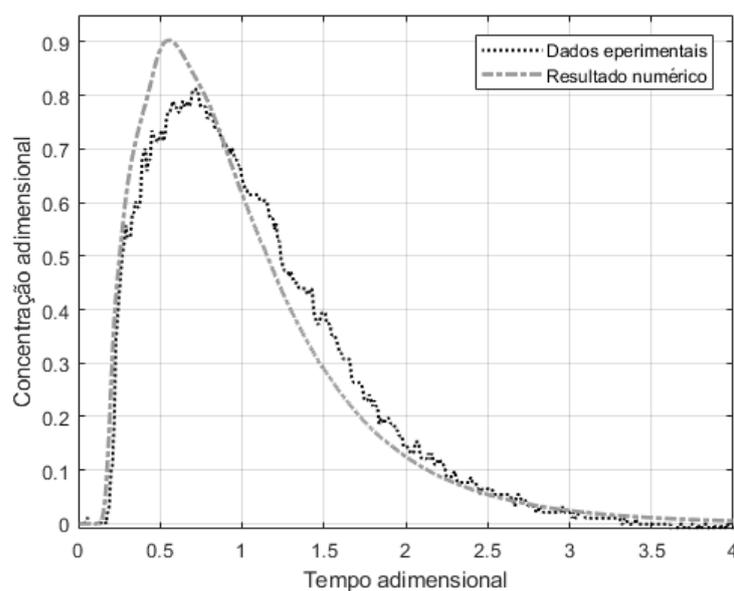


Figura 5. 6: Comparação de curvas DTR da configuração DT - DB

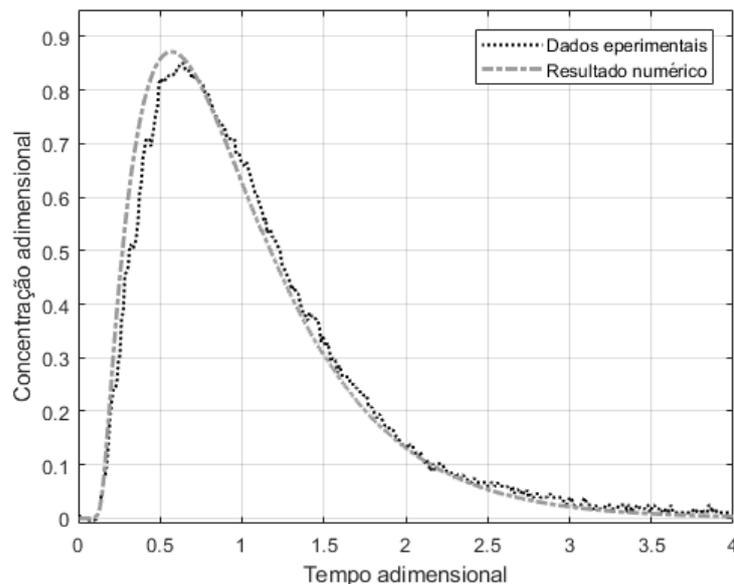


Figura 5. 7: Comparação de curvas DTR da configuração com injeção de gás de 3NL/min na posição de 56 cm distante da válvula longa

Em seguida, as eficiências de remoção de inclusões são apresentadas e também comparadas com os resultados experimentais, para validação da modelagem do comportamento das inclusões. Apesar de a comparação ter sido feita para todas as configurações do distribuidor descritas na seção 4.1.1, serão apresentadas aqui para fins de adequação do modelo apenas os seguintes casos:

- sem modificadores de fluxo e sem injeção de gás (DT – SMF);
- com modificadores de fluxo e sem injeção de gás (DT – DB);
- sem modificadores de fluxo e com injeção de gás 56 cm distante da válvula longa e vazão de 2 NL/min (DT – SMF – 56 – 3NL/min);
- com modificadores de fluxo e com injeção de gás 56 cm distante da válvula longa e vazão de 2 NL/min (DT – DB – 56 – 3NL/min).

Os resultados das demais configurações são apresentados no Apêndice II.

As Figuras 5.8 e 5.9 apresentam os resultados para as configurações DT - SMF e DT – DB do distribuidor, respectivamente. A inserção da dispersão turbulenta foi avaliada. Os dados experimentais são expostos com barra de erros correspondentes aos desvios padrões para cada média.

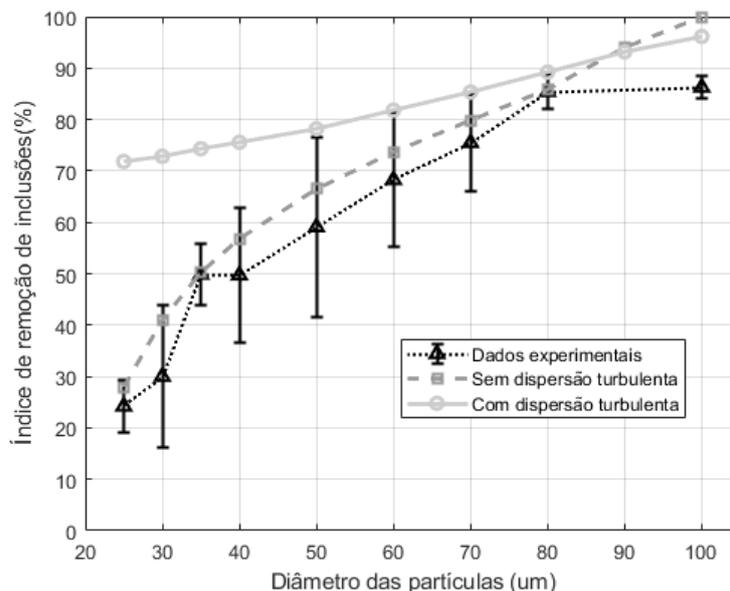


Figura 5. 8: Comparação dos índices de remoção de inclusões da configuração DT – SMF, avaliando o modelo de dispersão turbulenta.

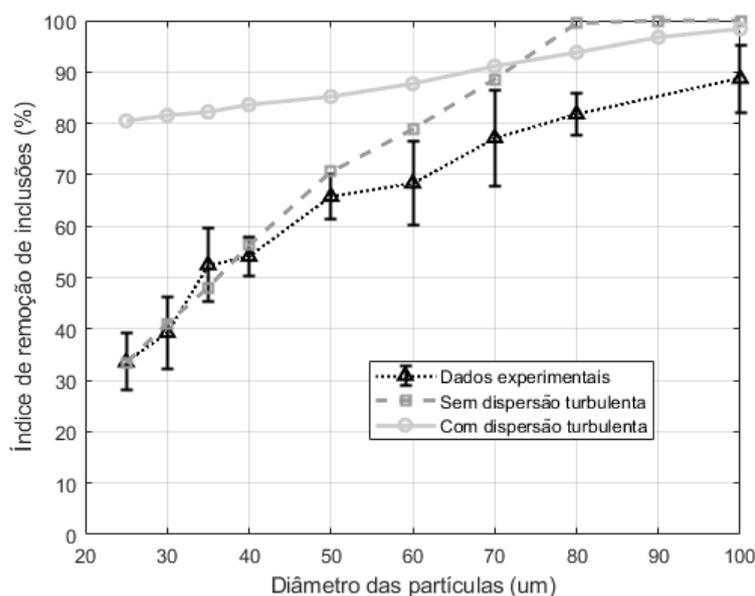


Figura 5. 9: Comparação dos índices de remoção de inclusões da configuração DT – DB, avaliando o modelo de dispersão turbulenta.

Para ambos os casos, os resultados da modelagem matemática sem dispersão turbulenta são próximos das médias dos índices de remoção de inclusões obtidos experimentalmente. Principalmente, para as partículas menores. No entanto, para a

configuração DT - DB, o modelo matemático sem dispersão turbulenta prediz índices de remoção mais elevados que os resultados experimentais para partículas maiores que $55\mu\text{m}$.

Os resultados obtidos considerando a dispersão turbulenta corroboram as observações de BRAGA (2019) e DAOUD (2009) de que esse modelo superestima as taxas de colisão das partículas menores à superfície livre. A razão de ter gerado índices tão elevados de remoção é relatada na seção 3.4.2. Ao ignorar a condição de fluxo nulo nas paredes e superfície do distribuidor, o modelo aumenta as taxas de colisões das inclusões pequenas nessas regiões. Todavia, para partículas maiores, a inclusão da dispersão turbulenta diminui as taxas de remoção previstas e estão em melhor concordância com os resultados experimentais. BRAGA (2019) destaca que a turbulência faz com que uma pequena parte das macroinclusões seja carregada para o veio, contrariando a tendência de todas elas serem facilmente flotadas. Nesse sentido, verifica-se o êxito do modelo de dispersão turbulenta em prever esse evento na configuração com diques e barragens.

Os resultados para as configurações com injeção de gás são mostrados nas Figuras 5.10 e 5.11. Para essas configurações, ambas as abordagens da modelagem matemática não previram índices de remoção de inclusões similares aos resultados experimentais. A validação da modelagem, portanto, é comprometida.

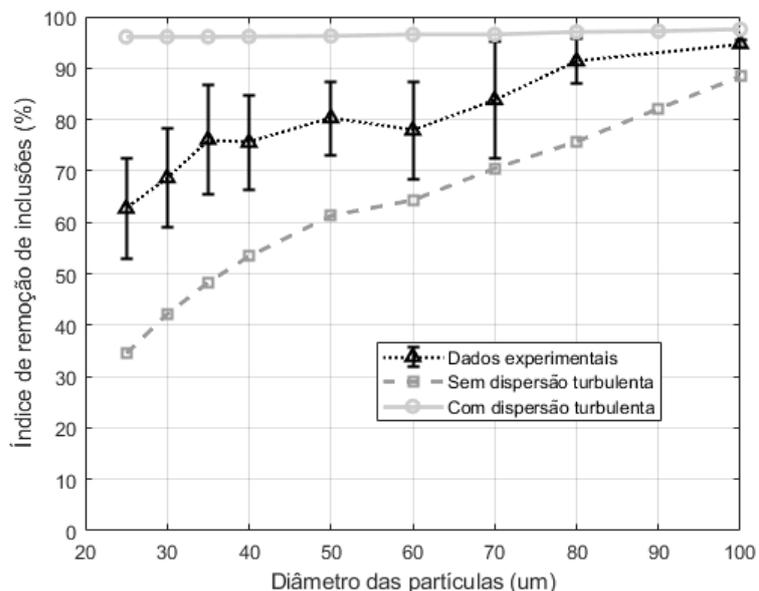


Figura 5. 10: Comparação dos índices de remoção de inclusões da configuração DT – SMF - 56 – 3 NL/min, avaliando o modelo de dispersão turbulenta.

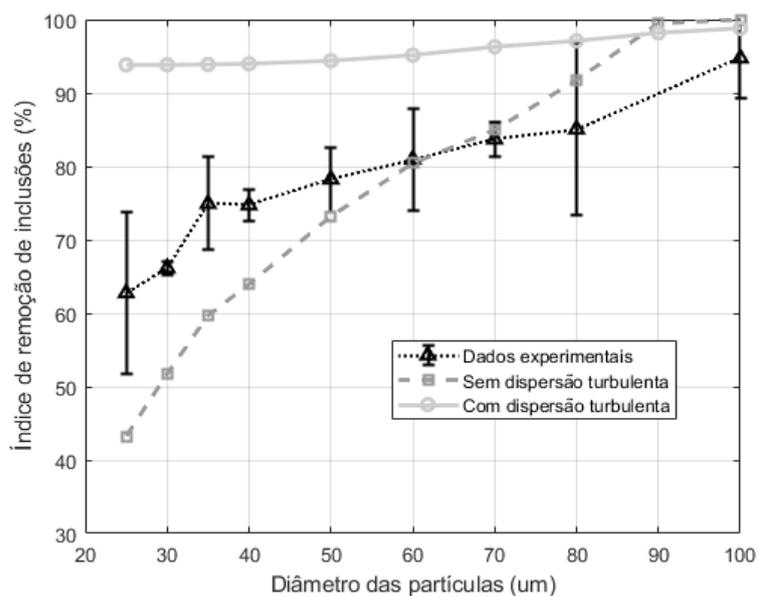


Figura 5. 11: Comparação dos índices de remoção de inclusões da configuração DT – DB – 56 – 3 NL/min, avaliando o modelo de dispersão turbulenta.

O modelo matemático que despreza o efeito da dispersão turbulenta sobre a trajetória das partículas subestima a remoção de inclusões, ao passo que a introdução deste efeito prediz índices de remoção muito superiores aos experimentais. Antes de refletir sobre as

possíveis razões desses resultados, é interessante analisar a distribuição das partículas removidas. Os resultados da análise que considera a dispersão turbulenta mostram pouca dependência da taxa de remoção com o tamanho das partículas, assim como os resultados de RAMOS-BANDEIRAS *et al* (2009) e de CWUDZINSKI (2010). As simulações que não consideram esse modelo apresentam índices de remoção com forte dependência dos tamanhos das partículas, sendo esses índices muito pequenos para as partículas menores.

Duas hipóteses podem justificar os resultados do modelo matemático sem dispersão turbulenta não estarem em concordância com os resultados experimentais. A primeira hipótese é direta: a injeção de gás insere considerável turbulência no escoamento, aumentando a colisão das partículas na superfície livre e não modelar matematicamente esse efeito despreza essa contribuição para os índices de remoção. A segunda hipótese é o fato da modelagem matemática empregada não considerar o mecanismo de remoção de inclusão por meio de adesão da inclusão à bolha, descrito na seção 3.3.1. Apesar dos resultados de ARCOS-GUTIERREZ *et al.*, (2012) mostrarem que a probabilidade da remoção da inclusão por adesão à bolha é de cerca de 10% no melhor cenário avaliado por eles (bolhas de 1mm de diâmetro), esse mecanismo pode ter sido relevante nos ensaios físicos, cujo diâmetro médio das bolhas é 2,75mm.

Ainda para verificar a adequação do modelo matemático, se faz necessária a comparação dos resultados obtidos entre si. As Figuras 5.12, 5.13 e 5.14 apresentam os resultados das quatro configurações avaliadas plotados no mesmo gráfico. Para a análise que despreza a dispersão turbulenta (Figura 5.12), os resultados dos índices de remoção das inclusões não seguem a tendência verificada nos ensaios físicos. Os resultados experimentais (Figura 5.14) mostraram que as configurações com injeção de gás removem mais partículas que as configurações sem injeção, sendo o distribuidor vazio sem modificadores de fluxo o pior cenário. Esse é um resultado similar às conclusões de DAOUD (2009), que verificou que a não inserção do efeito de dispersão turbulenta impossibilitou visualizar diferenças entre os casos avaliados.

Quando se considera o modelo de dispersão turbulenta, os resultados de todas as configurações se mostram muito elevados (Figura 5.13), mas estão de acordo com a tendência dos resultados experimentais. Verifica-se, portanto, a necessidade de modelar

o efeito da turbulência no comportamento das inclusões. No entanto, o modelo de dispersão turbulenta precisa ser aperfeiçoado para não prever índices superestimados de colisão das inclusões na superfície livre do distribuidor.

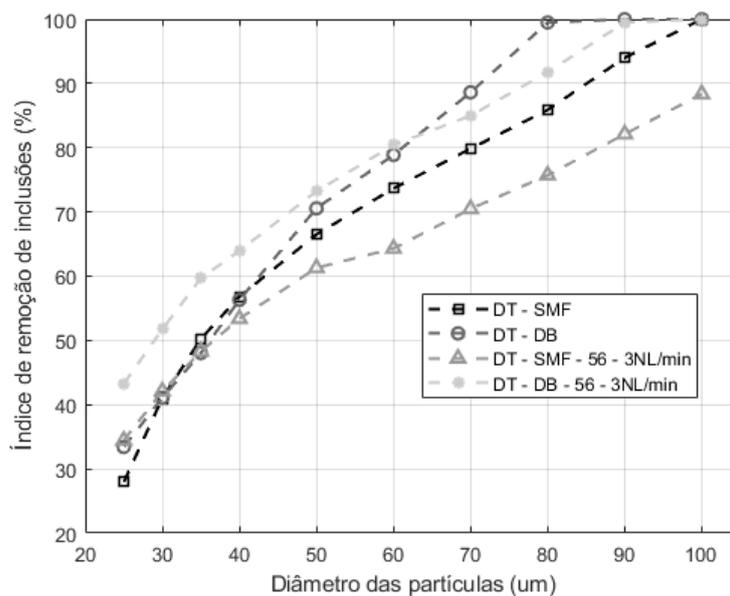


Figura 5. 12: Índices de remoção de inclusões das configurações avaliadas, previstos desconsiderando o modelo de dispersão turbulenta

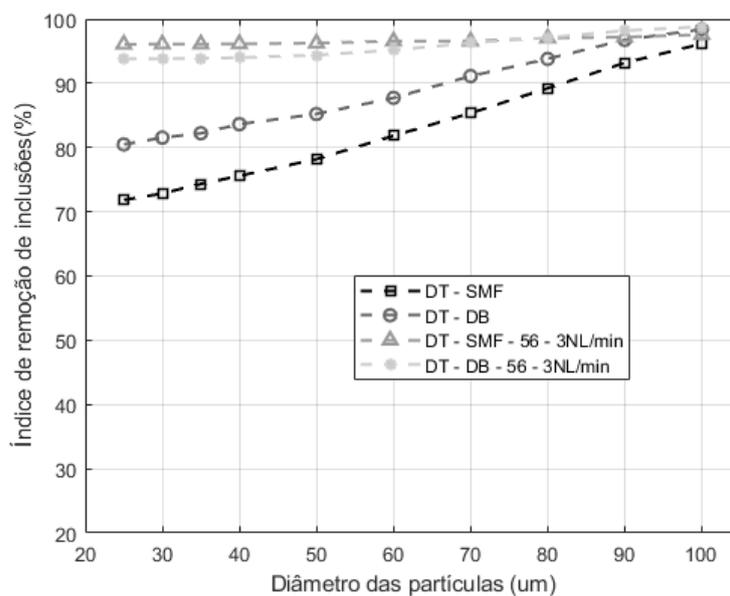


Figura 5. 13: Índices de remoção de inclusões das configurações avaliadas, previstos considerando o modelo de dispersão turbulenta

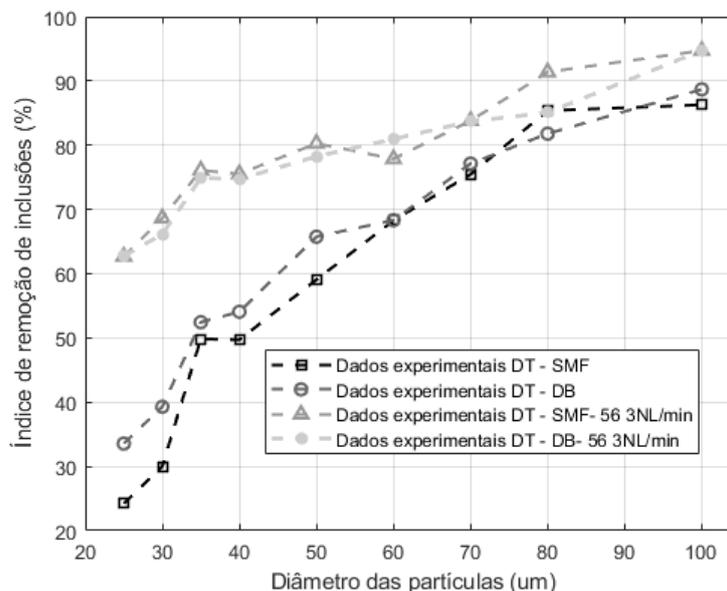


Figura 5. 14: Índices de remoção de inclusões das configurações obtidos experimentalmente

Adicionalmente às observações feitas, é muito questionável a configuração DT – SMF apresentar eficiência de remoção de inclusões muito elevada e até mesmo superior à configuração com injeção de gás, o que está em total desacordo com os resultados experimentais. Para entender esse resultado, é preciso analisar resultados da modelagem do escoamento e ressaltar limitações do modelo Lagrangeano. Visualizam-se na Figura 5.15 os perfis de velocidade para planos na entrada do distribuidor e no centro do domínio, além da trajetória das partículas de $30\mu\text{m}$ (Figura 5.15 (a)) e os respectivos pontos de remoção pela superfície (Figura 5.15 (b)).

Pelo perfil de velocidade da Figura 5.15 (a), verifica-se que o jato de fluido entra no distribuidor, colide contra o fundo do equipamento e se direciona às paredes laterais, com movimento ascendente até a superfície livre. Esse escoamento ascendente é benéfico para a flotação das inclusões pela superfície do distribuidor, o que é confirmado pela Figura 5.16 (a), que mostra que a maior parte da remoção de inclusões se dá na região próxima à entrada. No entanto, essa região apresenta valores altos de velocidade, indicando grande agitação na superfície. Essas duas últimas características do escoamento certamente têm influência na fixação e permanência das partículas na superfície livre/escória. Ao não considerar as velocidades das partículas ao atingir a superfície livre e a possibilidade destas retornarem ao banho, é provável que o modelo

matemático esteja predizendo eficiência de remoção superior à realidade dos ensaios físicos e da prática industrial.

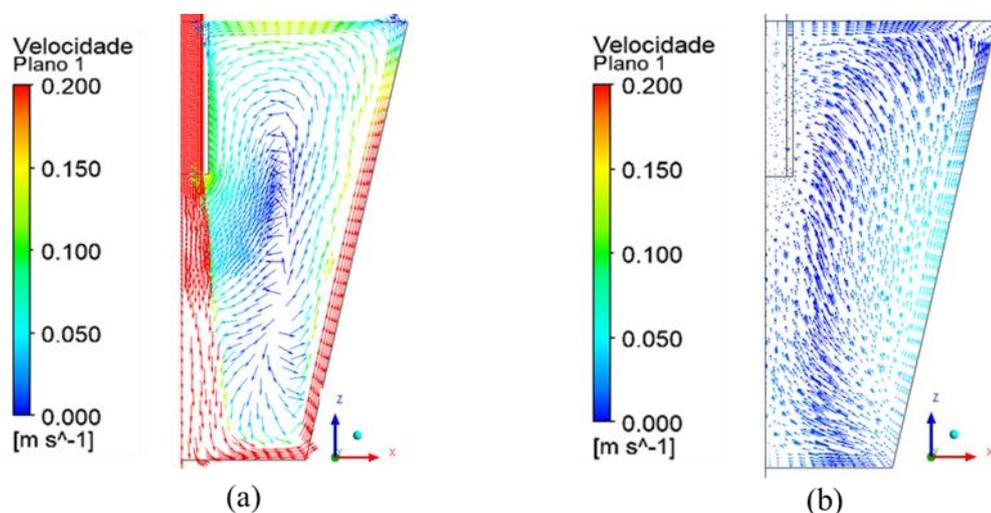


Figura 5. 15: Perfis de velocidade na região de entrada do distribuidor (a) e a 140mm da válvula longa (b)

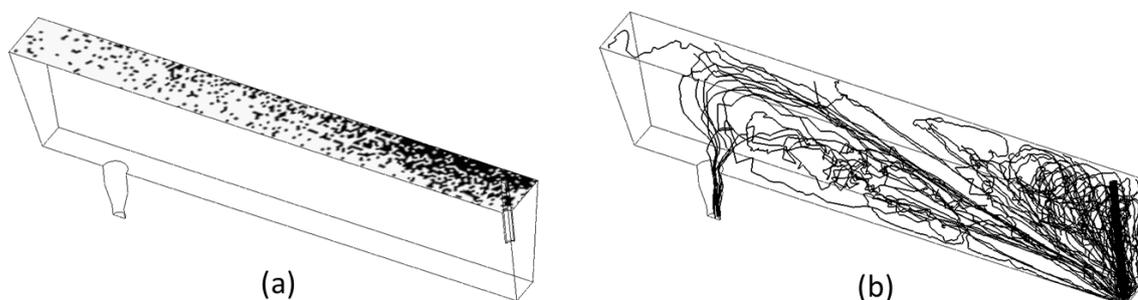


Figura 5. 16: Pontos de remoção pela superfície (a) e trajetórias das partículas de 30μ (b)

Com a finalidade de contornar essa limitação do modelo matemático e alcançar uma melhor aproximação com os resultados experimentais, o presente estudo implementou uma condição de contorno, baseada nos trabalhos de RUCKERT *et. al* (2009). É importante lembrar que os referidos autores obtiveram êxito, mesmo considerando o modelo de dispersão turbulenta. Portanto, é esperado que a condição de contorno proposta seja capaz de contornar o problema das elevadas taxas de remoção previstas quando aplica esse modelo. Os resultados são apresentados na próxima seção.

5.3.1 Avaliação da Condição de Contorno Proposta para a Superfície Livre

A condição de contorno proposta foi implementada nos cálculos do comportamento das partículas em todas as configurações analisadas. No entanto, são apresentadas aqui, para fins de validação do modelo, apenas parte das configurações. Além dos casos da seção anterior, são apresentados também:

- sem modificadores de fluxo e com injeção de gás 28 e 84 cm distante da válvula longa e vazão de 3 NL/min (DT – SMF – 28 – 3NL/min e DT – SMF – 84 – 3NL/min);
- com modificadores de fluxo e com injeção de gás 28 e 84 cm distante da válvula longa e vazão de 3 NL/min (DT – DB – 28 – 3NL/min e DT – DB – 3NL/min).

Os resultados obtidos com a nova condição de contorno são comparados com os resultados experimentais e os resultados da abordagem padrão. O modelo de dispersão turbulenta foi considerado.

As Figuras 5.17 e 5.18 apresentam os resultados para as configurações sem injeção de gás (DT – SMF e DT – DB). É verificado que a condição de contorno proposta reduz consideravelmente os índices de remoção de inclusões para ambos os casos. O efeito dela é verificado em todos os tamanhos das partículas, mas principalmente para as partículas menores. Entretanto, o modelo ainda tem limitações para as partículas com diâmetros menores, superestimando seus índices de remoção em relação aos resultados experimentais.

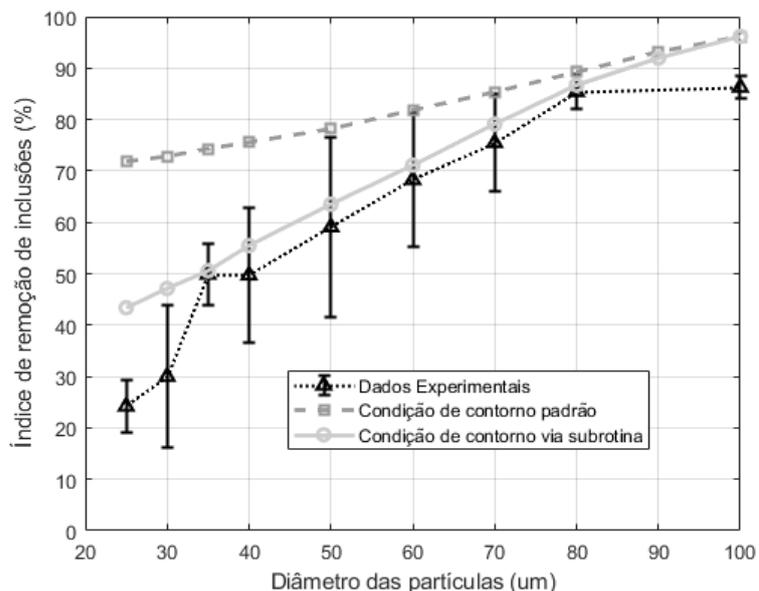


Figura 5.17: Comparação dos índices de remoção de inclusões da configuração DT – SMF, avaliando a condição de contorno proposta.

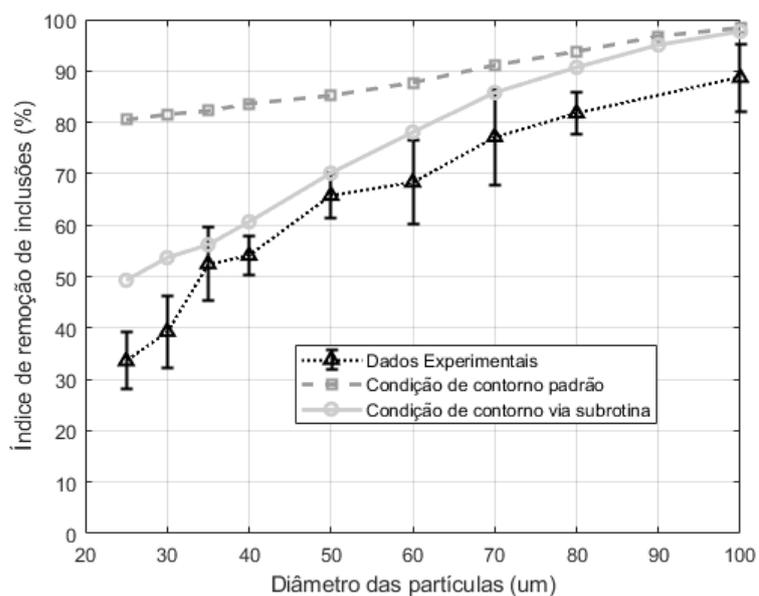


Figura 5.18: Comparação dos índices de remoção de inclusões da configuração DT – DB, avaliando a condição de contorno proposta.

Os resultados para as configurações com injeção de gás são expostos nas Figuras 5.19, 5.20 e 5.21. Novamente, a inserção da condição de contorno melhora significativamente a qualidade das previsões, mas ainda apresenta desvios para partículas menores. Outra

observação é que, diferentemente da condição de contorno padrão, a condição de contorno proposta apresenta taxas de remoção dependentes dos tamanhos das partículas. Esses resultados estão em maior concordância com os resultados experimentais e com os testes industriais de KUMAR *et al.* (2009) e MEIJIE *et al.*, (2011).

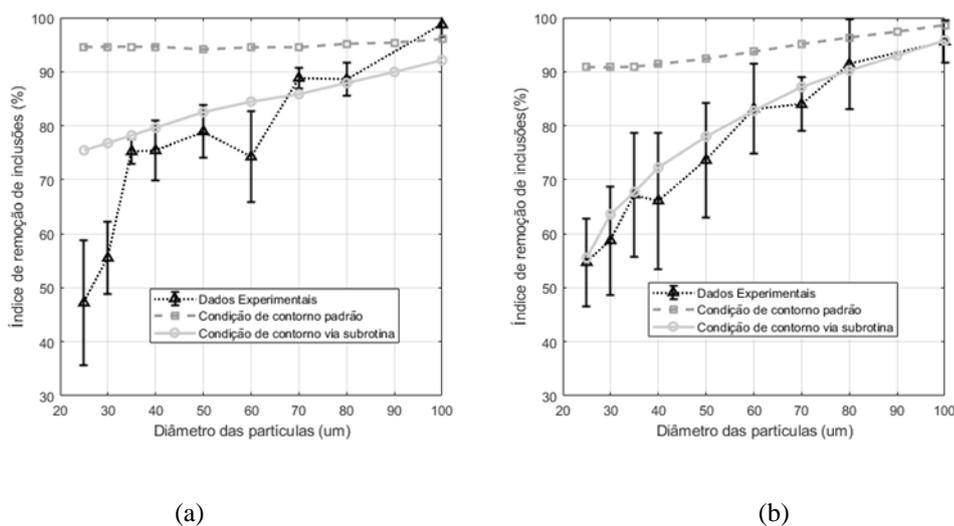


Figura 5. 19: Comparação dos índices de remoção de inclusões das configurações DT – SMF - 28 - 3NL/min (a) e DT – DB – 28 – 3NL/min (b), avaliando a condição de contorno proposta.

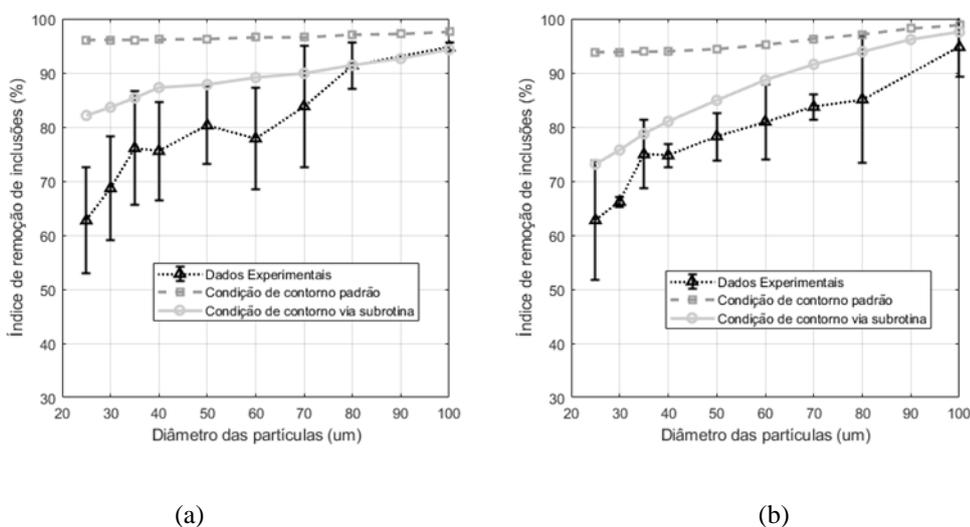


Figura 5. 20: Comparação dos índices de remoção de inclusões das configurações DT – SMF - 56 - 3NL/min (a) e DT – DB – 56 – 3NL/min (b), avaliando a condição de contorno proposta.

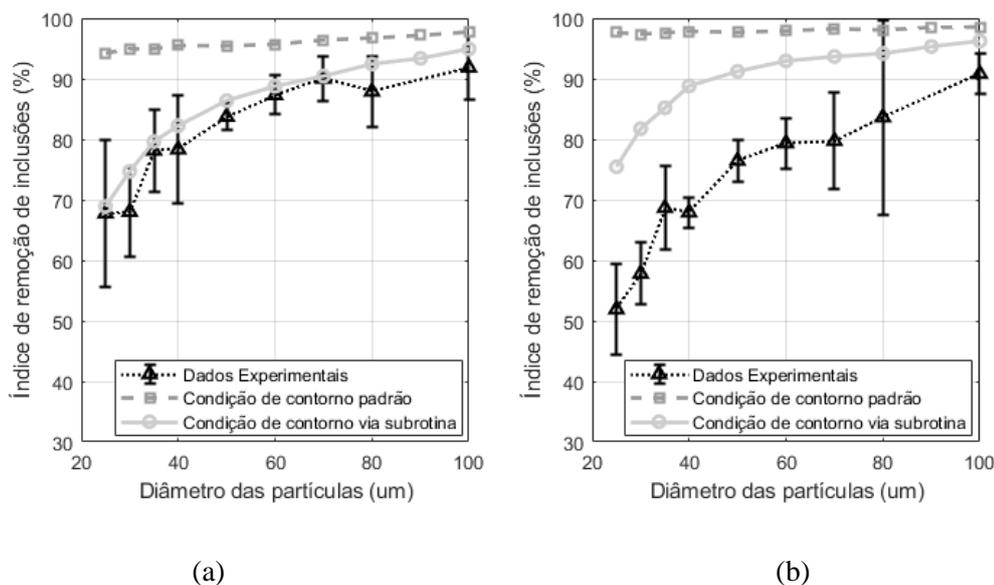


Figura 5. 21: Comparação dos índices de remoção de inclusões das configurações DT – SMF - 84 - 3NL/min (a) e DT – DB – 84 – 3NL/min (b), avaliando a condição de contorno proposta.

Para todos os casos avaliados, incluir a condição de contorno proposta à modelagem matemática possibilitou a predição de índices de remoção de inclusões mais próximos e coerentes com os resultados experimentais obtidos por MENDONÇA (2016). Portanto, confirma-se que a captura das inclusões na superfície deve ser dependente da velocidade das mesmas.

Embora a melhoria dos resultados seja relevante, o modelo ainda superestima a eficiência de remoção. As possíveis causas se relacionam às limitações do modelo. Há a hipótese do aumento das taxas de colisão por consequência do emprego do modelo de dispersão turbulenta. Além disso, é importante lembrar que, uma vez capturadas, o modelo proposto não considera a possibilidade das partículas retornarem ao banho. Ou seja, o modelo matemático condiciona a fixação da partícula à superfície livre por meio da subrotina, mas não sua permanência. A possibilidade de reversão das partículas nos ensaios físicos é citada por MENDONÇA (2016), principalmente para a configuração DT – SMF - 28 - 3NL/min. A reversão de partículas pode explicar também porque os resultados do modelo matemáticos da configuração DT – DB – 84 – 3NL/min não foram próximos dos resultados experimentais. Apesar de factível em modelos físicos,

como verificado por SILVA (2018), a reversão de inclusões para o banho metálico é questionável na prática industrial, dadas as interações termodinâmicas inclusão/escória

Apesar das limitações apresentadas, o modelo matemático do comportamento das inclusões desenvolvido no presente trabalho permite a comparação entre diferentes configurações do distribuidor e condições de operação. Ademais, as características do escoamento no interior do equipamento complementam essa análise. A próxima seção se dedica a analisar porque determinadas configurações fornecem melhores resultados quanto à eficiência da flotação de inclusões.

5.4 Análise dos Perfis de Velocidade no Interior do Distribuidor e sua Relação com a Remoção de Inclusões

Nesta seção, são apresentados os perfis de velocidades e as linhas de fluxo no plano de simetria longitudinal do distribuidor de diferentes configurações estudadas. O objetivo é visualizar as características do escoamento, avaliando o efeito dos modificadores de fluxo, do posicionamento do plugue de injeção de gás e associação de ambas as configurações sobre o escoamento e remoção de inclusões. Para os casos com injeção de gás, optou-se por apresentar apenas os perfis referentes à vazão de gás de 3NL/min.

A Figura 5.22 apresenta os perfis de velocidade para os casos sem injeção de gás: DT – SMF e DT – DB. Observa-se que ambas as configurações apresentam velocidades elevadas na interface da superfície livre e a formação de uma zona de recirculação no fundo do distribuidor, próxima à região da entrada. Era esperado que diques direcionassem o fluxo para o fundo do distribuidor e que as barragens direcionassem o fluxo para a superfície do equipamento. Por isso, esses modificadores são utilizados em conjunto, sendo a barragem posicionada após o dique. Para o distribuidor estudado, no entanto, esses efeitos não foram predominantes. Verifica-se, pela Figura 5.22 (b), que uma parcela significativa do fluido retorna para a região próxima à entrada, com velocidades altas. Após o dique, duas zonas de recirculação são formadas. As zonas de recirculação podem ser benéficas porque possibilitam maior interação do fluido com a superfície livre, favorecendo a remoção de inclusões. Entretanto, percebe-se, que a recirculação formada à esquerda da barragem direciona uma parcela de fluido com velocidade relativamente alta diretamente para o veio. Possivelmente, a vazão de fluido

que entra no equipamento é tão elevada que limita os ganhos que a inserção dos modificadores de fluxo traria. De fato, os resultados dos índices de remoção de inclusões do DT – DB são muito próximos dos resultados do DT – SMF.

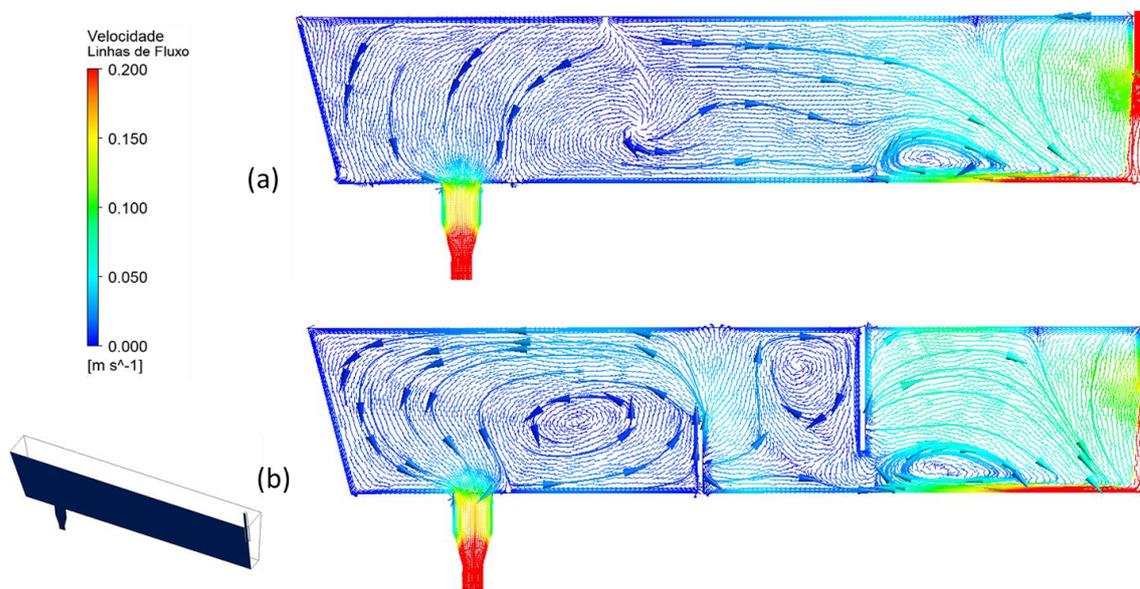


Figura 5. 22: Perfis de velocidade para as configurações DT - SMF (a) e DT - DB (b)

Os perfis de velocidade das diferentes posições do plugue de injeção de gás são apresentados na Figura 5.23. Para todos os casos, verifica-se que a cortina de gás atua como uma barreira, redirecionando o escoamento para a superfície. Para a posição de 28 cm distante da válvula longa (Figura 5.23 (a)), em particular, a cortina de gás é desviada pelo escoamento do líquido. Essa deformação foi observada visualmente por MENDONÇA (2016) em seus ensaios com o modelo físico. As configurações com posições de plugue a 56 e 84 cm distantes da válvula longa (Figuras 5.23 (b) e 5.23 (c)) tem as regiões de recirculação bem definidas. Os resultados obtidos experimentalmente e pelo modelo matemático confirmam essas observações: a configuração com o plugue distante 28 cm da válvula longa apresenta índices de remoção de inclusões menores que as demais.

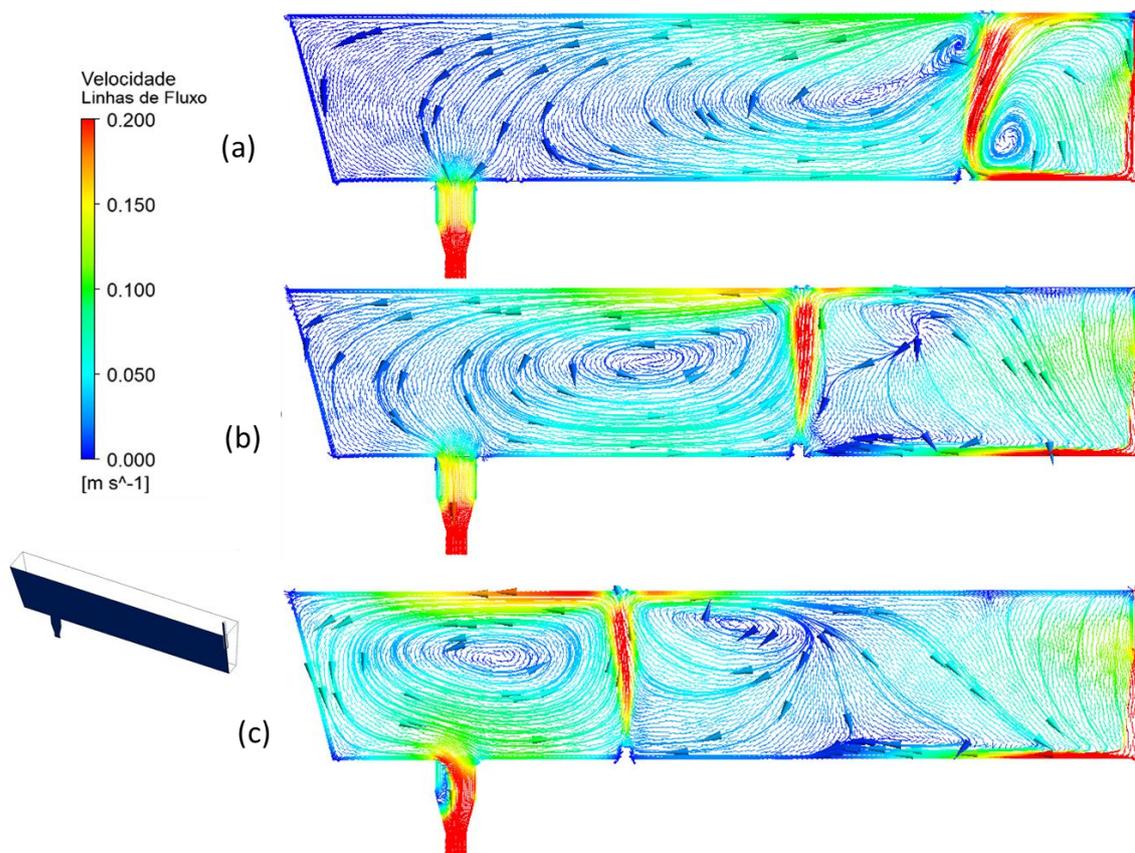


Figura 5. 23: Perfis de velocidade para as configurações DT - SMF com injeção de gás 28 cm (a), 56 cm (b) e 84 cm (c) distante da válvula longa

A Figura 5.24 apresenta os perfis de velocidade para as configurações com modificadores de fluxo e injeção de gás. Na Figura 5.24 (a), observa-se que o emprego dos modificadores de fluxo insere uma zona de recirculação entre eles e provoca ligeira diminuição das velocidades na superfície próxima à injeção de gás para a posição do plugue a 28 cm, quando comparada com a Figura 5.24 (a). No entanto, uma parcela do fluido se movimenta para o fundo do distribuidor e é direcionada para o veio. Com a injeção de gás na posição 56 cm (Figura 5.24 (b)), nota-se mudanças nas zonas de recirculação, com o surgimento de um pequeno vórtice entre o plugue e o dique. Para a posição do plugue a 84 cm (Figura 5.24 (c)), observa-se velocidades elevadas à esquerda do plugue. Esse resultado sugere a possibilidade de reversão de partículas para o banho, o que justificaria os índices de remoção de inclusões apresentados na Figura 5.21 (b), em que o modelo matemático previu índices maiores que os obtidos experimentalmente. À exceção da posição do plugue 28 cm da válvula longa, o uso de

diques e barragens não resultou em ganhos significativos para a eficiência de remoção de inclusões, quando comparados aos casos com apenas injeção de gás.

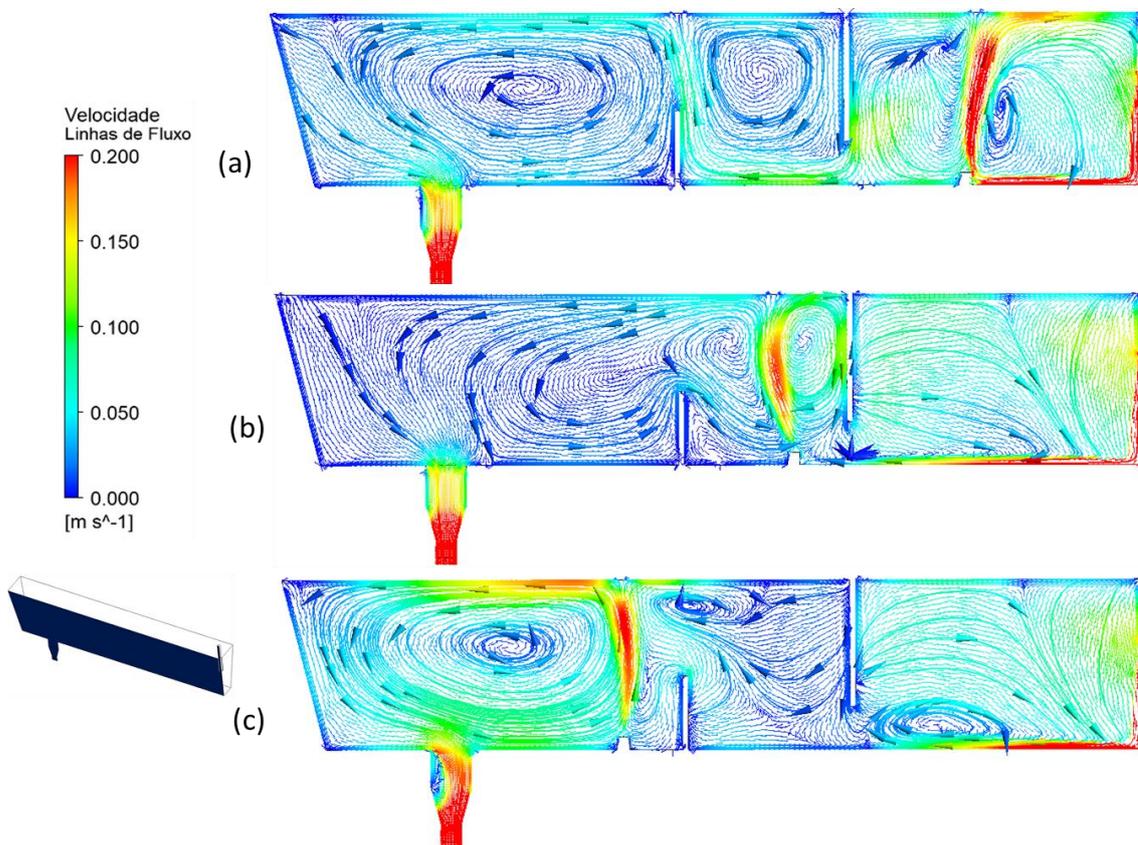


Figura 5. 24: Perfis de velocidade para as configurações DT - DB com injeção de gás 28 cm (a), 56 cm (b) e 84 cm (c) distante da válvula longa

5.5 Determinação da Configuração mais Eficiente para Remoção de Inclusões

Entre os resultados apresentados, as configurações que apresentam maior eficiência de remoção de inclusões são as seguintes:

- sem modificadores de fluxo e com injeção de gás 56 cm distante da válvula longa e vazão de 3 NL/min (DT – SMF – 56 – 3NL/min);
- com modificadores de fluxo e com injeção de gás 56 cm distante da válvula longa e vazão de 3 NL/min (DT – DB – 56 – 3NL/min)

É interessante notar que o emprego dos modificadores de fluxo associados à injeção de gás não implicam em melhorias dos índices de remoção, quando comparado ao uso apenas do borbulhamento. Quando se analisam as distribuições desses índices, verifica-se que as configurações com apenas o sistema de injeção de gás apresentam maior eficiência de remoção de inclusões para as partículas menores, ao passo que a utilização dos modificadores de fluxo beneficia a flotação das partículas maiores. Essa observação abre espaço para mais investigações. Como as partículas menores são mais críticas para a prática industrial, é interessante testar outras configurações para o distribuidor sem modificadores de fluxo, variando a posição do plugue de injeção de gás, a fim de verificar uma posição ótima. Quanto ao uso dos modificadores de fluxo, mudar os seus posicionamentos no distribuidor pode trazer melhorias para a eficiência de remoção de inclusões.

Para essas investigações, o modelo matemático desenvolvido nesse estudo foi empregado. Foram avaliadas duas novas posições para o plugue de injeção de gás de vazão 3NL/min: 42 e 70 cm distantes da válvula longa. A Figura 5.25 apresenta os resultados dessas novas configurações plotados com os resultados das configurações já avaliadas. Os resultados do caso DT – SMF – 28 – 3NL/min foram omitidos por estarem em discordância com os resultados experimentais. De fato, a configuração DT – SMF – 56 – 3NL/min apresenta os melhores índices de remoção de inclusões. Ela apresenta resultados ligeiramente próximos da configuração DT – SMF – 42 – 3NL/min.

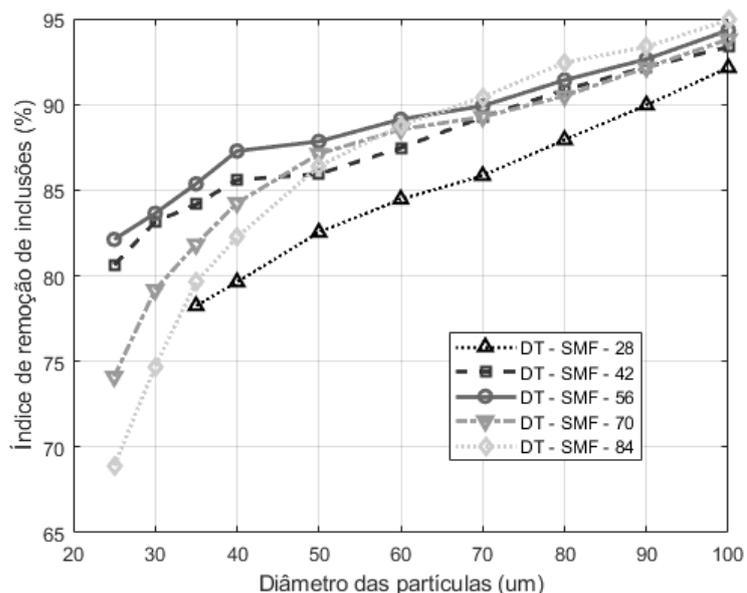


Figura 5. 25: Índices de remoção de inclusões para diferentes posições do plugue

Para a avaliação do posicionamento dos modificadores, foram avaliadas duas novas configurações:

- com barragem na posição original, com dique a 40 cm da válvula longa (8 cm mais próximo da válvula longa do que a posição original) e injeção de gás de 3NL/min a 56 cm;
- com barragem na posição original, sem dique e injeção de gás de 3N/min 56 cm distante da válvula longa.

Os resultados são plotados na Figura 5.26 juntamente com os resultados da configuração DT – DB – 56 – 3NL/min, para comparação.

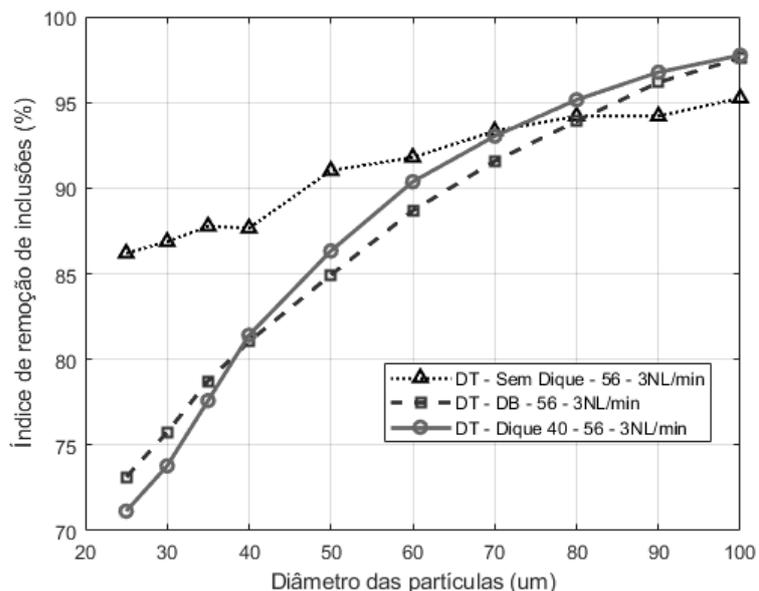


Figura 5. 26: Índices de remoção de inclusões para diferentes configurações

O distribuidor sem dique, apenas barragem e injeção de gás de 3NL/min a 56cm da válvula longa se mostra como a melhor configuração quanto à eficiência de remoção de inclusões. É significativo o aumento do índice de remoção para as partículas menores que $50\mu\text{m}$, indicando que o uso do dique é deletério para a remoção das partículas de menor tamanho. O perfil de velocidades e as linhas de fluxo no plano de simetria longitudinal dessa configuração são apresentados na Figura 5.27.

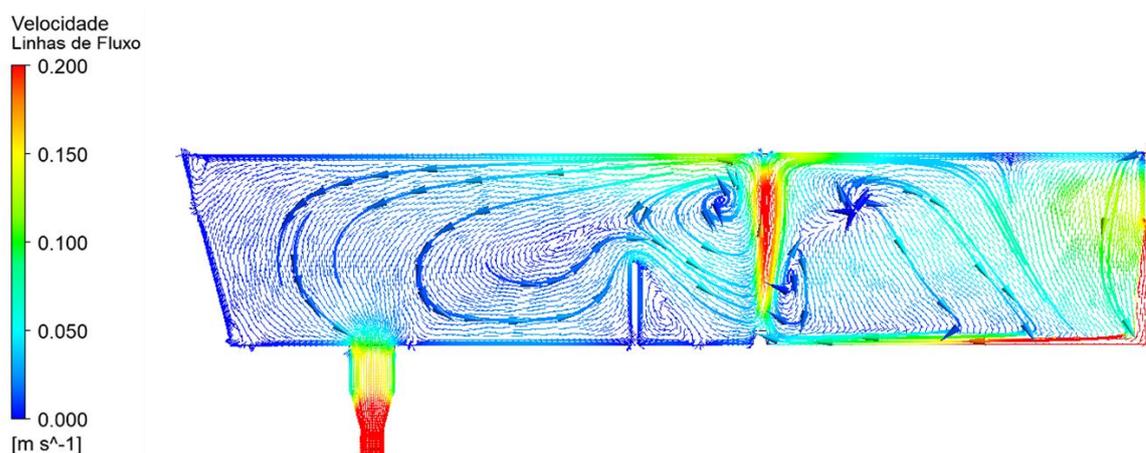


Figura 5. 27: Perfil de velocidades da configuração DT – Sem dique - 56 – 3NL/min

6. CONCLUSÕES

A eficiência de remoção de inclusões no distribuidor de lingotamento contínuo com injeção de gás empregando modelagem matemática foi avaliada. A validação do modelo se deu por comparação com resultados experimentais, obtidos por MENDONÇA (2016). As conclusões de cada etapa do presente estudo são listadas a seguir.

A caracterização das bolhas por modelagem física permitiu verificar a elevada dispersão entre os tamanhos das mesmas. Foi observada também a independência da vazão de gás com o diâmetro médio das bolhas. O diâmetro médio medido foi de 2,75mm.

Na etapa de validação do modelo matemático, foi verificada a necessidade modelar o efeito da turbulência no comportamento das inclusões. Para contornar as limitações do modelo, foi proposta e implementada uma nova condição de contorno para a superfície livre. Ela previu taxas de remoção de inclusões mais coerentes com os resultados experimentais, quando comparada à abordagem padrão. O modelo matemático final permite a comparação entre as configurações do distribuidor. Entretanto, ele ainda apresenta limitações para os casos em que há hipóteses de considerável reversão das partículas para banho. Portanto, há espaço para aperfeiçoamento do modelo.

Foi observado que o emprego de modificadores de fluxo associados à injeção de gás não implicam em melhores índices de remoção de inclusões. As configurações com apenas o sistema de injeção de gás apresentam maior eficiência de remoção de inclusões para as partículas menores, ao passo que a utilização dos modificadores de fluxo beneficia a flotação das partículas maiores.

Com o modelo matemático, as posições do plugue de injeção de gás e dos modificadores de fluxo foram avaliadas. A melhor eficiência de remoção de inclusões foi para a configuração do distribuidor com barragem, com plugue posicionado a 56cm de afastamento da válvula longa e operando com vazão de 3NL/min.

7. SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS

Com base nos resultados apresentados, verifica-se que há espaço para as seguintes investigações:

- Avaliar o mecanismo de remoção de inclusão por adesão às bolhas na modelagem matemática. O modelo utilizado por LAI *et al.* (2018) no escoamento do molde poderia ser implementado através de uma subrotina;
- Avaliar o comportamento das inclusões no molde do lingotamento contínuo, empregando a abordagem do presente estudo;
- Examinar as mesmas configurações do presente estudo para diferentes velocidades de lingotamento.

8. REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

ANSYS. *Workshop CFX - Introduction to Multiphase Systems*. Ansys, Inc. 2015

ANSYS. *ANSYS CFX-Pre User's Guide*. Canonsburg: ANSYS, Inc. 2013

ANSYS. *ANSYS Fluent Theory Guide*. Canonsburg, PA. 2016

ARCOS-GUTIERREZ, H., BARRETO, J., GARCIA-HERNANDEZ, S., RAMOS BANDEIRAS, A. Mathematical Analysis of Inclusion Removal from Liquid Steel by Gas Bubbling in a Casting Tundish. *Journal of Applied Mathematics*, 12, 2012

ARGYROPOULOS, C., e MARKATOS, N. Recent advances on the numerical modelling of turbulent flows. *Applied Mathematical Modelling*, 32, 693-732, 2015

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

BRAGA, B. *Modelamento Matemático da Inertização de Distribuidores para Lingotamento Contínuo de Aço*. Belo Horizonte: Universidade Federal de Minas Gerais, 2015

BRAGA, B. *Aprimoramento das Técnicas de Simulação dos Fenômenos Associados ao Escoamento do Aço em Distribuidores para Lingotamento Contínuo*. Belo Horizonte: Universidade Federal de Minas Gerais, 2019

CHAKRABORTY, A. *Development of an on-line aqueous particle sensor to study the performance of inclusions in a 12 tonne, delta shaped full scale water model tundish*. Montreal, McGill University, 2010.

CHANG, S., CAO, X., ZOU, Z., ISAC, M., GUTHRIE, R. Microbubble Swarms in a Full-Scale Water Model Tundish. *Metallurgical and Materials Transactions B*, 47B, 2732-2743, 2016

CHANG, S., ZHONG, L., ZOU, Z. Simulation of Flow and Heat Fields in a Seven-strand Tundish with Gas Curtain for Molten Steel Continuous-Casting. *ISIJ International*, 55, 837-844, 2015.

CHEN, D., XIE X., LONG, M., ZHANG, M., ZHANG, L., LIAO, Q. Hydraulics and Mathematics Simulation on the Weir and Gas Curtain in Tundish of Ultrathick Slab Continuous Casting. *Metallurgical and Materials Transactions B*, 45B, 392-398, 2014

CLIFT, R., GRACE, J. R. & WEBER, M. E. *Bubbles, Drops and Particles*. London: Academic Press, 1978

CWUDZINSKI, A. Physical and mathematical modeling of bubbles plume behaviour in one strand tundish. *Metallurgical Research & Technology*, 115, 110, 2018.

CWUDZINSKI, A. Numerical simulation of liquid steel flow and behaviour of non-metallic inclusions in one strand slab tundish with subflux turbulence controller and gas permeable barrier. *Ironmaking and Steelmaking*, 37, 3, 2010.

DAI, Z., FORNASIERO, D., RALSTON, J. Particle-Bubble Attachment in Mineral Flotation. *Journal of Colloid and Interface Science*, 217, 70-76, 1999.

DAOUD, I. L. A. *Estudo Numérico do Escoamento e do Comportamento de Inclusões Não-metálicas em Distribuidores de Lingotamento Contínuo de Aço*. Porto Alegre, Universidade Federal do Rio Grande do Sul, 2006.

HOLZINGER, G. Tundish Inclusion Removal Modelling Implemented in OpenFoam. In: EUROPEAN CONTINUOUS CASTING CONFERENCE, n.º 9, 2017, Viena

KRUGER, M. *Desenvolvimento de um procedimento computacional para o estudo do escoamento no interior de distribuidores de lingotamento contínuo*. Florianópolis, Universidade Federal de Santa Catarina, 2010.

KUMAR, D. S., RAJENDRA, T., PRASAD, R., SARKAR, A., RANJAN, M. Forced flotation of inclusions in tundish. *Ironmaking and Steelmaking*, 36, 6, 2009.

LAI, Q., LUO, Z., HOU, Q., ZHANG, T., WANG, X., ZOU, Z. Numerical Study of Inclusion Removal in Steel Continuous Casting Mold Considering Interactions Between Bubbles and Inclusions. *ISIJ International*, v. 58, n.11, 2062-2070, 2018.

LEI, H., ZHAO, Y., GENG, D.-Q. Mathematical Model for Cluster-Inclusion's Collision-Growth in Inclusion Cloud at Continuous Casting Mold, *ISIJ International*, v.54, n.7, p. 1629-1637, 2014.

LEVENSPIEL, O. *Chemical Reaction Engineering*. 3.ed. New York: John Wiley & Sons, 1998.

LIU, Z., QI, F., LI, B., JIANG, M., Multiple Size Group Modeling of Polydispersed Bubbly Flow in the Mold: An Analysis of Turbulence and Interfacial Force Models. *Metallurgical and Materials Transactions B*, 46B, 933-952, 2015

MAPELLI, C. Non-metallic Inclusions and Clean Steel. *La Metallurgia Italiana*, 2008

MAZUMDAR, D., GUTHRIE, I. L. The physical and mathematical modeling of continuous casting tundish systems. *ISIJ International*, 39, 1999

MEIJIE, Z., HUAZHI, G., AO, H., HONGXI, Z., CHENGJI, D. Numerical Simulation and Industrial Practice of Inclusion Removal from Molten Steel by Gas Bottom-blowing in Continuous Casting Tundish. *Journal of Mining and Metallurgy*, 47, 137-147, 2011

MENDONÇA, A. F. G., *Avaliação do efeito da injeção de gás sobre a flotação de inclusões em um distribuidor de lingotamento contínuo*. Belo Horizonte, Universidade Federal de Minas Gerais, 2016.

NAKASHIMA, J., TOH, T. Improvement of Continuously Cast Slabs by Decreasing Nonmetallic Inclusions, *Nippon Steel Technical Report*, n.104, p.42-47, ago. 2013.

RAMOS-BANDERAS, A., MORALES, R. D., BARRETO, J., SOLORIO-DIAZ, G. Modelling Study of Inclusion Removal by Bubble Flotation in the Tundish, *Steel Research International*, v.77, n.5, 2006

RAMOS-BANDERAS, A., MORALES, R. D., GARCÍA-DEMEDICES, L., DÍAZ-CRUZ, M. Mathematical Simulation and Modeling of Steel Flow with Gas Bubbling in Trough Type Tundishes, *ISIJ International*, 43, 2003.

REZENDE, R. V. P. *Modelo de Fechamento para o Tensor de Interface no Modelo de dois Fluidos: Modelagem Matemática e Simulação Numérica*. Florianópolis, Universidade Federal de Santa Catarina, 2014.

ROGLER, J. P. *Modeling of inclusion removal in a tundish by gas bubbling*. Toronto: Ryerson University, 2004

RÜCKERT, A., WARZECHA, M., KOITZSCH, R., PAWLIK, M., PFEIFER, H. Particle Distribution and Separation in Continuous Casting Tundish, *Steel Research International*, v.80, n.8, p. 568-574, 2009

SAHAI, Y. Tundish Technology for Casting Clean Steel: A Review. *Metallurgical and Materials Transactions B*, 47B, 2095-2106, 2016

SAHAI, Y., e EMI, T. *Tundish Technology For Clean Steel Production*. Singapore: World Scientific Publishing Company, 2016

SCHADE, J. H., O'MALLEY, R. J., KEMENY, F. L., SAHAI, Y., & ZACHARIAS, D. J. Tundish operations. In: CRAMB, A. W. The making, shaping and treating of steel: casting volume. *The AISE Steel Foundation, Pittsburgh, Warrendale, PA, Ch. 13*, 2003

SESHADRI, V., TAVARES, R. P., SILVA, C., & SILVA, I. *Fenômenos de Transporte: fundamentos e aplicações nas Engenharias Metalúrgica e de Materiais*. São Paulo: Associação Brasileira de Metalurgia, Materiais e Mineração, 2010

SILVA, R. F. A. F.; *Uma metodologia de otimização aplicada a problemas modelados pelas equações de Navier Stokes*. Florianópolis, Universidade Federal de Santa Catarina, 2007.

SILVA, P. H., DE JESUS, D. A., CAMARGO, I. G., ALVES, R. S., TAVARES, R. P. Caracterização das Bolhas na Panela de Aciaria por Modelamento Físico. *48º Seminário de Aciaria, Fundição e Metalurgia de Não-Ferrosos*, 2017

SILVA, P. H.; *Análise da remoção de inclusões do aço durante o esgotamento da panela após injeção de gás inerte através de modelamento físico*. Belo Horizonte, Universidade Federal de Minas Gerais, 2018.

TAVARES, R. P. *Relatório científico do projeto de pesquisa: Modelamento matemático e físico da zona de mistura no lingotamento contínuo*. CNPq, 2008

THOMAS, B. G. Continuous Casting of Steel. In: O. Yu (Ed.), *Modeling for Casting and Solidification Processing* (pp. 499-540). New York: Marcel Dekker, 2001

VARGAFTIK, N. B., VOLKOV, B. N., VOLJAK, L. D. International Tables of the Surface Tension of Water. *Moscow Aviation Institute, Vol. 12*, 817-820, 1983

WARZECHA, M., MERDER, T., WARZECHA, P., STRADOMSKI, G. Experimental and Numerical Investigations on Non-metallic Inclusions Distribution in Billets Casted at a Multi-strand Continuous Casting Tundish, *ISIJ International*, v.53, n.11, p. 1983-1992, 2013.

ZHANG, L., TANIGUCHI, S. Fundamentals of inclusion removal from liquid steel by bubble formation. *International Materials Reviews*, 45, 59-82, 2000

ZHANG, L., AOKI, J., THOMAS, B. Inclusion Removal by Bubble Flotation in a Continuous Casting Mold. *Metallurgical and Materials Transactions B*, 37B, 361-379, 2006

APÊNDICE I

Código da subrotina implementada nas simulações:

```

#include "cfx5ext.h"
dllexport(pt_restitution)
    SUBROUTINE PT_RESTITUTION (NLOC,NRET,NARG,RET,ARG,CRESLT,
    &                          CZ,DZ,IZ,LZ,RZ)
CC
CC User routine: particle user termination routine
CC
CC   Input:
CC NLOC - number of entities
CC NRET - length of return stack
CC NARG - length of argument stack
CC ARG  - argument values
CC
CC   Output:
CC RET  - return values
CC=====
C   Preprocessor includes:
#include "cfd_sysdep.h"
#include "cfd_constants.h"
C
C   Argument list:
    INTEGER NARG, NRET, NLOC
    CHARACTER*(4) CRESLT
    REAL ARG(NLOC,NARG), RET(NLOC,NRET)
    INTEGER IZ(*)
    CHARACTER CZ(*)*(1)
    DOUBLE PRECISION DZ(*)
    LOGICAL LZ(*)
    REAL RZ(*)

```

```

C=====
C  Return variables:
C  Perpendicular Restitution Coefficient      : RET(1,1)
C  Parallel Restitution Coefficient          : RET(1,2)
C
C  Argument variables:
C  Slip Velocity                             : ARG(1,1)
C  Particle Diameter                          : ARG(1,2)
C
C=====
C  Calculate the return variables:
      CALL USER_RESTITUTION (RET(1,1),RET(1,2),ARG(1,1),ARG(1,2))
      END
      SUBROUTINE USER_RESTITUTION
      (REST_COEF,REST2,SLPVEL_PT,DIAM_PT)
C
C  Preprocessor includes:
#include "cfd_sysdep.h"
#include "cfd_constants.h"
C
C  Argument list:
      REAL      PERP_COEF, PAR_COEF, SLPVEL_PT, DIAM_PT
C
C  Local variables:
      REAL      TOTAL, NONE, CRITICAL_SLIP
      CRITICAL_SLIP = 1./18.*DIAM_PT*DIAM_PT*9.8*(997.-340.)/0.001002
C
C  Executable statements:
      NONE = 0.
      TOTAL = 1.
C
C---- No restitution

```

```
PERP_COEF = NONE
PAR_COEF = NONE
C
C---- User defined criterion was exceeded, so restitution is total
C
IF (SLPVEL_PT.GT.CRITICAL_SLIP) THEN
  PERP_COEF = TOTAL
  PAR_COEF = TOTAL
ENDIF
END
```

APÊNDICE II

Gráficos de todas as configurações do distribuidor avaliadas:

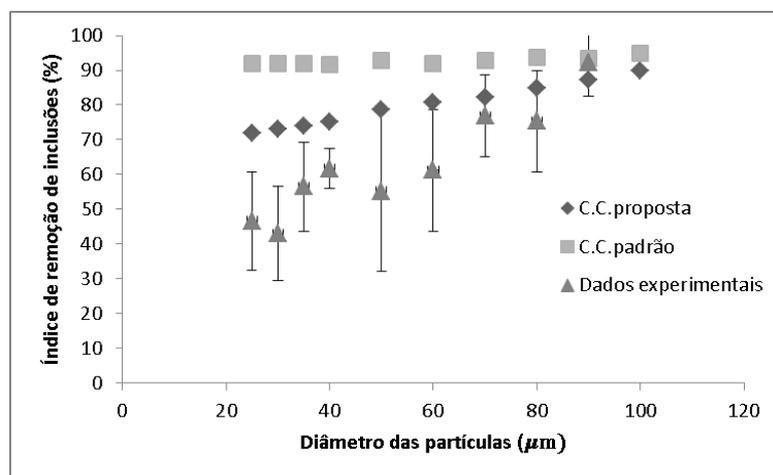


Figura A. 1: DT - SMF - Injeção de gás de 1NL/min a 28 cm da válvula longa

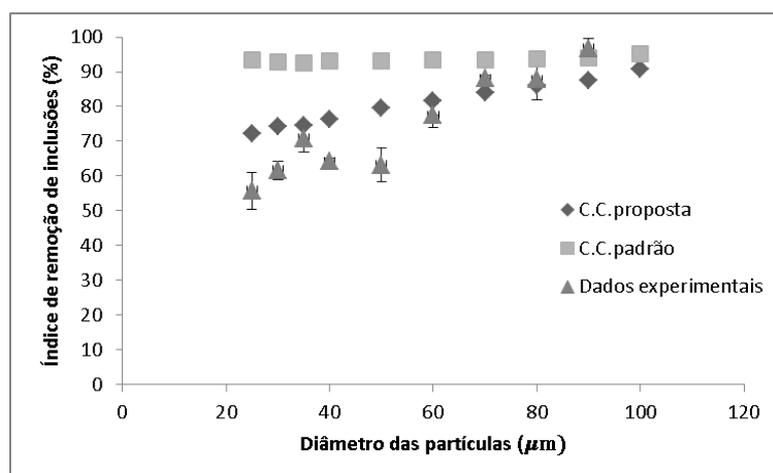


Figura A. 2: DT - SMF - Injeção de gás de 2NL/min a 28 cm da válvula longa

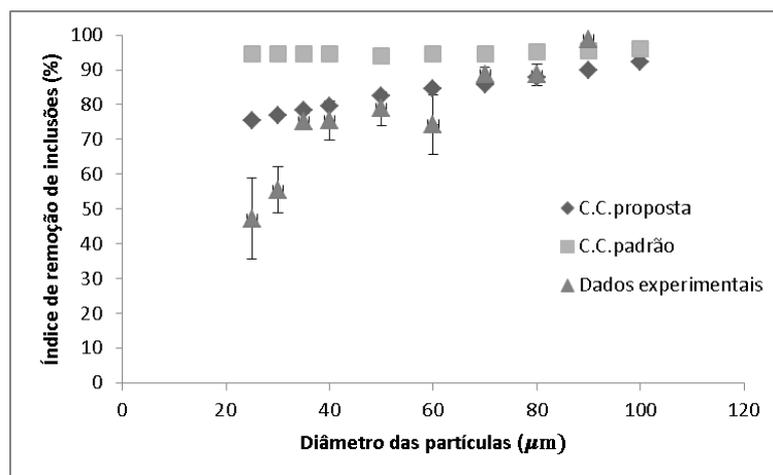


Figura A. 3: DT - SMF - Injeção de gás de 3NL/min a 28 cm da válvula longa

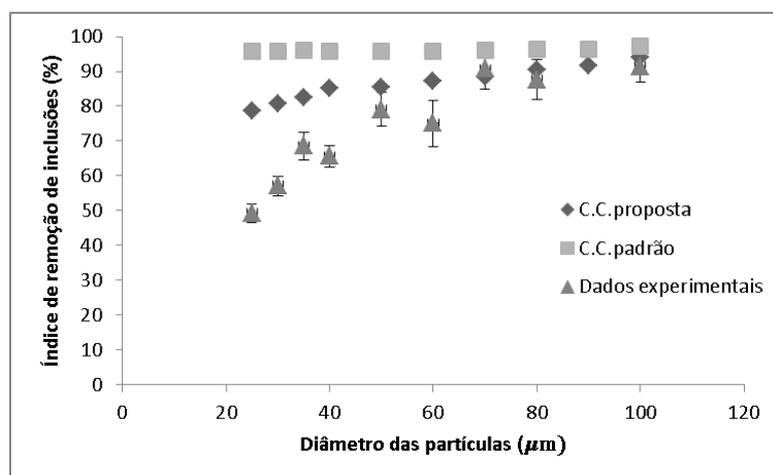


Figura A. 4: DT - SMF - Injeção de gás de 4NL/min a 28 cm da válvula longa

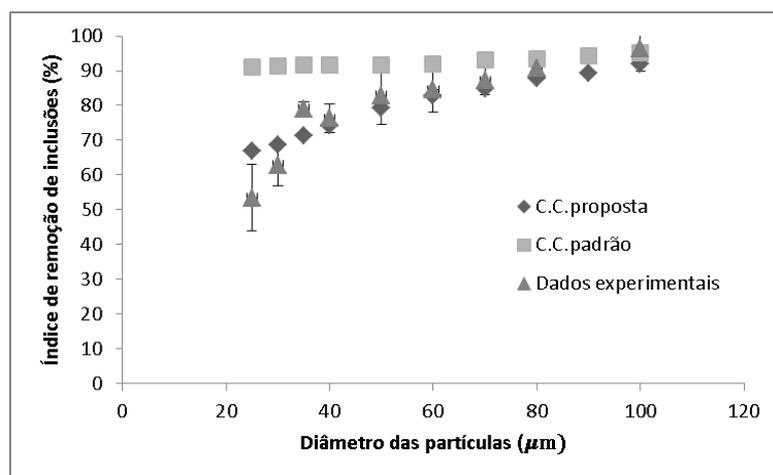


Figura A. 5: DT - SMF - Injeção de gás de 1NL/min a 56 cm da válvula longa

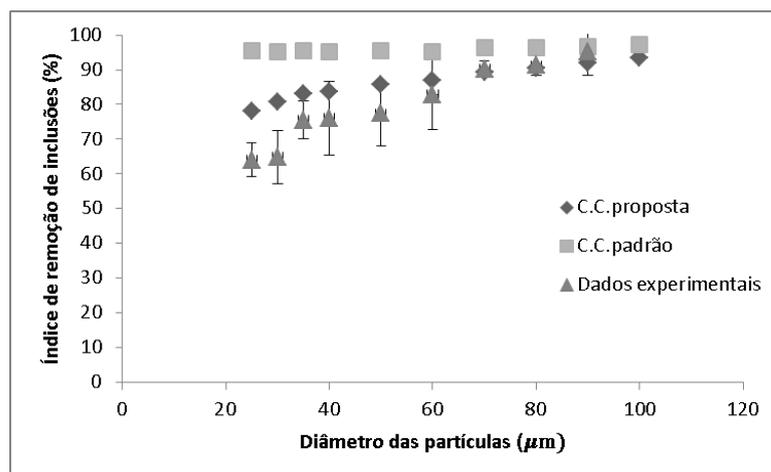


Figura A. 6: DT - SMF - Injeção de gás de 2NL/min a 56 cm da válvula longa

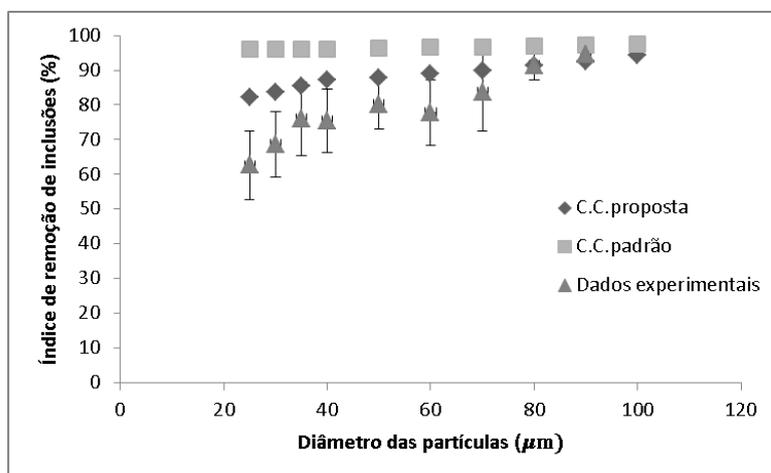


Figura A. 7: DT - SMF - Injeção de gás de 3NL/min a 56 cm da válvula longa

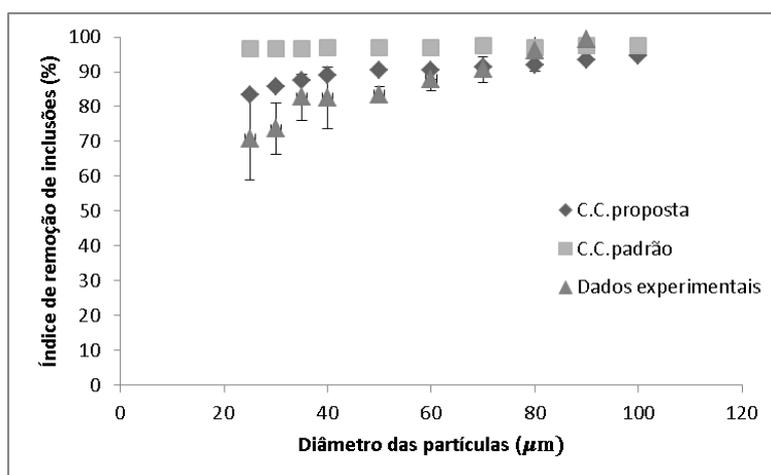


Figura A. 8: DT - SMF - Injeção de gás de 4NL/min a 56 cm da válvula longa

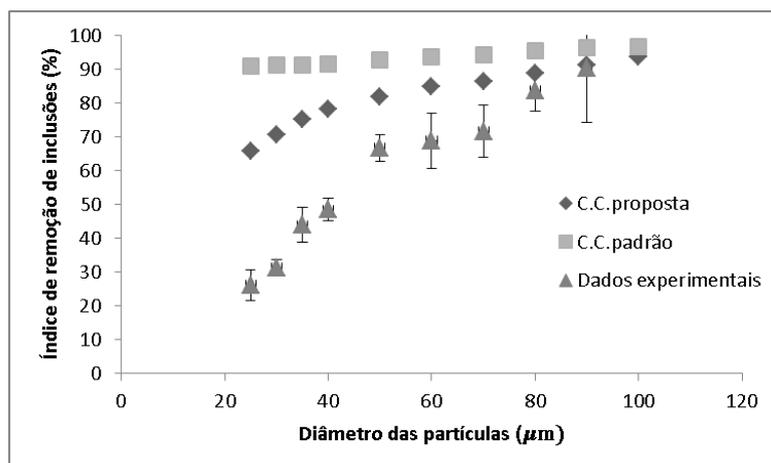


Figura A. 9: DT - SMF - Injeção de gás de 1NL/min a 84 cm da válvula longa

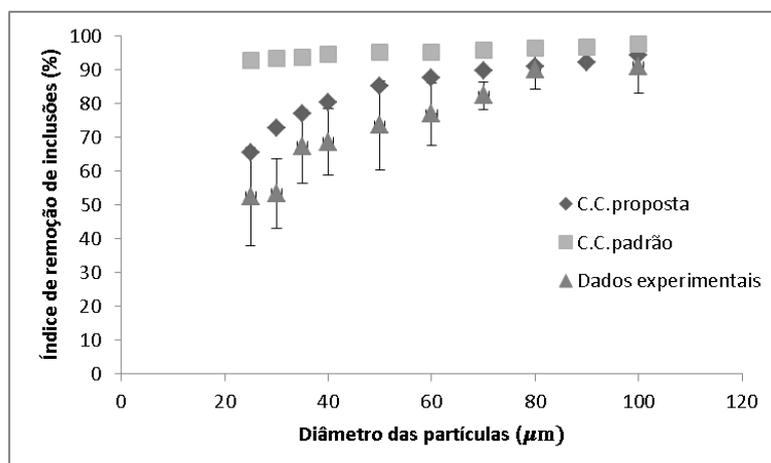


Figura A. 10: DT - SMF - Injeção de gás de 2NL/min a 84 cm da válvula longa

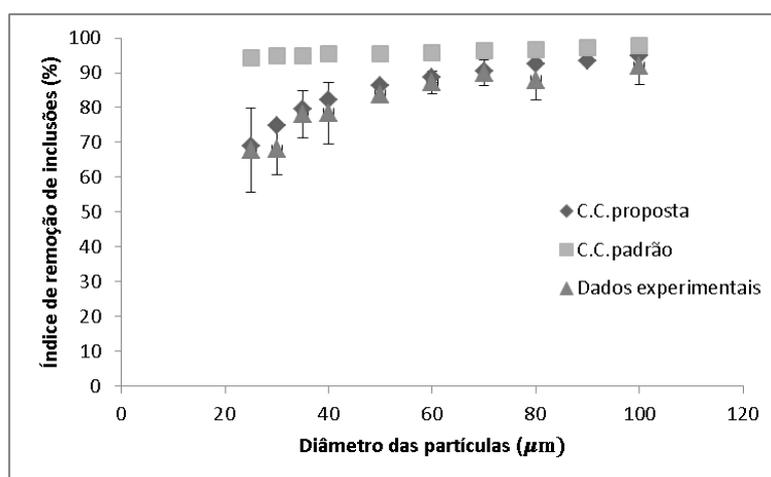


Figura A. 11: DT - SMF - Injeção de gás de 3NL/min a 84 cm da válvula longa

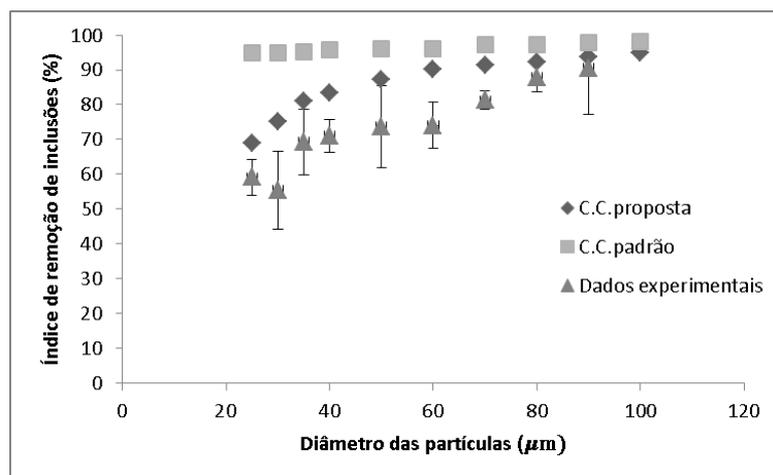


Figura A. 12: DT - SMF - Injeção de gás de 4NL/min a 84 cm da válvula longa

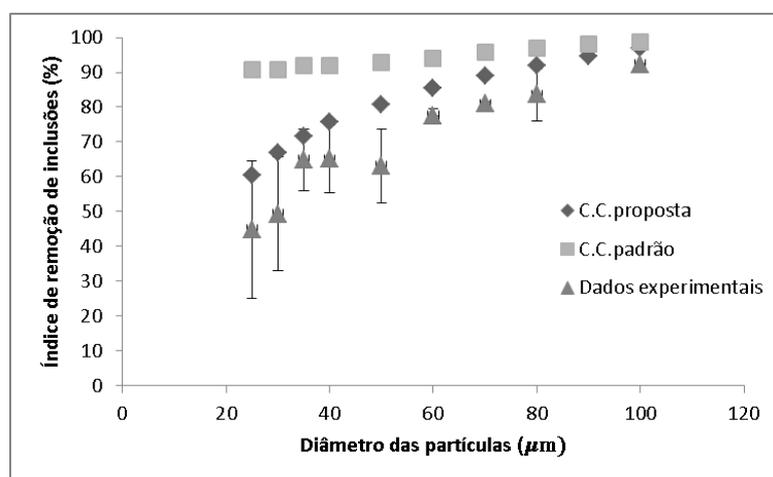


Figura A. 13: DT - DB - Injeção de gás de 1NL/min a 28 cm da válvula longa

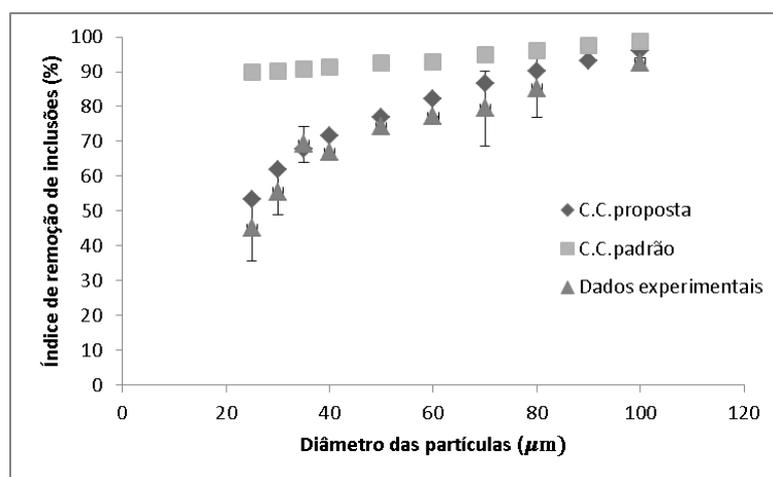


Figura A. 14: DT - DB - Injeção de gás de 2NL/min a 28 cm da válvula longa

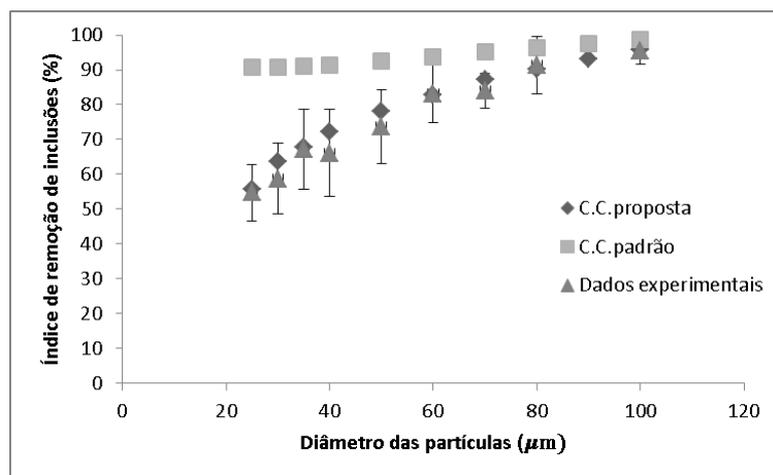


Figura A. 15: DT - DB - Injeção de gás de 3NL/min a 28 cm da válvula longa

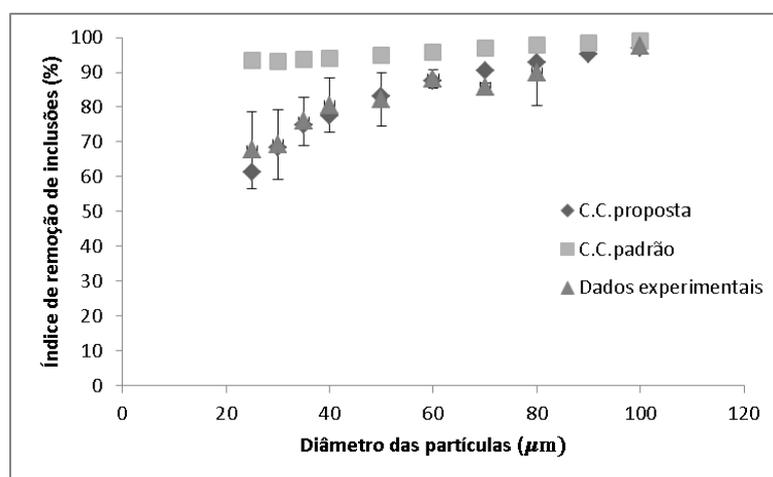


Figura A. 16: DT - DB - Injeção de gás de 4NL/min a 28 cm da válvula longa

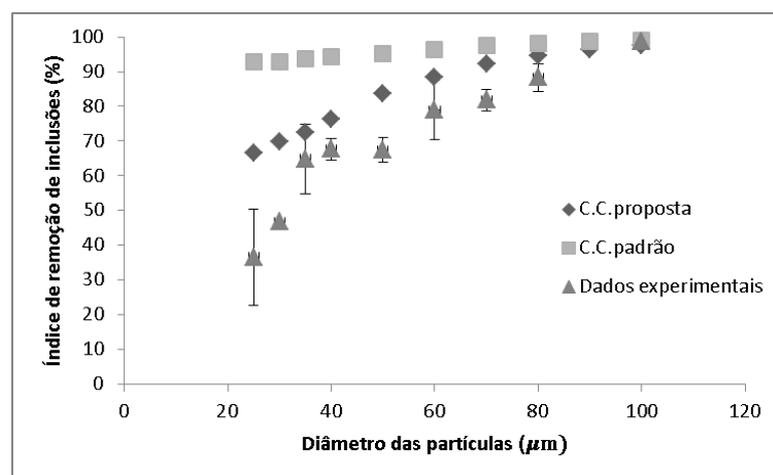


Figura A. 17: DT - DB - Injeção de gás de 1NL/min a 56 cm da válvula longa

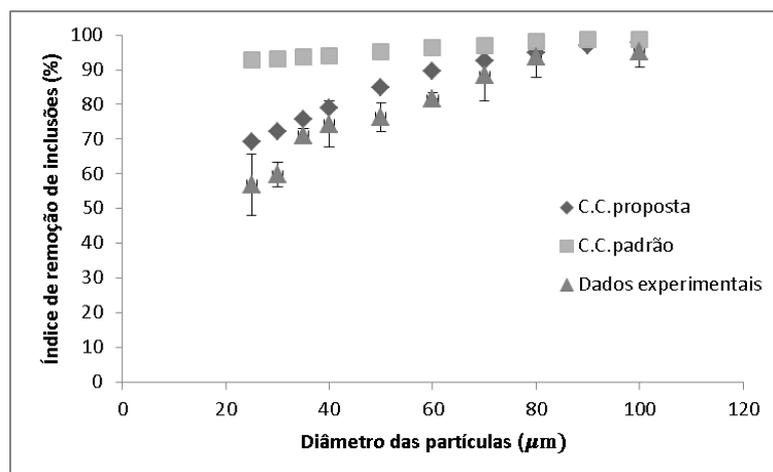


Figura A. 18:DT - DB - Injeção de gás de 2NL/min a 56 cm da válvula longa

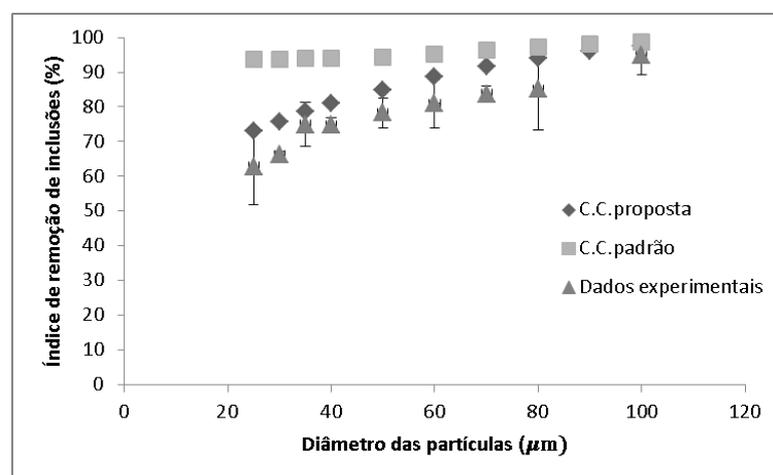


Figura A. 19: DT - DB - Injeção de gás de 3NL/min a 56 cm da válvula longa

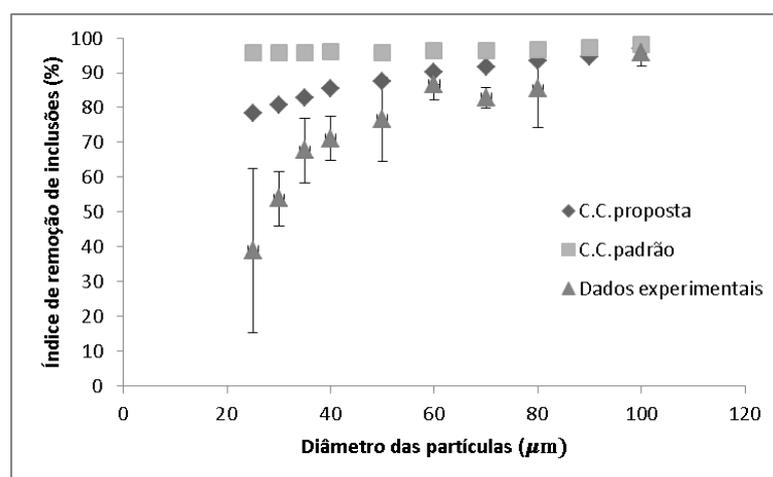


Figura A. 20: DT - DB - Injeção de gás de 4NL/min a 56 cm da válvula longa

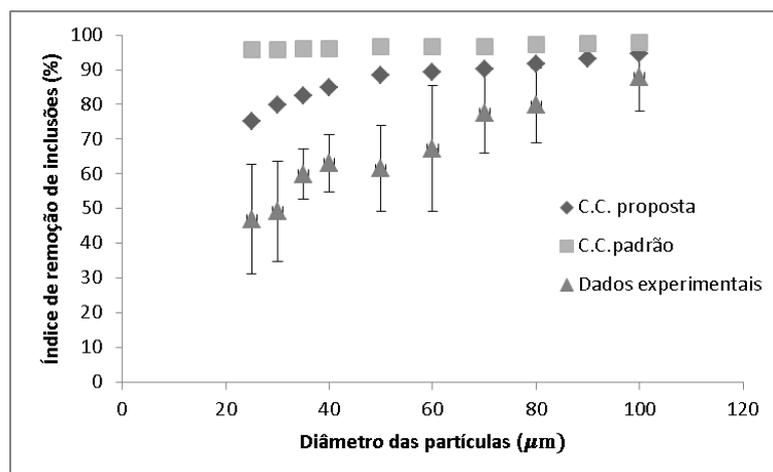


Figura A. 21: DT - DB - Injeção de gás de 1NL/min a 84 cm da válvula longa

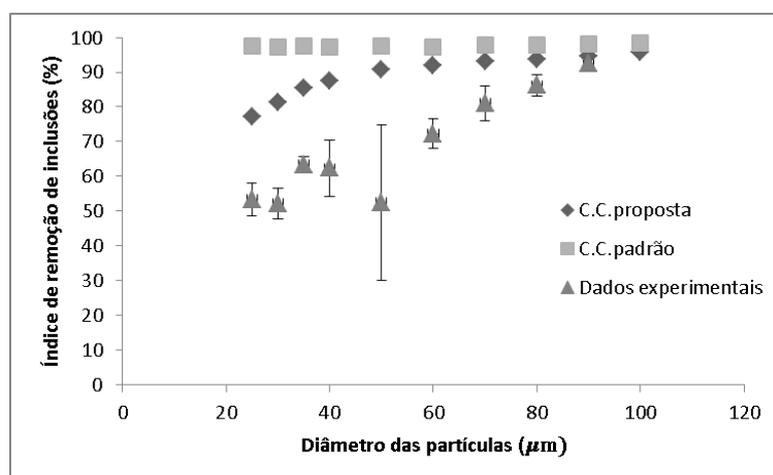


Figura A. 22: DT - DB - Injeção de gás de 2NL/min a 84 cm da válvula longa

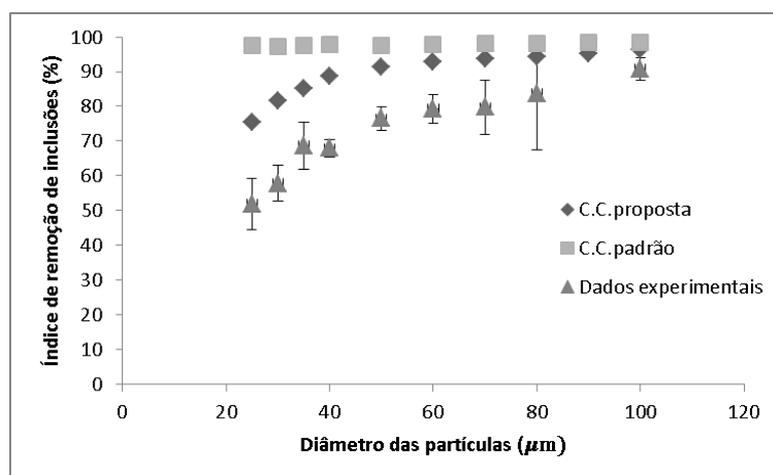


Figura A. 23: DT - DB - Injeção de gás de 3NL/min a 84 cm da válvula longa

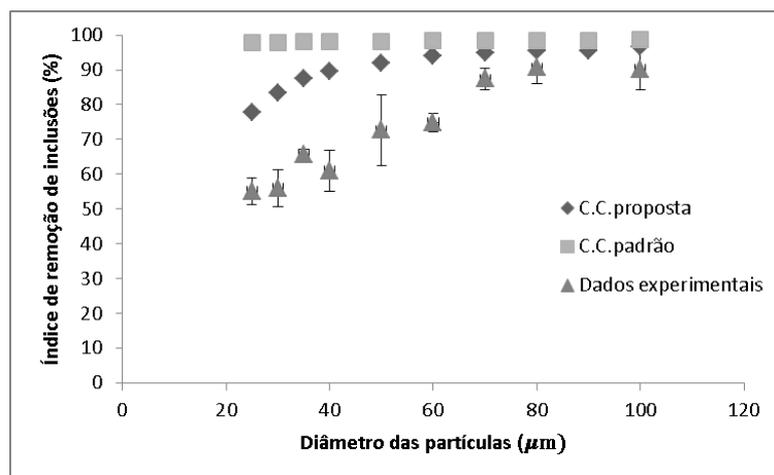


Figura A. 24: DT - DB - Injeção de gás de 4NL/min a 84 cm da válvula longa