

MINISTÉRIO DA EDUCAÇÃO
UNIVERSIDADE FEDERAL DO RIO GRANDE DO SUL
Escola de Engenharia
Programa de Pós-Graduação em Engenharia de Minas, Metalúrgica e de Materiais - PPGEM

ESTUDO NUMÉRICO DO ESCOAMENTO E DO COMPORTAMENTO DE INCLUSÕES
NÃO-METÁLICAS EM DISTRIBUIDORES DE LINGOTAMENTO CONTÍNUO DE AÇO

Ismael Lis Alves Daoud

Dissertação para obtenção do título de Mestre
em Engenharia

Porto Alegre
2006

MINISTÉRIO DA EDUCAÇÃO
UNIVERSIDADE FEDERAL DO RIO GRANDE DO SUL
Escola de Engenharia

Programa de Pós-Graduação em Engenharia de Minas, Metalúrgica e de Materiais - PPGEM

ESTUDO NUMÉRICO DO ESCOAMENTO E DO COMPORTAMENTO DE INCLUSÕES
NÃO-METÁLICAS EM DISTRIBUIDORES DE LINGOTAMENTO CONTÍNUO DE AÇO

Ismael Lis Alves Daoud
Engenheiro Mecânico

Trabalho desenvolvido no Laboratório de Siderurgia do Centro de Tecnologia da Escola de Engenharia da UFRGS, dentro do programa de Pós-Graduação em Engenharia de Minas, Metalúrgica e de Materiais – PPGEM, como parte dos requisitos para obtenção do título de Mestre em Engenharia

Área de concentração: Metalurgia Extrativa/Tecnologia Mineral

Porto Alegre
2006

Esta Dissertação foi julgada adequada para obtenção do título de Mestre em Engenharia, área de concentração de Metalurgia Extrativa/Tecnologia Mineral e aprovada em sua forma final, pelo Orientador e pela Banca Examinadora do Curso de Pós-Graduação.

Orientador: Prof. Dr.-Ing Antônio Cezar Faria Vilela

Banca Examinadora:

Prof. Dr. Roberto Parreiras Tavares – CPGEM/DEMET/UFMG – MG

Prof. Dra. Adriane Prisco Petry – PROMEC/DEMEC/UFRGS – RS

Dra. Magda Beatriz Galant François – Laboratório de Siderurgia/CT/UFRGS – RS

Prof. Dr.-Ing Antônio Cezar Faria Vilela
Coordenador do PPGEM

Dedico de modo especial, à minha *mãe Tânia*, à
minha *avó Geny* e à minha *namorada Liliane*.

AGRADECIMENTOS

Em primeiro lugar agradeço aos meus *amigos e familiares* que sempre incentivaram os meus estudos.

Ao *Professor Antônio Cezar Faria Vilela* pelo apoio e orientação recebidos durante a confecção deste trabalho.

Ao *Dr. Leonardo Barboza Trindade* pelo estímulo, paciência e confiança proporcionados ao longo do mestrado.

Aos bolsistas de iniciação científica, *Fábio Augusto Gouveia de Almeida, Guilherme Leal Schneider e Mateus Daroit*, pelo auxílio prestado durante as etapas deste trabalho.

Aos integrantes do *Laboratório de Siderurgia* pela amizade, apoio e colaboração dispensados.

Aos colegas da *Science Technology & Engineering, José Ernesto de Azevedo Nadalon e Rafael Skrzek Sicorski*, pelas valiosas contribuições recebidas

Ao amigo *Diego Savegnago Fajardo* pela colaboração na etapa final deste trabalho.

A *Universidade Federal do Rio Grande do Sul*, especialmente ao *Centro de Tecnologia*, pela infra-estrutura disponibilizada.

A *Coordenação de Aperfeiçoamento Pessoal de Nível Superior* pela concessão da bolsa de pesquisa.

A minha namorada *Liliane Garcia de Souza* pela compreensão, carinho e, acima de tudo, pela paciência demonstrada em todos os momentos.

A todos que colaboraram direta ou indiretamente na elaboração deste trabalho, o meu reconhecimento.

SUMÁRIO

LISTA DE FIGURAS	8
LISTA DE TABELAS	11
LISTA DE SÍMBOLOS E ABREVIATURAS	12
RESUMO	15
ABSTRACT	16
1 INTRODUÇÃO	17
2 REVISÃO BIBLIOGRÁFICA	19
2.1 HISTÓRICO DA EVOLUÇÃO DO LINGOTAMENTO CONTÍNUO.....	19
2.2 O PROCESSO DE LINGOTAMENTO CONTÍNUO.....	20
2.3 O DISTRIBUIDOR DE LINGOTAMENTO CONTÍNUO.....	21
2.4 INCLUSÕES NÃO-METÁLICAS.....	21
2.4.1 Fontes de geração de inclusões não-metálicas	22
2.4.2 Mecanismos de remoção de inclusões não-metálicas	23
2.5 CONDIÇÕES FAVORÁVEIS À LIMPEZA DO AÇO LÍQUIDO.....	24
2.6 MODELAGEM EXPERIMENTAL.....	26
2.6.1 Critérios de similaridade em distribuidores	27
2.6.2 Técnicas experimentais	28
2.6.3 Curvas de distribuição de tempos de residência	31
2.6.3.1 <i>Tempos característicos</i>	31
2.6.3.2 <i>Volumes característicos</i>	32
2.6.3.3 <i>Considerações sobre as curvas DTR para o presente estudo</i>	34
2.7 MODELAGEM NUMÉRICA.....	36
2.7.1 Método de solução numérica – EbFVM	37
2.7.2 Esquemas de advecção-difusão (funções de interpolação)	38
2.7.3 Equações governantes	39
2.7.4 Modelagem da turbulência	41
2.7.4.1 <i>Modelos baseados na hipótese de Boussinesq</i>	41
2.7.4.2 <i>Modelos baseados em equações de transporte do tensor de Reynolds</i>	43
2.7.4.3 <i>Considerações sobre a modelagem da turbulência em distribuidores</i>	44

2.7.5 Métodos numéricos utilizados para análise de escoamento e grau de limpeza do aço	45
2.7.5.1 <i>Equação de advecção-difusão de um escalar</i>	45
2.7.5.2 <i>Método lagrangeano de trajetórias de partículas</i>	46
2.7.6. Revisão de trabalhos numéricos em distribuidores	49
3 MATERIAS E MÉTODOS	52
3.1 ESCOPO DA DISSERTAÇÃO	52
3.2 EQUIPAMENTOS E PROGRAMAS UTILIZADOS	53
3.3 PROCEDIMENTO NUMÉRICO	54
3.3.1 Casos estudados	54
3.3.2 Malha computacional	57
3.3.3 Aproximações das modelagens numéricas	59
3.3.4 Condições iniciais	60
3.3.5 Condições de contorno	60
3.3.6 Processamento	62
3.3.6.1 <i>Passo de tempo</i>	62
3.3.6.2 <i>Etapas do processamento numérico</i>	63
3.3.6.3 <i>Custos computacionais</i>	64
3.3.7 Pós-processamento	65
3.4 METODOLOGIA DE ESTUDO	66
3.4.1 Estudo de parâmetros de simulação	67
3.4.1.2 <i>Esquemas de advecção-difusão</i>	67
3.4.1.3 <i>Modelos de turbulência</i>	68
3.4.1.4 <i>Dispersão da turbulência</i>	69
3.4.2 Estudo de metodologias numéricas empregadas para análise de escoamento e grau de limpeza do aço	70
3.4.2.1 <i>Métodos para obtenção de curvas DTR</i>	70
3.4.2.2 <i>Simulação de inclusões não-metálicas</i>	73
3.4.2.3 <i>Comparativo entre curvas DTR e simulação de inclusões não-metálicas</i>	73
4 RESULTADOS E DISCUSSÕES	74
4.1 ESTUDO DE PARÂMETROS DE SIMULAÇÃO	74
4.1.1 Esquemas de advecção-difusão	74
4.1.2 Modelos de turbulência	76

4.1.3 Dispersão da turbulência	81
4.2 ESTUDO DE METODOLOGIAS NUMÉRICAS EMPREGADAS PARA ANÁLISE DE ESCOAMENTO E GRAU DE LIMPEZA DO AÇO	83
4.2.1 Métodos para obtenção de curvas DTR	83
4.2.2 Simulação de inclusões não-metálicas	87
4.2.3 Comparativo entre curvas DTR e simulação de inclusões não-metálicas	96
5 CONCLUSÕES	97
6 SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS	99
REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS	100
APÊNDICE A	109
APÊNDICE B	112
APÊNDICE C	114

LISTA DE FIGURAS

Figura 1 – O processo de lingotamento contínuo.....	20
Figura 2 – Distribuição do tamanho de inclusões de alumina na panela e distribuidor (Fonte: Zhang e Thomas, 2003).....	22
Figura 3 – Organograma das fontes de geração de inclusões não-metálicas (Adaptado de Hashio et al., 1981).....	23
Figura 4 – Organograma das técnicas experimentais.....	29
Figura 5 – Típica curva de distribuição de tempos de residência.....	31
Figura 6 – Regiões de escoamento do aço líquido em um distribuidor: (a) sem modificadores; (b) com modificadores (Fonte: Shade; Smith e Palmer, 1996).	34
Figura 7 - Relacionamento entre as curvas ‘E’ e ‘F’ (Fonte: Levenspiel, 1999).	35
Figura 8 – Etapas de uma simulação numérica.	36
Figura 9 – O elemento 1234 e o volume de controle centrado em 1 (Fonte: Maliska, 2004). ..	38
Figura 10 – Curvas DTR para diferentes tamanhos de partículas (Fonte: Javurek, 2002).....	46
Figura 11 – Avaliação do efeito da dispersão da turbulência (Adaptado de Miki e Thomas, 1999).....	48
Figura 12 – Configurações geométricas utilizadas para os casos ‘A’: (a) sem modificadores; (b) com diques; (c) com diques e barragens.....	55
Figura 13 – Configurações geométricas utilizadas para os casos ‘B’: (a) sem modificadores; (b) com barreira.	56
Figura 14 – Malha tridimensional utilizada para os casos ‘A’: (a) vista geral; (b) detalhes da malha; (c) detalhes da região de entrada.	57
Figura 15 – Malha tridimensional utilizada para os casos ‘B’: (a) vista geral; (b) detalhes da malha; (c) detalhes da região de entrada.	58
Figura 15 – Localização das condições de contorno para os casos ‘A’.	60
Figura 16 – Localização das condições para os casos ‘B’.....	61
Figura 17 – Fluxograma da metodologia de estudo adotada.....	66
Figura 18 – Fluxograma do estudo de esquemas de advecção-difusão.....	68
Figura 19 – Fluxograma do estudo de modelos de turbulência.....	69
Figura 20 – Fluxograma do estudo do efeito da dispersão da turbulência.	70

Figura 21 – Fluxograma do estudo de métodos para obtenção de curvas DTR.....	71
Figura 22 – Curvas DTR do estudo de esquemas de advecção-difusão que foram obtidas para o caso ‘B0’.....	74
Figura 23 – Curvas DTR do estudo de esquemas de advecção-difusão que foram obtidas para o caso ‘B1’.....	75
Figura 24 – Tempos característicos globais do estudo de esquemas de advecção-difusão que foram obtidos para o grupo de casos ‘B’.....	76
Figura 25 – Curvas DTR do estudo de modelos de turbulência que foram obtidas para o caso ‘B0’.....	78
Figura 26 – Curvas DTR do estudo de modelos de turbulência que foram obtidas para o caso ‘B1’.....	79
Figura 27 – Tempos característicos globais do estudo de modelos de turbulência que foram obtidos para o grupo de casos ‘B’.....	80
Figura 28 – Avaliação do efeito da dispersão da turbulência.....	81
Figura 29 – Comparativo entre os casos ‘B’ do efeito da dispersão da turbulência para partículas menores que 35 μ m.....	82
Figura 30 – Visualização das linhas de corrente do escoamento para os casos ‘B’.....	83
Figura 31 – Comparação entre as curvas ‘F’ obtidas para o caso ‘B0’.....	85
Figura 32 – Comparação entre as curvas ‘F’ obtidas para o caso ‘B1’.....	85
Figura 33 – Tempos característicos globais do estudo metodologias numéricas que foram obtidos para o grupo de casos ‘B’.....	86
Figura 34 – Volumes característicos globais do estudo metodologias numéricas que foram obtidos para o grupo de casos ‘B’; onde V_p é a fração de volume pistonado; V_d , a fração de volume morto; e V_m , a fração de volume de mistura.....	87
Figura 35 – Comportamento das trajetórias de partículas removidas.....	88
Figura 36 – Características de escoamento e das trajetórias de partículas para o caso ‘A0’....	89
Figura 37 – Características de escoamento e das trajetórias de partículas para o caso ‘A1’....	90
Figura 38 – Características de escoamento e das trajetórias de partículas para o caso ‘A2’....	91
Figura 39 – Frações de partículas removidas para o grupo de casos ‘A’.....	92
Figura 40 – Características de escoamento e das trajetórias de partículas para o caso ‘B0’....	93
Figura 41 – Características de escoamento e das trajetórias de partículas para o caso ‘B1’....	94
Figura 42 – Frações de partículas removidas para o grupo de casos ‘B’.....	95

Figura 43 – Dimensões da geometria do caso ‘A0’ (Adaptado de Kemeny et al., 1981).	109
Figura 44 – Dimensões da geometria do caso ‘A1’ (Adaptado de Kemeny et al., 1981).	109
Figura 45 – Dimensões da geometria do caso ‘A2’ (Adaptado de Kemeny et al., 1981).	110
Figura 46 – Dimensões da geometria do caso ‘B0’ (Adaptado de Wollmann, 1999).	110
Figura 47 – Dimensões da geometria do caso ‘B1’ (Adaptado de Wollmann, 1999).	111
Figura 48 – Curvas DTR do teste de independência de malha para o caso ‘A0’	112
Figura 49 – Curva de θ_{med} do teste de independência de malha para o caso ‘A0’	113
Figura 50 – Teste para determinar a quantidade de partículas necessárias para simular inclusões não-metálicas desconsiderando o efeito da dispersão da turbulência.	114
Figura 51 – Teste para determinar a quantidade de partículas necessárias para simular inclusões não-metálicas considerando o efeito da dispersão da turbulência.	115
Figura 52 – Teste para determinar a quantidade de partículas necessárias para simular o traçador.	116

LISTA DE TABELAS

Tabela 1 – Propriedades físicas da água e do aço líquido (Adaptado de Kemeny et al., 1981).	28
Tabela 2 – Revisão de trabalhos numéricos em distribuidores.	50
Tabela 3 – Equipamentos e programas utilizados.	54
Tabela 4 – Casos estudados e os respectivos tempos teóricos de residência.	56
Tabela 5 – Malhas computacionais utilizadas no estudo.....	59
Tabela 6 – Tempos de processamento das simulações numéricas 64	
Tabela 7 – Comparativo entre os tempos característicos obtidos em função dos modelos de turbulência empregados nos casos ‘A’.	77
Tabela 8 – Comparativo entre os tempos característicos obtidos em função dos métodos para obtenção de curvas DTR empregados nos casos ‘A’.	84
Tabela 9 – Comparativo entre os resultados de curvas DTR e simulação de inclusões não-metálicas.	96

LISTA DE SÍMBOLOS E ABREVIATURAS

i	Coordenada cartesiana x, y, z
u_i	Velocidade na direção i
U_i	Componente média da velocidade na direção i
u'_i	Componente de flutuação da velocidade na direção i
u_{pi}	Velocidade da partícula na direção i
x_i	Espaço na direção i
g_i	Componente do vetor gravidade na direção i
p	Pressão
P	Componente média da pressão
p'	Componente de flutuação da pressão
τ_{ij}	Tensões de Reynolds
ϕ	Variável adicional concentração
D_ϕ	Difusividade cinemática
μ	Viscosidade molecular
μ_t	Viscosidade turbulenta ou aparente
k	Energia cinética turbulenta
ε	Dissipação viscosa turbulenta
ω	Frequência turbulenta
L	Comprimento característico
ρ	Massa específica do fluido
ρ_p	Massa específica da partícula
m_p	Massa da partícula
d_p	Diâmetro da partícula
C_D	Coefficiente de arrasto
t	Tempo

τ	Tempo teórico de residência
t_{min}	Tempo mínimo de residência
t_{med}	Tempo médio de residência
t_{pico}	Tempo de pico
θ	Tempo adimensional
θ_{min}	Tempo mínimo de residência adimensional
θ_{med}	Tempo médio de residência adimensional
V	Volume
V_p	Volume pistonado
V_m	Volume de mistura
V_d	Volume morto
V_{sc}	Volume de curto-circuito
m	Massa do traçador
q	Vazão volumétrica do fluido
c	Concentração de traçador
C	Concentração adimensional
E	Idade do fluido
E_θ	Idade do fluido adimensional
F	Concentração adimensional acumulada
Fr	Número de Froude
Re	Número de Reynolds
We	Número de Weber
S_{ct}	Número de Schmidt turbulento
CFD	Dinâmica dos fluidos computacional
CFD PT	Novo método numérico para obtenção de curvas DTR
CFD TR	Método numérico tradicional para obtenção de curvas DTR
CM	Modelo de comprimento de mistura de Prandtl

DTR	Distribuição de tempos de residência
DNS	Simulação numérica direta
EbFVM	Método dos volumes finitos baseado em elementos
LDV	Velocimetria por laser Doppler
LES	Simulação de Grandes Escalas
PIV	Velocimetria de alta densidade de imagens de partículas
PTV	Velocimetria por acompanhamento de partículas
RAM	<i>Random access memory</i>
RANS	Equações médias de Reynolds
RMS	<i>Root mean square</i>
RNG	Grupo de renormalização
RSM	Modelo de tensões de Reynolds
SIMPLEC	<i>Semi-implicit method for pressure linked equations - consistent</i>
SVC	Subvolumes de controle
UFRGS	Universidade Federal do Rio Grande do Sul

RESUMO

A presente dissertação tem por objetivo apresentar um estudo numérico comparativo do escoamento e do comportamento de inclusões não-metálicas em distribuidores de lingotamento contínuo de aço. Para isso, reproduzem-se, numericamente, dois modelos físicos de distribuidores extraídos da literatura, que são empregados em duas etapas: (1) estudo de parâmetros de simulação (esquemas de advecção-difusão, modelos de turbulência, dispersão da turbulência); (2) estudo de metodologias numéricas empregadas para análise de escoamento e grau de limpeza do aço (métodos para obtenção de curvas de distribuição de tempos de residência, simulação de inclusões não-metálicas, e a comparação das mesmas). O processamento numérico das simulações foi realizado em um código comercial que emprega a dinâmica dos fluidos computacional. Através da comparação entre os resultados numéricos e os dados da literatura foi possível determinar o melhor ajuste para cada grupo de casos estudados. Com respeito às conclusões alcançadas pela etapa (2) do trabalho, em um momento inicial, compararam-se os métodos numéricos utilizados para obter curvas de distribuição de tempos de residência. Em geral, a nova metodologia numérica desenvolvida e a tradicional apresentaram comportamentos semelhantes; porém, evidenciou-se uma grande diminuição no tempo de processamento com o emprego da nova metodologia. Em um segundo momento, analisou-se a influência das características de escoamento sobre as trajetórias de partículas que simularam as inclusões não-metálicas. Verificou-se que as trajetórias das partículas foram diretamente relacionadas com a direção e as magnitudes dos perfis de velocidade. De acordo com cada caso, alcançaram-se diferentes frações de remoção de partículas em função das características dos modificadores de escoamento. Por fim, observou-se que os valores de tempo mínimo de residência, e também, a relação entre volume pistonado e volume morto, foram diretamente relacionados com as frações de partículas removidas.

ABSTRACT

The aim of this work is to present a numerical comparative study of the flow and behaviour non-metallic inclusions in steel tundishes. To reproduce numerically two physical models of tundishes based on the literature those are used in two steps: (1) study of simulation parameters (advection-diffusion schemes, turbulence models, turbulent dispersion); (2) study of numerical methodologies used to analyze the flow and degree of steel cleanliness (methods to obtain residence time distribution curves, simulation of non-metallic inclusions, and their comparison). The numerical process of simulations was made in a computational fluid dynamics commercial code. Through the comparison of among the numerical results and the literature data it was possible to determine the best fit for each cases group. As far as the conclusions obtained in step (2) of the work, in the beginning moment, the methods to obtain residence time distribution curves are compared. In general the new numerical methodology developed and the traditional one showed it similar behaviour; but it was noted large reduction in processing time with the use of the new method. In a second moment it was analyzed the influence of flow characteristics on the particles tracking that simulated the non-metallic inclusions. It was observed the particle tracking are directly related with the direction and magnitude of velocity profiles. According to each case there were obtained different particle removal fractions on a count of the flow modifiers characteristics. Finally it was observed that values of the minimum residence time and the relation between plug and dead volume were directly related with the particle removal fractions.

1 INTRODUÇÃO

Nas últimas décadas, devido à crescente demanda por aços produzidos com qualidade, o lingotamento contínuo tornou-se uma das etapas relevantes do processo de fabricação de aço. Considerando esse fato, um dos seus reatores, o distribuidor, destaca-se pela constante evolução. Inicialmente empregado como um simples reservatório para troca de placas e distribuição igualitária de aço para os moldes, o distribuidor passou a realizar diversas operações metalúrgicas; dentre as principais funções desse equipamento, salienta-se a remoção de inclusões não-metálicas, nocivas ao produto final. Como se sabe, a eliminação dessas impurezas depende das características de escoamento do aço líquido no distribuidor.

Dessa forma, a fim de evitar possíveis falhas no semi-acabado (tarugo, placa, etc.), é necessário um amplo conhecimento das características fluidodinâmicas do banho metálico; porém, quaisquer informações relativas ao escoamento do aço líquido são de difícil obtenção em uma planta industrial. As principais justificativas residem nas condições impostas pelo processo de produção (o aço líquido é opaco e está em temperatura elevada), nos riscos e nos custos envolvidos para a realização dos testes. Assim, as modelagens experimentais e numéricas surgem como valiosas ferramentas de estudo dos fenômenos metalúrgicos.

Na modelagem experimental utilizam-se modelos físicos que representam os distribuidores industriais. A limitação deste tipo de modelagem é imposta pelos critérios de similaridade adotados. Em geral, os estudos em modelos físicos utilizam água à temperatura ambiente como fluido de trabalho e a caracterização de escoamentos é realizada mediante curvas de distribuição de tempos de residência (DTR). Através dessas curvas, é possível quantificar as frações de volumes característicos e os tempos de retenção do fluido no reator, que são associados indiretamente ao grau de limpeza do aço.

Na modelagem numérica empregam-se um conjunto de equações (de conservação de massa e de quantidade de movimento, de advecção-difusão de um escalar, de balanço de forças sobre uma partícula, entre outras); no qual, esse sistema não-linear de equações, é resolvido iterativamente com o prévio estabelecimento de hipóteses, de condições iniciais, de condições de contorno e de parâmetros de simulação. Pelas análises dos resultados numéricos, obtêm-se informações com relação ao escoamento ou do comportamento de partículas dispersas no fluido.

A partir da comparação entre os estudos experimentais e numéricos, é possível ajustar, aferir e validar os modelos/métodos matemáticos empregados. Consolidada esta etapa, torna-

se viável o emprego da modelagem numérica para simular um distribuidor com aço líquido nas condições reais de operação em planta.

A presente dissertação tem por objetivo apresentar um estudo numérico comparativo do escoamento e do comportamento de inclusões não-metálicas em distribuidores de lingotamento contínuo de aço. Para isso, reproduzem-se, numericamente, dois modelos físicos de distribuidores extraídos da literatura, que são empregados nas seguintes etapas.

1) Estudo de parâmetros de simulação

Nesta primeira etapa, deseja-se analisar parâmetros importantes utilizados nas simulações de escoamento e de partículas que representam inclusões não-metálicas. Assim sendo, testam-se, para o cálculo do escoamento, os esquemas de advecção-difusão (*Upwind* e *High resolution*) e modelos de turbulência ($k-\varepsilon$, RNG $k-\varepsilon$ e RSM); ao passo que, no cálculo das trajetórias de partículas simuladoras de inclusões não-metálicas, aprecia-se a modelagem e a não-modelagem do efeito da dispersão da turbulência.

2) Estudo de metodologias numéricas empregadas para análise de escoamento e grau de limpeza do aço

Na segunda etapa, passa-se a estudar o objetivo central, que consiste em examinar as metodologias numéricas empregadas para análise de escoamento e grau de limpeza do aço líquido.

Em vista disso, em um momento inicial, confrontam-se duas metodologias numéricas para obtenção de curvas DTR. A primeira é a técnica tradicional, que resolve o traçador de forma transiente e demanda um elevado tempo de processamento; enquanto a segunda é um novo método a ser apresentado, que deverá ser mais ágil e alcançar, no mínimo, as mesmas soluções encontradas pelo primeiro método, quando comparado aos dados experimentais.

Em um segundo momento, analisa-se, através dos resultados numéricos, quais as características de escoamento influenciam as trajetórias de partículas simuladoras de inclusões não-metálicas.

Por fim, deseja-se comparar os resultados numéricos alcançados por meio de curvas DTR com os encontrados por simulações de inclusões não-metálicas.

Pretende-se, com esse trabalho, avançar no entendimento de como as técnicas numéricas disponíveis podem auxiliar na caracterização de fenômenos fluidodinâmicos vinculados à fabricação de aços.

2 REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

A revisão bibliográfica está estruturada em sete itens. Nos itens 2.1, 2.2 e 2.3 são reportados aspectos gerais do lingotamento contínuo, com destaque especial ao distribuidor e suas funções. No item 2.4, realiza-se uma abordagem sobre as inclusões não-metálicas, apresentado as suas características, fontes de origem, e os mecanismos de remoção. No item seguinte, 2.5, descreve-se as condições de escoamento favoráveis à limpeza do aço líquido. No item 2.6, apresenta-se o uso da modelagem experimental como ferramenta de estudo em laboratório e como referência para as análises numéricas de escoamento e do comportamento de inclusões não-metálicas. Destaca-se nesse tópico uma apreciação sobre as curvas de distribuição de tempos de residência (DTR). No último item, 2.7, a modelagem numérica: uma breve descrição do método de solução empregado, funções de interpolação, apresentação das equações governantes, modelagem da turbulência e os métodos numéricos utilizados para análise de escoamento e grau de limpeza do aço; encerra-se o item com uma revisão bibliográfica de trabalhos numéricos em distribuidores

2.1 HISTÓRICO DA EVOLUÇÃO DO LINGOTAMENTO CONTÍNUO

Concebido por Henry Bessemer em 1858, o lingotamento contínuo de metais é um processo historicamente novo (THE CONTINUOUS CASTING CONSORTIUM, 2006). As primeiras máquinas de lingotamento eram utilizadas na fabricação de ligas de metais não-ferrosos, como cobre e alumínio, e a solidificação era feita verticalmente ou por tiras. A partir da Segunda Guerra Mundial, devido às pressões armamentistas dos países envolvidos na guerra e ao sucesso desse processo aplicado a metais não-ferrosos, houve um grande desenvolvimento nos equipamentos de lingotamento contínuo de aço. Por volta de 1950, as máquinas de lingotamento contínuo já utilizavam moldes curvos e solidificavam a velocidades mais elevadas (WOLF, 1992); mas somente durante a década de 1960 iniciou-se mundialmente a produção contínua de aço. Atualmente, mais de 90% da produção global de aço é obtida através de sofisticadas máquinas de lingotamento contínuo (BÖLLING; ODENTHAL; PFEIFER, 2005).

2.2 O PROCESSO DE LINGOTAMENTO CONTÍNUO

No processo de lingotamento contínuo de aço, três reatores metalúrgicos estão envolvidos: panela, distribuidor e molde. Visualiza-se na figura 1 a disposição desses equipamentos.

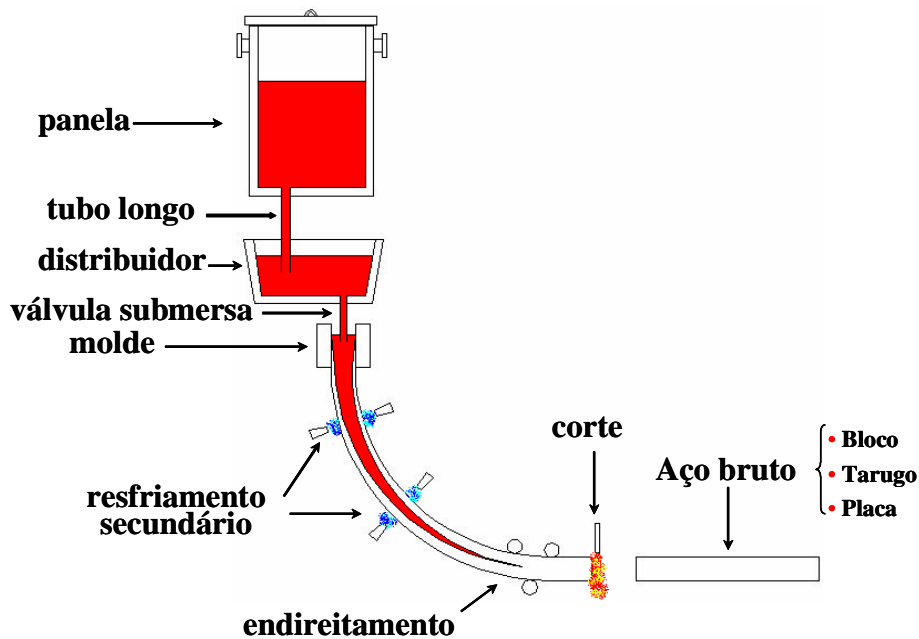


Figura 1 – O processo de lingotamento contínuo.

Na etapa do lingotamento contínuo (figura 1), a panela transfere o aço líquido para o distribuidor através de uma válvula conectada ao tubo longo. Após o preenchimento do distribuidor até o nível de trabalho, as vazões de entrada e de saída do equipamento são ajustadas; o metal líquido escoar dentro do distribuidor e dirige-se ao molde de solidificação através de uma válvula submersa; o aço líquido começa a solidificar através do contato com as superfícies refrigeradas do molde, onde o calor é extraído. Para manter a temperatura da casca dentro da faixa desejada, esguichos de água são utilizados no resfriamento secundário. A espessura da casca solidificada aumenta com o avanço do lingote a uma velocidade pré-estabelecida, e o seu corte, em comprimentos adequados, ocorre quando o mesmo está completamente solidificado.

A duração do processo de lingotamento contínuo é a mesma necessária para esgotar completamente o aço líquido de uma panela, dando-se reinício com a chegada de uma nova panela.

2.3 O DISTRIBUIDOR DE LINGOTAMENTO CONTÍNUO

Conforme apresentado na sessão 2.2, o distribuidor é um reator intermediário entre a panela e os moldes, com funções de reservatório durante a operação de troca de panela e distribuição igualitária de aço líquido para os moldes. Hoje em dia, o distribuidor é projetado para realizar diversas operações metalúrgicas, tais como: remoção de inclusões não-metálicas, ajuste fino de composição do aço, modificação da morfologia das inclusões formadas e ainda garantir a homogeneidade térmica e química do metal em seu interior (BARBOSA; FILHO; TAVARES, 2005; KUMAR; KORIA; MAZUMDAR, 2004; MAZUMDAR; GUTHRIE, 1999).

O comportamento do escoamento do aço líquido no distribuidor é muito importante para um bom desempenho da etapa do lingotamento contínuo. Sabe-se que vários fenômenos metalúrgicos são regidos e estão diretamente relacionados com as características do escoamento. Por exemplo, as trajetórias das inclusões não-metálicas são fortemente influenciadas pelo padrão de escoamento do aço líquido (KAUFMANN et al., 1993; YEH; HWANG; CHOU, 1994).

O distribuidor oferece a última oportunidade para a remoção de inclusões não-metálicas antes do processo de solidificação (CHAKRABORTY; SAHAI, 1992; JAVUREK et al., 2002). Nesse equipamento, tenta-se evitar que as impurezas sejam encaminhadas para os veios; assim, utilizam-se como ferramentas de remoção, os mecanismos de coalescência e flotação das inclusões para a camada de escória.

2.4 INCLUSÕES NÃO-METÁLICAS

Segundo Zhang e Thomas (2003), as inclusões não-metálicas são elementos nocivos, geralmente aluminatos, encontradas em aços que geram muitos defeitos de qualidade e, em alguns casos, interrompem o processo. Essas impurezas causam segregação intergranular, que ocasionam quebras, precipitação dendrítica e outros problemas, os quais são freqüentemente manifestados como trincas, defeitos superficiais, fadiga e falta de ductilidade no produto final.

O grau de limpeza do aço depende da distribuição de tamanhos das partículas, pois as macroinclusões são prejudiciais às propriedades mecânicas. A morfologia e composição dessas impurezas presentes no aço são outros fatores também relevantes (ZHANG; THOMAS; 2003). A figura 2 apresenta uma amostragem realizada em uma panela e em um

distribuidor, que relaciona a distribuição de tamanho das inclusões de alumina (Al_2O_3) com o teor presente no aço.

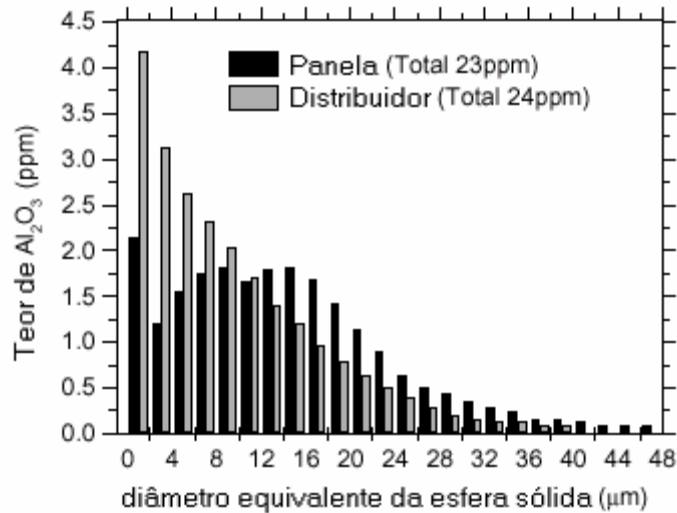


Figura 2 – Distribuição do tamanho de inclusões de alumina na panela e distribuidor (Fonte: Zhang e Thomas, 2003).

Nota-se na figura 2 que o teor das inclusões de maior diâmetro equivalente (a partir de $12\mu\text{m}$) é sempre menor no distribuidor do que na panela. Essa mesma tendência também foi observada por Bielefeldt (2005); Bielefeldt et al. (2004).

2.4.1 Fontes de geração de inclusões não-metálicas

As inclusões não-metálicas encontradas em aços estão divididas em dois grupos: exógenas e endógenas, classificadas de acordo com sua origem. Segundo Sinha e Sahai (1993); Zhang e Thomas (2003) as principais fontes de geração de inclusões são as seguintes:

- 1) reações químicas de desoxidação e desulfuração; formam-se óxidos e sulfetos pela adição de elementos que possuem afinidade com oxigênio e enxofre;
- 2) reoxidação do aço líquido pelo ar atmosférico; formam-se óxidos com elementos remanescentes no banho;
- 3) reações de tratamento da morfologia das inclusões realizadas de forma imprópria;

4) arrasto de escória, de pós de cobertura do distribuidor e de fluxantes nos moldes; geralmente, o arrasto desses elementos ocorre durante as operações de transferência de aço líquido entre os reatores;

5) erosão ou desgaste dos refratários utilizados na panela e no distribuidor.

A figura 3 apresenta, esquematicamente, a classificação das inclusões conforme as fontes de geração, detalhando a erosão ou desgaste de refratários.

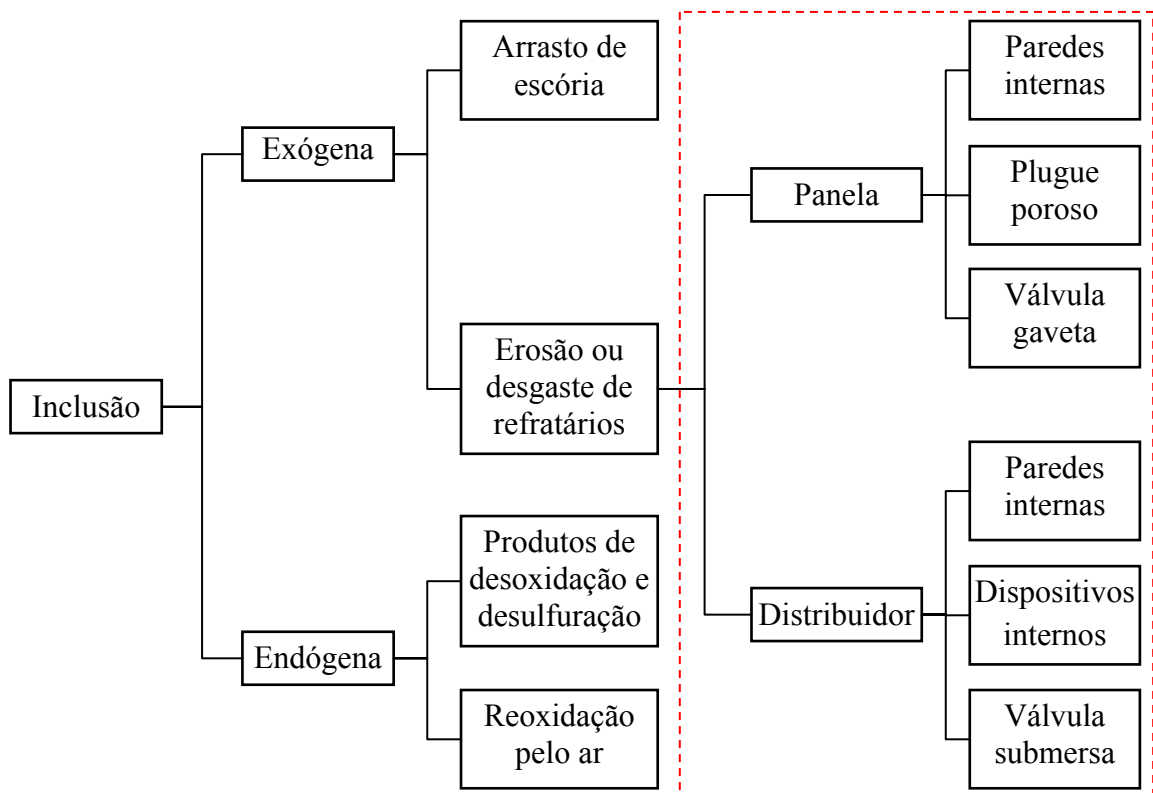


Figura 3 – Organograma das fontes de geração de inclusões não-metálicas (Adaptado de Hashio et al., 1981).

2.4.2 Mecanismos de remoção de inclusões não-metálicas

Segundo Miki e Thomas (1999), a remoção de inclusões em um distribuidor é controlada por muitos mecanismos, incluindo o padrão de escoamento envolvido, condições da camada de escória, coalescência e flotação das inclusões.

As partículas não-metálicas presentes no interior do distribuidor são transportadas pelo escoamento. Debroy e Sychterz (1985) descrevem que a remoção dessas impurezas é acompanhada pelos seguintes mecanismos:

- 1) interação direta das partículas com a interface aço/escória, removendo-as para a camada de escória ou aderindo-as aos refratários;
- 2) e/ou colisão com outras partículas, coalescendo, e a remoção desse agrupamento de inclusões é dada por flotação.

A etapa de lingotamento contínuo tem curta duração, e somente parte das inclusões são removidas por flotação (CHAKRABORTY; SAHAI, 1992). Essas partículas são mais leves do que o aço, e por isso, alcançam a camada de escória por empuxo. A velocidade de ascensão depende do diâmetro, da forma e da massa específica da inclusão; partículas menores possuem baixa velocidade de ascensão e difícil remoção por flotação; enquanto as maiores são removidas facilmente (TACKE; LUDWIG, 1987).

2.5 CONDIÇÕES FAVORÁVEIS À LIMPEZA DO AÇO LÍQUIDO

De acordo com Sahai e Ahuja (1986), o controle do aço líquido em um distribuidor é pré-requisito para a estabilidade da operação de lingotamento contínuo e limpeza do produto solidificado. Esses autores postulam que as características presentes no escoamento, as quais favorecem a remoção de inclusões, devem ser as seguintes.

1) Elevado tempo de residência do aço líquido no distribuidor

Se o aço líquido que escoar no distribuidor pudesse ser discretizado em pequenos elementos fluidos, o tempo de residência do banho seria definido como o tempo que um simples elemento permanece no reator. Em um distribuidor existe uma distribuição de tempos de residência de diferentes elementos do fluido. O objetivo de qualquer projeto de melhoria em um distribuidor é que essa distribuição seja uniforme e que o tempo médio de permanência do aço líquido seja maximizado.

2) Redução das zonas mortas

As regiões mortas são porções de escoamento com baixas velocidades ou completamente estagnadas, onde parte do fluido permanece por muito tempo no distribuidor. Essas zonas causam alterações no escoamento e reduzem o volume total disponível para

circulação do aço, resultando em uma diminuição do tempo médio de permanência do aço líquido ativo; conseqüentemente, causam excessivas perdas térmicas e formação de defeitos.

3) Escoamento preferencialmente ascendente

As linhas de corrente do aço que escoam no distribuidor devem ser preferencialmente orientadas para o topo, a fim de favorecer a flotação e posterior remoção das inclusões não-metálicas, pois, se o escoamento estiver direcionado para os veios, não haverá tempo suficiente para a flotação das impurezas presentes no banho.

4) Camada de escória estável

A estabilidade da camada sobrenadante de escória auxilia a adesão de inclusões não-metálicas que alcançam à superfície, e também protege o banho, a fim de evitar a reoxidação do aço líquido.

5) Regiões de mistura que auxiliem a homogeneização

As regiões de mistura são desejáveis e essenciais para que as condições desta auxiliem a homogeneização térmica e química do aço líquido. Essas regiões também favorecem o coalescimento das inclusões não-metálicas; entretanto, as regiões de mistura devem estar contidas em apenas uma fração do distribuidor, pois, em caso contrário, podem ser prejudiciais para a flotação de inclusões.

O projeto de qualquer distribuidor, com uso de dispositivos controladores de escoamento, depende de um estudo dos cinco fatores mencionados acima.

Uso de dispositivos modificadores de escoamento

Para aumentar o grau de limpeza do aço, realizam-se procedimentos de melhoria no distribuidor. Utilizam-se, em geral, dispositivos modificadores de escoamento em posições estratégicas nos distribuidores. Os exemplos mais comuns de modificadores de escoamento são: barragens, diques, inibidores de turbulência ou a combinação desses, entre outros (KORIA; SINGH, 1994; PALAFOX-RAMOS et al., 2001; MORALES et al., 1998, 2001; WOLLMANN, 1999).

Conforme Sinha e Sahai (1993), tais dispositivos auxiliam o processo de limpeza do aço por possuírem as seguintes funções:

(a) direcionam o escoamento para a superfície, favorecendo a remoção de inclusões não-metálicas;

(b) restringem a turbulência presente no escoamento da região de entrada do distribuidor, para que as inclusões colidam e coalesçam; no restante do distribuidor o escoamento é calmo, para facilitar a flotação das impurezas;

(c) previnem que frações de escória arrastadas dentro da panela dirijam-se, diretamente, aos veios por meio da entrada no distribuidor;

(d) aumentam o tempo de retenção do aço líquido no distribuidor, mediante acréscimo da distância percorrida pelo escoamento.

A escolha do modificador de escoamento ou do conjunto de dispositivos mais adequados, com as respectivas localizações, é realizada através de estudos no distribuidor. Pela dificuldade de obtenção de informações relativas ao escoamento em uma planta industrial, empregam-se modelagens experimentais e numéricas. A seguir, apresentam-se nos itens 2.6 e 2.7 as modelagens experimental e numérica.

2.6 MODELAGEM EXPERIMENTAL

De acordo com Heaslip; McLean e Sommerville (1983), o escoamento do aço líquido no distribuidor pode ser caracterizado mediante conhecimento dos campos de velocidades e turbulência envolvida. Todavia, essas informações não estão disponíveis pela simples observação do processo em uma aciaria. Em vista disso, emprega-se a modelagem experimental, utilizando a água como fluido modelador, como ferramenta para analisar o escoamento do aço líquido em distribuidores.

Conforme Damle e Sahai (1995), a modelagem física de um distribuidor serve para duas propostas: a primeira, como meio para obtenção de uma distribuição de tempos de residência e estudos de visualização de escoamento; e a segunda, atuando como referência nas validações de uma correspondente modelagem numérica, de modo a possibilitar que os modelos numéricos aferidos simulem o comportamento real do aço líquido.

Segundo Kemeny et al. (1981), a modelagem experimental é altamente instrutiva, mas as informações obtidas somente são aplicáveis quando observados os critérios de similaridade entre o modelo físico e o equipamento industrial.

2.6.1 Critérios de similaridade em distribuidores

Os critérios de similaridade devem ser satisfeitos para que o modelo físico represente com fidelidade as características de escoamento do distribuidor industrial. Segundo Kemeny et al. (1981); Szekely e Themelis (1971), as seguintes condições de similaridade entre modelo e equipamento industrial devem ser atendidas.

1) Similaridade geométrica

A similaridade geométrica requer que qualquer comprimento do modelo com o correspondente do distribuidor industrial mantenha-se em uma razão constante. Essa relação entre as dimensões é estabelecida como fator de escala.

2) Similaridade dinâmica

A similaridade dinâmica é obtida quando a magnitude das forças em locais correspondentes de cada sistema tem uma relação fixa. As principais forças necessárias para obter semelhança entre o modelo físico e o distribuidor industrial são as forças inerciais, gravitacionais, viscosas e de tensão superficial. Várias relações dessas forças formam certos números adimensionais muito utilizados nos estudos de modelagem. Se esses números apresentarem o mesmo valor entre o modelo físico e o equipamento industrial, então a similaridade dinâmica é obtida. Os principais números utilizados nas modelagens de distribuidores são Froude (Fr), Reynolds (Re) e Weber (We). Ao se utilizar a água como fluido modelador do aço líquido, torna-se impossível satisfazer esses três números adimensionais simultaneamente para uma escala particular. Em modelos físicos representados em escala plena, os números adimensionais utilizados são Reynolds e Froude.

3) Similaridade cinemática

A similaridade cinemática é atingida quando as linhas de corrente do modelo físico são geometricamente semelhantes às linhas de corrente do distribuidor industrial. Assim, campos de velocidades e acelerações são semelhantes e mantidos em razões fixas entre os dois sistemas. Se o modelo possui semelhança geométrica e dinâmica, então, a similaridade cinemática é assegurada.

4) Similaridade térmica

A similaridade térmica é alcançada quando os números adimensionais envolvidos em fenômenos de transferência de calor são os mesmos em ambos os sistemas. Se os gradientes

térmicos são pequenos e as forças convectivas desprezadas, a semelhança térmica torna-se não fundamental na modelagem experimental. Uma outra justificativa, pelo não uso dessa similaridade nos modelos físicos, reside na dificuldade de estabelecer semelhança nas variações de temperaturas obtidas no equipamento industrial.

5) Similaridade química

A similaridade química estabelece as condições necessárias do modelo para que a taxa das reações químicas em qualquer parte do sistema seja proporcional à taxa da mesma reação, no mesmo tempo e no mesmo local do equipamento industrial. Em modelagens experimentais de distribuidores torna-se impraticável manter esse tipo de similaridade.

Expõem-se a seguir as propriedades físicas do fluido utilizado nas modelagens experimentais de distribuidores.

Propriedades físicas do fluido modelador

Os modelos físicos de distribuidores são confeccionados com paredes de acrílico transparente e usam a água como fluido modelador do aço líquido. A água é empregada por apresentar facilidade de manuseio, disponibilidade, ser translúcida e possuir viscosidade cinemática muito próxima à do aço líquido. As propriedades físicas da água a 20°C e as do aço a 1600°C são comparadas na tabela 1.

Tabela 1 – Propriedades físicas da água e do aço líquido (Adaptado de Kemeny et al., 1981).

Propriedade	Unidade	Água a 20°C	Aço a 1600°C
Massa específica	kg/m ³	1 x 10 ³	7,08 x 10 ³
Viscosidade dinâmica	Pa.s	1 x 10 ⁻³	6,4 x 10 ⁻³
Viscosidade cinemática	m ² /s	1 x 10 ⁻⁶	0,9 x 10 ⁻⁶

2.6.2 Técnicas experimentais

O uso de técnicas experimentais para modelar fenômenos metalúrgicos é amplamente empregado. Mazumdar e Guthrie (1999) apresentaram, em uma revisão, os resultados de diversos autores que utilizaram diferentes escalas e geometrias de modelos físicos. Algumas

técnicas utilizadas nas modelagens experimentais de distribuidores são apresentadas na figura 4.

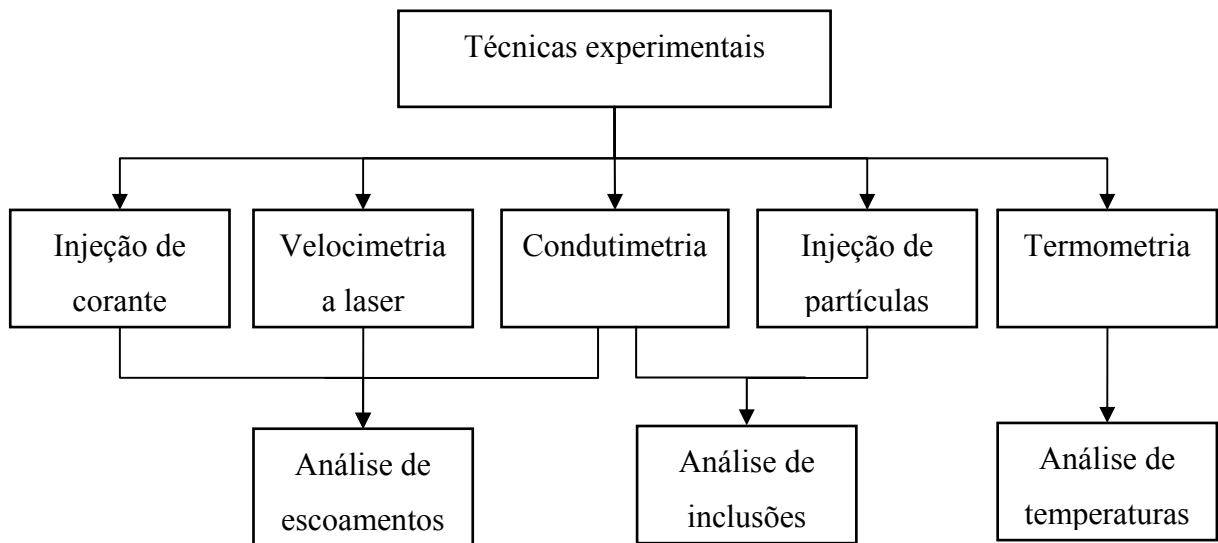


Figura 4 – Organograma das técnicas experimentais.

Por meio da injeção de corante (permanganato de potássio ou azul de metileno) é possível, qualitativamente, caracterizar o escoamento em um distribuidor, observar as linhas de corrente e avaliar a eficiência do uso de modificadores de escoamento. A movimentação do corante na água é registrada através de uma seqüência de fotografias ou filmagem. Essa técnica, aplicada em modelos físicos de distribuidores, é apresentada nos trabalhos de Singh e Koria (1993, 1995); Wollmann (1999); Zong; Yi e Yoon (1999).

A velocimetria a laser consiste em um conjunto de técnicas de medição não-intrusiva, que quantifica os campos de velocidade ou de turbulência em duas ou três dimensões. Por meio de um plano de laser, partículas poliméricas, com massa específica semelhante à da água, são iluminadas. As imagens são registradas em uma câmera de vídeo e o processamento é realizado em um microcomputador. As técnicas mais utilizadas nos estudos de modelos físicos são: a velocimetria por laser Doppler (LDV); velocimetria de alta densidade de imagens de partículas (PIV); e velocimetria por acompanhamento de partículas (PTV). Maiores detalhes sobre essas técnicas são encontrados em Daoud et al. (2004); Odenthal; Pfeifer e Klaas (2000); Odenthal et al. (2001); Silva (1997).

A condutimetria é uma técnica de monitoramento de condutividade elétrica nos veios (saídas) que obtém curvas de distribuição de tempos de residência (DTR) mediante a injeção

de uma solução traçadora na entrada do distribuidor. A solução pode ser constituída à base de um ácido ou de um sal e é injetada na forma de um pulso de curta duração (aproximadamente 3 a 4 segundos). No modelo experimental, sensores de condutividade elétrica nos veios detectam em intervalos de tempo iguais a condutividade instantânea do traçador, a qual, posteriormente, é convertida em fração mássica ou concentração de traçador. Assim, são obtidas curvas de concentração *versus* tempo, das quais se extraem tempos e volumes característicos para cada veio de um distribuidor. Referidos valores fornecem características do escoamento no interior dos distribuidores, que estão relacionadas à eficiência da remoção e flotação de inclusões não-metálicas para a camada de escória (SAHAI; AHUJA, 1986). Maiores informações sobre a técnica de condutimetria são encontradas em Wollmann (1999), enquanto no item 2.6.3 é descrita a metodologia das curvas DTR.

As inclusões não-metálicas podem ser simuladas em um modelo físico mediante a injeção de microesferas ocas de vidro na água. De acordo com Rogler; Heaslip e Mehrvar (2005), a razão de massas específicas entre as microesferas e a água (0,37) é comprável com a razão entre as inclusões de alumina e o aço líquido (0,45). Alternativamente, o polietileno de baixa densidade pode ser utilizado, desde que os critérios de similaridade sejam respeitados (SAHAI; EMI, 1996a). Através da coleta de amostras ao longo do tempo ou da utilização de um filtro coletor, é possível quantificar o percentual de partículas removidas no modelo físico. Essa técnica de injeção de partículas possui difícil reprodutibilidade, por isso, poucos trabalhos são reportados na literatura (KIM et al., 2005; SAHAI; AHUJA, 1990).

Para realização de estudos térmicos em modelos físicos são empregadas condições não-isotérmicas, através do uso de dois reservatórios com água a duas temperaturas diferentes. Os efeitos térmicos sobre o escoamento são monitorados por termopares localizados em diversas posições do modelo. A principal dificuldade de uma modelagem experimental não-isotérmica é garantir que os gradientes térmicos encontrados no modelo representem, com boa similaridade, os efeitos ocorridos no aço líquido no interior do equipamento industrial. Na prática, a montagem experimental é muito complicada, devido ao custo elevado de uma série de sensores e equipamentos necessários. Estudos em modelos experimentais não-isotérmicos são descritos em Barreto-Sandoval; Barrón-Meza e Morales (1996); Barrón-Meza; Barreto-Sandoval e Morales (2000); Damle e Sahai, (1996); Sheng e Jonsson (1999).

2.6.3 Curvas de distribuição de tempos de residência

Conforme descrito no item 2.6.2, as curvas DTR são obtidas por meio da técnica de condutimetria. A Figura 5 mostra uma típica curva DTR, que representa a concentração (c) monitorada *versus* tempo (t) transcorrido no ensaio.

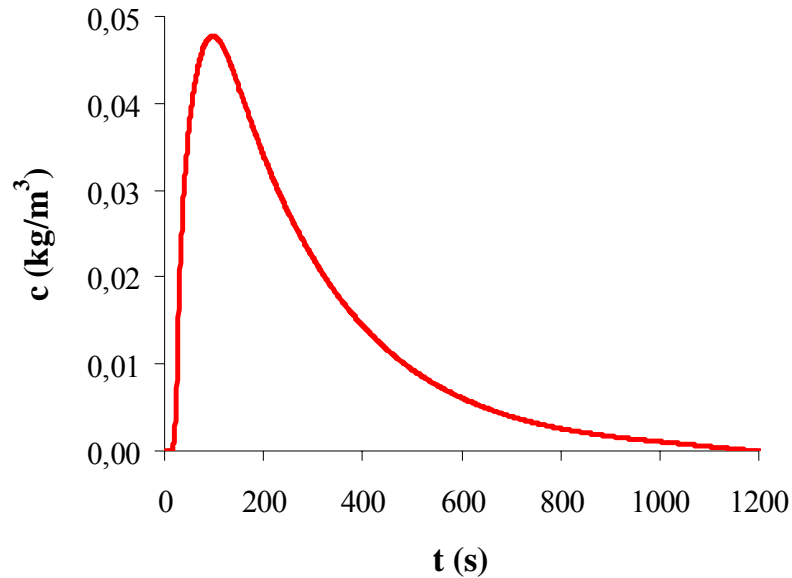


Figura 5 – Típica curva de distribuição de tempos de residência.

Destaca-se na figura 5 que a injeção do traçador corresponde ao tempo zero da curva DTR e o processo de confecção da curva inicia-se somente após a detecção do primeiro traço de concentração no veio.

As curvas DTR representam características particulares de cada distribuidor, e são dependentes da configuração geométrica e operacional do equipamento (SINGH; KORIA, 1993). Dessas curvas, extraem-se valores característicos, os quais estão descritos nos itens 2.6.3.1 e 2.6.3.2. Apresentam-se em 2.6.3.3 algumas considerações sobre as curvas DTR.

2.6.3.1 Tempos característicos

Os tempos característicos representam os distintos tempos de retenção do fluido no distribuidor, que estão relacionados com o grau de limpeza do aço (YEH; HWANG; CHOU, 1994).

1) Tempo teórico de residência (τ)

Tempo característico que relaciona o volume e a vazão volumétrica do distribuidor, independente da forma da curva DTR, e serve como referência para os demais tempos característicos.

2) Tempo mínimo de residência (t_{min})

Tempo característico que representa o menor tempo que um elemento do fluido e/ou uma inclusão permanece em um distribuidor. Em um ensaio para obtenção de curva DTR é o tempo correspondente ao primeiro traço de concentração detectado.

3) Tempo médio de residência (t_{med})

Tempo característico que representa a média dos tempos de permanência de todos os elementos do fluido no distribuidor. O tempo médio de residência fornece a principal informação do escoamento com relação ao grau de limpeza do aço. De acordo com Sahai e Ahuja (1986), em um distribuidor é desejável que a distribuição de tempos seja uniforme e o tempo médio de residência seja maximizado, a fim de favorecer a remoção de inclusões não-metálicas.

4) Tempo de pico (t_{pico})

Tempo característico que representa a maior quantidade de elementos do fluido que deixam o distribuidor ao mesmo instante. Em uma curva DTR, como a mostrada na figura 5, o tempo de pico é o tempo correspondente à máxima concentração detectada.

2.6.3.2 Volumes característicos

Os volumes característicos representam frações do volume de um distribuidor (V), e conforme Singh e Korla (1995) estão divididos em: volume pistonado, volume de mistura, volume morto e volume de curto-circuito.

1) Volume pistonado (V_p)

Fração de volume que se caracteriza por apresentar ordenação dos elementos fluidos. Conseqüentemente, não existe difusão (mistura) ao longo do percurso e nem diferença de velocidade entre dois elementos quaisquer dessa fração do fluido. O tempo de permanência é constante para qualquer elemento do fluido (LEVENSPIEL, 1974). Esse tipo de volume,

aliado com o direcionamento ascendente do escoamento, torna-se importante para auxiliar a flotação de inclusões não-metálicas.

2) Volume de mistura (V_m)

Fração de volume que se caracteriza por intensas condições de mistura no escoamento, onde as concentrações locais do traçador são imediatamente dispersas (SZEKELY; THEMELIS, 1971). Conforme visto no item 2.5, as zonas de mistura favorecem o coalescimento de inclusões não-metálicas, mas podem ser prejudiciais à flotação dessas impurezas.

3) Volume morto (V_d)

Fração de volume que se caracteriza por regiões com baixas velocidades ou completamente estagnadas, que permanecem por longo tempo no distribuidor. Esse tipo de volume caracteriza ineficiência do reator e deve ser evitado, ou pelo menos minimizado. Em geral, os volumes mortos estão localizados nos cantos e atrás dos modificadores de escoamento, devido às recirculações aprisionadas (SZEKELY; THEMELIS, 1971).

4) Volume de curto-circuito (V_{sc})

Fração de volume que se caracteriza com comportamento semelhante ao pistonado, mas com tempo de permanência quase instantâneo e direcionado aos veios. O volume de curto-circuito não auxilia a flotação de inclusões, sendo prejudicial à limpeza do aço (SINGH; KORIA, 1993, 1995).

Segundo Sahai e Ahuja (1986), em um distribuidor é desejável que o percentual de volume pistonado seja grande, um valor razoável para o volume de mistura e o menor possível para o volume morto. De acordo com Singh e Koria (1995), o volume de curto-circuito pode ser eliminado com o uso de barragens. A figura 6 apresenta as regiões presentes em um distribuidor com e sem dispositivos modificadores de escoamento.

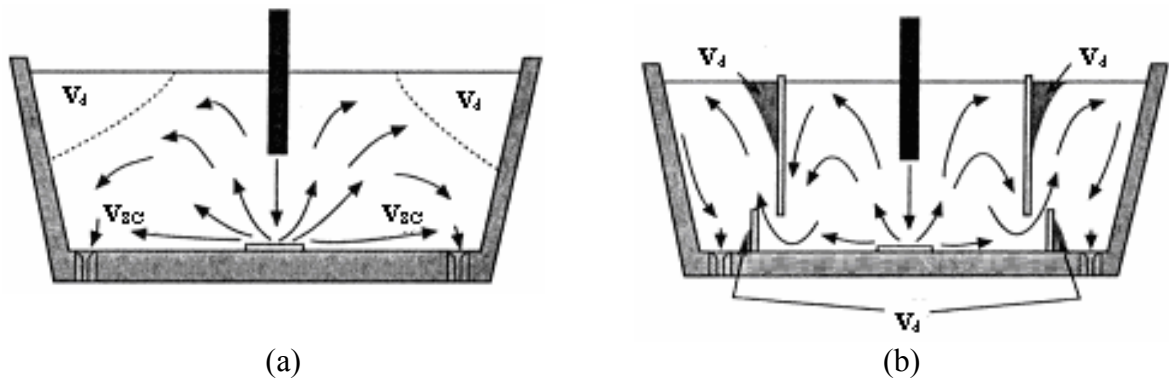


Figura 6 – Regiões de escoamento do aço líquido em um distribuidor: (a) sem modificadores; (b) com modificadores (Fonte: Shade; Smith e Palmer, 1996).

2.6.3.3 Considerações sobre as curvas DTR para o presente estudo

De acordo com Levenspiel (1999), os tempos característicos podem se tornar adimensionais (θ) através da razão do respectivo valor característico pelo tempo teórico de residência (τ), enquanto a ‘idade do fluido’ (E) é calculada de acordo com a equação (1) a seguir:

$$E = \frac{c}{m} q \quad [\text{s}^{-1}] \quad (1)$$

onde c é a concentração do traçador em kg/m^3 ; m , a massa de traçador injetado em kg ; e q , a vazão volumétrica do fluido em m^3/s .

A concentração adimensional (C), como é conhecida na literatura (SZEKELY; THEMELIS, 1971), ou conforme Levenspiel (1999), a ‘idade do fluido’ adimensional (E_θ), é obtida pela equação (2):

$$E_\theta = \tau E = \frac{V}{q} \cdot \frac{c}{m} q = \frac{V}{m} c \quad [-] \quad (2)$$

Segundo Levenspiel (1999), a curva 'F' representa a curva adimensional de um experimento com injeção de traçador na forma de degrau. Entretanto, esse tipo de curva possui relação com a 'E', conforme mostra a figura 7.

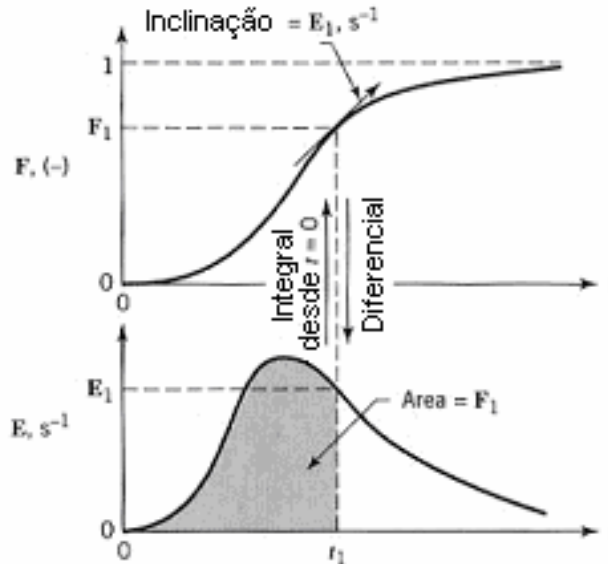


Figura 7 - Relacionamento entre as curvas 'E' e 'F' (Fonte: Levenspiel, 1999).

Observa-se na figura 7 que a 'idade do fluido' acumulada representa a curva 'F'. Pela integração da curva 'E,' ou da curva de concentração de um traçador injetado na forma de pulso, é possível obter 'F', de acordo a equação (3):

$$F = \int_0^t E dt = \frac{1}{\tau} \cdot \frac{V}{m} \int_0^t c dt \quad [-] \quad (3)$$

Segundo Levenspiel (1999), as curvas 'F' integram efeitos reais, e por essa razão, podem omitir a presença dos picos das curvas 'E'. Contudo, adota-se para o presente trabalho a curva 'F' como parte da apresentação de resultados; a justificativa para escolha desse tipo de curva é apresentada no item 3.4.2.1.

Distintas formulações empíricas, que são encontradas na literatura, podem ser utilizadas no cálculo dos tempos e volumes característicos extraídos de curvas DTR (FRANÇOIS et al., 2005). Para o presente estudo, o método adotado para determinar esses parâmetros está descrito em Sahai e Emi (1996b) e não será explicitado aqui.

2.7 MODELAGEM NUMÉRICA

A modelagem numérica consiste em representar os fenômenos envolvidos nos problemas de engenharia por meio de um conjunto de equações diferenciais aproximadas por modelos e expressões algébricas, com condições iniciais e de contorno pré-estabelecidas, onde a solução é obtida mediante um método numérico aplicado em um domínio discreto de uma geometria de interesse com um determinado erro. Conforme Maliska (2004), quanto maior for esse número de pontos, mais próxima estará da solução exata a solução numérica.

A dinâmica dos fluidos computacional (CFD) é uma técnica de modelagem numérico-computacional que envolve análises de escoamento, transferência de calor, e demais fenômenos associados, como reações químicas, que se aplica a uma grande faixa de problemas de engenharia (VERSTEEG; MALALASAKERA, 1995).

Os pacotes (programas ou códigos) comerciais de CFD são estruturados em torno de algoritmos numéricos e possuem três principais etapas utilizadas durante uma simulação numérica: (1) pré-processamento; (2) processamento e (3) pós-processamento. Na figura 8, um organograma com informações extraídas de Versteeg e Malalaskera (1995) descreve brevemente essas etapas.

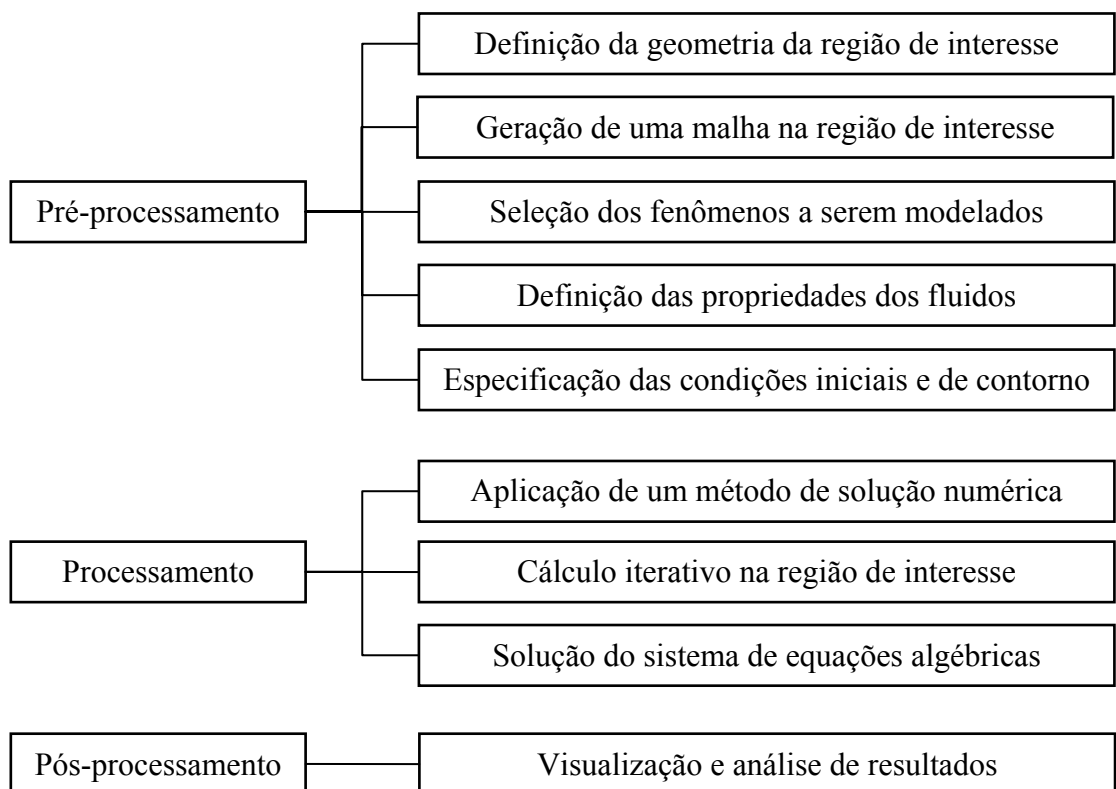


Figura 8 – Etapas de uma simulação numérica.

De acordo com a visualização da figura 8, basicamente em uma simulação numérica, a etapa de pré-processamento é responsável pela montagem do problema; a de processamento, pelo cálculo computacional; e a de pós-processamento, pela análise dos resultados. Versteeg e Malalaskera (1995) comentam que nos projetos onde a simulação em CFD está presente, grande parte do tempo é gasto na definição do problema, confecção de geometria e malha computacional.

Quanto aos métodos de solução numérica de equações diferenciais, tradicionalmente, são os métodos de diferenças finitas, de volumes finitos e de elementos finitos (MALISKA, 2004; VERSTEEG; MALALASAKERA, 1995). Para o presente estudo, optou-se pelo método dos volumes finitos baseado em elementos (EbFVM), que é uma variação do método dos volumes finitos tradicional, e está presente nos principais códigos comerciais atuais (MALISKA, 2004). Uma breve descrição desse método é apresentada a seguir.

2.7.1 Método de solução numérica – EbFVM

O método dos volumes finitos consiste em integrar as equações diferenciais para um determinado número de volumes de controle originários da discretização do domínio. Como as equações diferenciais são obtidas através de balanços sobre volumes de controle, tem-se a garantia de que a massa, energia e quantidade de movimento são conservadas (MALISKA, 2004).

No método dos volumes finitos tradicional, usam-se malhas estruturadas que definem o domínio de cálculo, e as soluções das variáveis e propriedades dos fluidos são armazenadas no centro dos volumes. Ao passo que o método dos volumes finitos baseado em elementos permite que a malha seja, inclusive, não-estruturada; os volumes de controle são construídos com base nos elementos e as informações armazenadas nos vértices (MALISKA, 2004). Nesse método, os volumes de controle são criados através do método das medianas, que consiste em unir os centróides dos elementos com pontos médios de seus lados. Na figura 9 são mostrados os elementos e os subvolumes de controle (SVC) necessários para formação do volume de controle, sombreado, centrado no vértice 1.

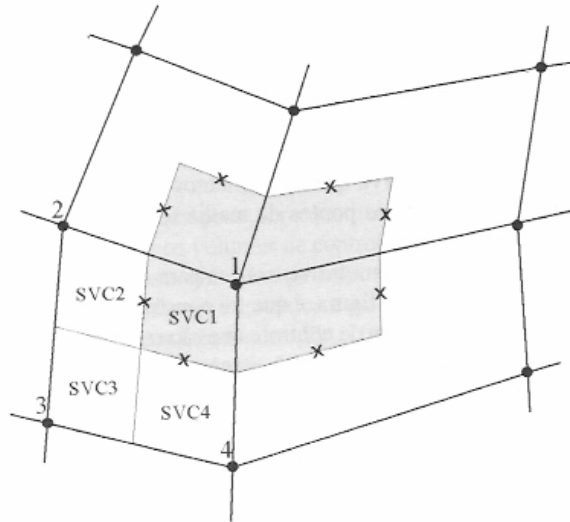


Figura 9 – O elemento 1234 e o volume de controle centrado em 1 (Fonte: Maliska, 2004).

Observa-se na figura 9 que a base do método EbFVM consiste em não trabalhar diretamente com os volumes de controle, mas sim com elementos individuais, criando-se depois os volumes de controle através da montagem elemento por elemento, dos subvolumes de controle envolvidos. Assim, como no método de elementos finitos, necessita-se de manter conhecidas as relações de conectividade entre os elementos (MALISKA, 2004).

As malhas não-estruturadas são bastante versáteis, pois alcançam com maior facilidade regiões específicas para adaptação e refinamento do domínio; assim, torna-se possível discretizar geometrias mais complexas. Javurek (2002) e Jha et al. (2003) utilizaram esse tipo de malha para calcular em um pacote comercial de CFD, o Fluent, um domínio tridimensional de um distribuidor. Para o presente trabalho, optou-se pelo código Ansys CFX (versão 10.0), que utiliza o método EbFVM para obter as soluções. De acordo com o Ansys CFX Manual (2005), as malhas estruturadas podem ser utilizadas com esse código, entretanto, as mesmas são tratadas internamente como malhas não-estruturadas.

2.7.2 Esquemas de advecção-difusão (funções de interpolação)

A escolha dos esquemas de advecção-difusão, ou funções de interpolação, é um importante parâmetro de uma simulação em CFD. Segundo Maliska (2004), as funções de interpolação têm o papel de conectar os pontos nodais, onde são armazenadas as variáveis de interesse do problema. Essas funções aproximam os operadores diferenciais em expressões algébricas mais simples com um determinado erro. A tentativa é sempre escolher um esquema

de advecção-difusão com o menor erro possível e que, ao mesmo tempo, não envolva muitos pontos nodais para não criar uma estrutura muito complexa.

Oliveira et al. (2005) testaram dois esquemas de advecção-difusão, o *Upwind* e o *High resolution*, onde obtiveram resultados distintos de curvas DTR para dois distribuidores analisados. No primeiro caso, o esquema *High resolution* aproximou-se melhor dos resultados experimentais, enquanto para o segundo caso, o esquema escolhido foi o *Upwind*.

Conforme Ansys CFX (2005) e Maliska (2004), a justificativa para uma melhor adaptação de um esquema de advecção-difusão reside nas características de escoamento presentes no problema. O *Upwind* é um esquema de primeira ordem, bastante robusto (estável numericamente) e aplicável a problemas com advecção dominante, mas propenso a erros de difusão numérica, pois suaviza os resultados. Já o *High resolution* é um esquema de segunda ordem, menos robusto, mais lento, suscetível a erros de dispersão numérica (oscilações nos resultados), todavia, é mais preciso do que o *Upwind* e aplicável a problemas advectivos-difusivos.

Maliska (2004) descreve que o uso inapropriado de esquemas de advecção-difusão, aliado ao escoamento oblíquo em relação à malha computacional, torna o problema mais propenso a erros de difusão ou dispersão numérica.

2.7.3 Equações governantes

A fase líquida de escoamentos em reservatórios metalúrgicos pode ser descrita pelas equações de conservação de quantidade de movimento (Navier-Stokes) e massa (continuidade). Para escoamentos isotérmicos, incompressíveis, sem forças de campo e em regime permanente, as equações governantes escritas para coordenadas cartesianas, em notação indicial, são as seguintes (SCHILICHTING; GERSTEN, 2000):

$$\frac{\partial u_i}{\partial x_i} = 0 \quad (4)$$

$$\frac{\partial(\rho u_i u_j)}{\partial x_j} = -\frac{\partial p}{\partial x_i} + \frac{\partial}{\partial x_j} \mu \left(\frac{\partial u_i}{\partial x_j} + \frac{\partial u_j}{\partial x_i} \right) \quad (5)$$

onde u_i representa a velocidade na direção x_i ; ρ , a massa específica do fluido; p , a pressão; e μ , a viscosidade molecular. De acordo com Schlichting e Gersten (2000), as equações (4) e (5) são resolvidas facilmente para escoamentos laminares.

Conforme Silveira Neto (2003), inúmeras estruturas turbulentas, com diferentes escalas de comprimento e tempo, estão em grande parte dos problemas de engenharia; assim, seria necessário um grande sistema de equações devido a um maior número de graus de liberdade associado às características de turbulência do escoamento.

Para evitar o cálculo simultâneo de milhares de equações, Reynolds, no ano de 1894, propôs um processo de decomposição das equações governantes para analisar o comportamento médio de escoamento e modelar suas flutuações.

Por meio da operação de média temporal de Reynolds sobre as equações (4) e (5), com as variáveis decompostas em componentes médias e flutuações ($u_i = U_i + u'_i$ e $p = P + p'$), as equações médias de Reynolds (RANS) que governam o escoamento são obtidas:

$$\frac{\partial U_i}{\partial x_i} = 0 \quad (6)$$

$$\frac{\partial(\rho U_i U_j)}{\partial x_j} = -\frac{\partial P}{\partial x_i} + \frac{\partial}{\partial x_j} \left[\mu \left(\frac{\partial U_i}{\partial x_j} + \frac{\partial U_j}{\partial x_i} \right) - \overline{\rho u'_i u'_j} \right] \quad (7)$$

onde U_i é a velocidade média; e P , a pressão média. Pela observação das equações (5) e (7), destaca-se a presença de uma incógnita adicional, $\tau_{ij} = -\overline{\rho u'_i u'_j}$, que representa as tensões de Reynolds.

Segundo Silveira Neto (2003), a partir dessa decomposição proposta por Reynolds, surgiu um amplo domínio de pesquisa e desenvolvimento para ‘fechar’ as equações governantes através de modelagem das flutuações com o uso de distintos modelos de turbulência.

2.7.4 Modelagem da turbulência

Conforme comentado no item 2.7.3, as equações de Navier-Stokes são adequadas para descrever os fenômenos de escoamento, inclusive em regime turbulento. Entretanto, para fazer uso direto desse conjunto de equações, em uma modelagem numérica por CFD, requer-se níveis de discretização espacial e temporal extramente pequenos, a fim de caracterizar corretamente todas as estruturas turbulentas. Infelizmente, essa técnica de modelagem, conhecida como simulação numérica direta (DNS), é somente aplicada a problemas extremamente simples, devido aos recursos computacionais atualmente disponíveis.

Uma outra opção, que vem ganhando força com os avanços da tecnologia computacional, é a simulação de grandes escalas (LES), que consiste em uma técnica similar à DNS, onde apenas as maiores escalas são resolvidas, enquanto as menores estruturas são aproximadas por um modelo algébrico simples. Contudo, essa técnica apresenta elevado custo computacional para simular os escoamentos encontrados em situações de engenharia (FREIRE; MENUT; SU, 2002).

Dessa forma, as equações RANS são utilizadas com sucesso em aplicações de engenharia, mas necessitam de um fechamento através do uso de um modelo de turbulência adequado. Segundo Freire; Menut e Su (2002), as duas classes mais usuais de modelar as tensões de Reynolds são os modelos baseados na hipótese de Boussinesq e os modelos baseados em equações de transporte do tensor de Reynolds, que serão apresentados, respectivamente, nos itens 2.7.4.1 e 2.7.4.2.

2.7.4.1 Modelos baseados na hipótese de Boussinesq

Boussinesq, no ano de 1877, propôs que as tensões de Reynolds sejam aproximadas em função de uma viscosidade turbulenta ou aparente (μ_t) e das taxas de deformação do escoamento médio:

$$-\overline{\rho u'_i u'_j} = \mu_t \left(\frac{\partial U_i}{\partial x_j} + \frac{\partial U_j}{\partial x_i} \right) \quad (8)$$

Para ‘fechar’ as equações RANS, os modelos de turbulência baseados na hipótese de Boussinesq determinam a viscosidade turbulenta associada ao escoamento. Os modelos dessa classe estão divididos conforme o número de equações de transporte:

- modelo de zero equação, modelo de comprimento de mistura de Prandtl (CM);
- modelo de uma equação, $k-L$;
- modelos de duas equações, $k-\varepsilon$, RNG $k-\varepsilon$, $k-\omega$ e demais modelos.

No presente trabalho, realiza-se a modelagem da viscosidade turbulenta pelo uso dos modelos $k-\varepsilon$ e RNG $k-\varepsilon$. Uma breve descrição desses modelos é realizada a seguir, porém as formulações são suprimidas, pois não são objeto de estudo. Maiores informações sobre os outros modelos e formulações são encontrados em Ansys CFX Manual (2005); Freire; Menut e Su (2002); Silveira Neto (2003); Versteeg e Malalaskera (1995); e demais livros sobre turbulência.

O primeiro modelo, $k-\varepsilon$ de Launder e Spalding (1974), trata-se de um modelo de duas equações que representam, respectivamente, a energia cinética (k) e a dissipação viscosa turbulenta (ε), com constantes determinadas empiricamente. Esse modelo é o mais difundido em aplicações industriais, inclusive em estudos de distribuidores (KUMAR; KORIA; MAZUMDAR, 2004; SOLORIO-DÍAZ et al., 2004).

De forma geral, a utilização do modelo $k-\varepsilon$ apresenta soluções adequadas e rápidas computacionalmente a uma infinidade de problemas de engenharia; contudo, conforme Freire; Menut e Su (2002); Versteeg e Malalaskera (1995), o modelo $k-\varepsilon$ apresenta deficiências para caracterizar escoamentos rotacionais, com linhas de correntes curvas, separações e regiões estagnadas.

O segundo modelo, RNG $k-\varepsilon$, é baseado em um método matemático chamado de grupo de renormalização das equações de Navier-Stokes. As equações de transporte para geração e dissipação turbulenta são as mesmas do modelo $k-\varepsilon$ padrão, porém a diferença entre os modelos é verificada através dos valores das constantes. Em oposição ao caráter empírico do modelo $k-\varepsilon$ padrão, as funções e constantes do RNG $k-\varepsilon$ são obtidas teoricamente.

De acordo com Freire; Menut e Su (2002), o RNG $k-\varepsilon$ caracteriza um maior espectro de escoamentos de modo confiável e preciso. Conforme os autores, esse modelo fornece melhores resultados do que o $k-\varepsilon$ padrão em situações de escoamentos incluindo separações, linhas de correntes curvas e regiões de estagnação. Devido às suas características, o modelo

RNG $k-\varepsilon$ foi escolhido por Hou e Zou (2005a); Hülstrung et al. (2005) e Schwarze; Obermeier e Janke (2001) para modelar escoamentos em distribuidores.

2.7.4.2 Modelos baseados em equações de transporte do tensor de Reynolds

Essa outra classe representa modelos mais sofisticados de turbulência, que abandonam a hipótese de viscosidade turbulenta, e onde as tensões de Reynolds são obtidas diretamente por meio de equações de transporte. Nessa classe estão o modelo de tensões de Reynolds (RSM) e demais variações.

Para o presente estudo, deseja-se avaliar o uso do modelo RSM, além dos modelos $k-\varepsilon$ e RNG $k-\varepsilon$ já mencionados. Assim como realizado no item 2.7.4.1, uma descrição bastante breve sobre o modelo RSM é apresentada. Outras informações são obtidas em Ansys CFX Manual (2005); Freire; Menut e Su (2002); Silveira Neto (2003); Versteeg e Malalaskera (1995); e demais livros sobre turbulência

O modelo RSM é baseado nas equações de transporte para todos os componentes do tensor de Reynolds, e também resolve uma equação para dissipação viscosa turbulenta, resultando em um total de sete equações. Conforme Freire; Menut e Su (2002); Silveira Neto (2003); Versteeg e Malalaskera (1995), esse modelo é mais preciso do que os baseados no conceito da viscosidade turbulenta; no entanto, devido ao incremento de equações no sistema, uma maior carga computacional é exigida. O modelo RSM foi utilizado em estudos numéricos de distribuidores por Daoud et al. (2005), Kumar; Koria e Mazumdar (2004) e Solorio-Díaz et al. (2004).

As discussões sobre a utilização de um modelo de turbulência mais apropriado a escoamentos em distribuidores são bastante divergentes; assim sendo, não existe um consenso definido sobre o tema. Cross et al. (2005); Kumar, Koria e Mazumdar (2004); Oliveira et al. (2005) destacam que o modelo $k-\varepsilon$ padrão alcança tão bons resultados quanto os modelos mais sofisticados com mais equações de transporte. Contudo, Gardin et al. (1999); Ilegbusi (1994); Robert e Mazumdar (2001) afirmam que o $k-\varepsilon$ é inapropriado para calcular a turbulência envolvida nas modelagens numéricas de distribuidores. Essas e demais considerações sobre a modelagem da turbulência em distribuidores são abordadas no próximo item.

2.7.4.3 Considerações sobre a modelagem da turbulência em distribuidores

De forma geral, o escoamento do aço líquido em um distribuidor é caracterizado por duas zonas distintas: a primeira, localizada próxima à entrada, uma região de intensa turbulência devido a um forte jato direcionado para a base do equipamento, com colisões do fluido com as paredes; a segunda, no restante do distribuidor, praticamente laminar com velocidades baixas (DAOUD et al. 2005; GARDIN et al. 1999; ILEGBUSI, 1994; ODENTHAL; PFEIFER; KLAAS, 2000).

De acordo com as características de escoamento de um distribuidor, a região turbulenta pode-se estender além da entrada. Nesse caso, os modelos de turbulência para altos números de Reynolds, que são os disponíveis em pacotes comerciais de CFD, caracterizam razoavelmente o escoamento, conforme os trabalhos de Jah et al. (2003); Kumar, Korla e Mazumdar (2004); Oliveira et al. (2005).

Entretanto, segundo Ilegbusi (1994), em distribuidores com características essencialmente laminares, os modelos a alto Reynolds, como o $k-\varepsilon$ padrão, não detectam transições nos regimes de escoamento e superestimam regiões de mistura. Dessa maneira, o mesmo autor desenvolveu um modelo de turbulência chamado de ‘dois fluidos’ (um turbulento e outro não-turbulento) para aproximar-se das características reais de escoamento em um distribuidor. Gardin et al. (1999); Robert e Mazumdar (2001) apresentaram uma outra alternativa para modelar escoamentos praticamente laminares, através do uso de modelos modificados que operam a baixo número de Reynolds. Contudo, são necessários: refinamento da malha junto às paredes, rotinas adicionais de cálculo e ajustes de coeficientes dos modelos.

As curvas DTR, obtidas numericamente, são dependentes da escolha dos modelos de turbulência. De acordo com Ilegbusi (1994); Robert e Mazumdar (2001), os tempos característicos alteram-se conforme o modelo de turbulência associado a uma faixa de número de Reynolds. Oliveira et al. (2005) destacam que as diferenças encontradas entre os tempos característicos, determinados por modelagens experimentais e numéricas, são evidenciadas nos veios mais afastados da entrada de um distribuidor, onde níveis não-reais de turbulência são determinados pelos modelos. Conforme Daoud et al. (2005); Schwarze; Obermeier e Janke (2001), os resultados numéricos afastam-se dos dados experimentais em escoamentos mais complexos. Esses autores também concluíram em seus trabalhos que nenhum modelo de turbulência caracterizou, com igual qualidade, todas as configurações geométricas testadas de um determinado distribuidor.

Dessa forma, não existe um modelo de turbulência mais adequado para todas as situações; a escolha do modelo deve ser, necessariamente, relacionada ao conhecimento prévio das características de escoamento em um determinado distribuidor. Segundo Ilegbusi (1994), quaisquer modelos de turbulência são apenas ‘modelos’, os quais envolvem certas fundamentações, hipóteses e simplificações.

2.7.5 Métodos numéricos utilizados para análise de escoamento e grau de limpeza do aço

2.7.5.1 Equação de advecção-difusão de um escalar

Em um ensaio experimental para obtenção de curvas DTR, uma solução traçadora é injetada na forma de um pulso e monitorada nos veios ao longo do tempo. Analogamente, esse procedimento pode ser realizado de forma numérica; para tanto, a equação de advecção-difusão de um escalar é resolvida com o campo fluidodinâmico já estabelecido:

$$\frac{\partial \phi}{\partial t} + \frac{\partial(u_i \phi)}{\partial x_j} = \frac{\partial}{\partial x_j} \left[\left(\rho D_\phi + \frac{\mu_t}{S_{ct}} \right) \frac{\partial(\phi / \rho)}{\partial x_j} \right] \quad (9)$$

onde ϕ é a variável adicional concentração, que representa o traçador; D_ϕ , a difusividade cinemática; e S_{ct} , o número de Schmidt turbulento.

A equação (9) também pode ser utilizada para calcular a distribuição de partículas esféricas que simulam inclusões. Assim, a variável ϕ representaria a concentração de partículas e as velocidades das partículas seriam as mesmas do fluido, exceto na direção vertical, onde a velocidade de terminal de ascensão é adicionada. Para isso, conforme Ilegbusi e Szekely (1989) assumem-se que as forças de arrasto e de empuxo, as quais atuam sobre as partículas, estão em equilíbrio. Para realizar a remoção de partículas pelo topo, um termo de sumidouro é adicionado à equação (9).

Em geral, as curvas DTR são alcançadas por meio de um traçador que escoar no distribuidor. Segundo Javurek (2002), o traçador é equivalente a uma partícula de diâmetro zero e velocidade de ascensão nula. Contudo, essas curvas também são obtidas para partículas não-nulas, conforme apresenta a figura 10.

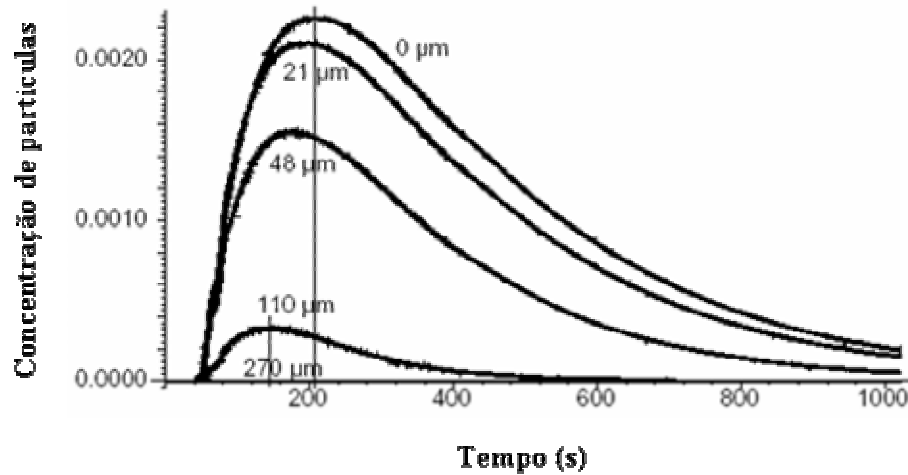


Figura 10 – Curvas DTR para diferentes tamanhos de partículas (Fonte: Javurek, 2002).

Observa-se na figura 10 que a área decresce com o aumento do diâmetro das partículas. De acordo com Javurek (2002), isso é reflexo do incremento das taxas de remoção das partículas maiores. Os tempos mínimos são aproximadamente iguais, enquanto os tempos de pico das curvas são distintos.

2.7.5.2 Método lagrangeano de trajetórias de partículas

O método lagrangeano realiza um balanço das forças que agem sobre cada partícula, onde as trajetórias das mesmas são obtidas da integração do seus movimentos.

Em um recente estudo, Yan e Thomas (2005) verificaram a relevância de diversas forças (arrasto, empuxo, sustentação, massa adicional, entre outras) que atuam sobre as partículas simuladoras de inclusões, nas quais as trajetórias foram obtidas pelo método lagrangeano. Os resultados revelaram que as forças de arrasto e a de empuxo são sempre as forças mais significativas. Os autores também destacaram que as demais forças podem ser negligenciadas em cálculos de engenharia.

Dessa maneira, o presente trabalho utiliza somente as forças de arrasto e de empuxo para calcular as trajetórias de partículas simuladoras de inclusões, conforme é descrito a seguir:

$$m_p \frac{du_{pi}}{dt} = \frac{1}{8} \pi \rho d_p^2 C_D |u_i - u_{pi}| (u_i - u_{pi}) + \frac{1}{6} \pi d_p^3 (\rho_p - \rho) g_i \quad (10)$$

onde m_p é a massa da partícula; d_p , o diâmetro da partícula; u_{pi} , a velocidade da partícula; ρ_p , a massa específica da partícula; g_i , o componente do vetor gravidade; C_D , o coeficiente de arrasto. Para partículas sólidas, esféricas e esparsamente distribuídas, o valor de C_D é obtido pela expressão abaixo:

$$C_D = \max \left(\frac{24}{\text{Re}} (1 + 0,15 \text{Re}^{0,687}); 0,44 \right) \quad (11)$$

O número de Reynolds (Re) depende do diâmetro da partícula, da velocidade relativa e das propriedades da fase contínua.

$$\text{Re} = \frac{\rho |u_i - u_{pi}| d_p}{\mu} \quad (12)$$

Szekely (1979) descreve que a interação entre partículas e campo de escoamento turbulento depende da magnitude dessa relação. Se uma partícula é grande quando comparada a um vórtice, seu movimento não é alterado significativamente pelas flutuações turbulentas; porém, quando a partícula é pequena, comparada com o tamanho do vórtice, a mesma atua como um traçador, seguindo detalhadamente o movimento do fluido.

A velocidade instantânea do fluido em regime turbulento é decomposta em uma componente média e uma outra de flutuação instantânea, que é responsável pela dispersão local das partículas. No entanto, o cálculo das trajetórias de partículas em um escoamento turbulento não é obtido diretamente, pois apenas as componentes médias do campo fluidodinâmico são estabelecidas pelas equações RANS. Por essa razão, usa-se um modelo conhecido como ‘caminho aleatório’ (*random walk model*) com a finalidade de quantificar as flutuações. Nesse modelo, as flutuações instantâneas de velocidade são obtidas dos cálculos da quantidade de turbulência envolvida no escoamento, onde as magnitudes variam com os níveis locais de energia cinética de turbulência (k). O efeito aleatório, característico das flutuações turbulentas, é dado por um número randômico, que troca seu valor a cada passo de integração e possui uma distribuição normal entre -1 e 1, média em 0 e variância de $2/3k$ (BURNS; ZWART, 2003). Maiores informações sobre o efeito da turbulência sobre as partículas estão disponíveis em Ansys CFX Manual (2005).

Miki e Thomas (1999) estudaram a inclusão do efeito da dispersão da turbulência do escoamento sobre partículas simuladoras de inclusões não-metálicas em um distribuidor. A figura 11 apresenta, de forma comparativa, as frações de partículas removidas modelando e não-modelando o efeito da dispersão da turbulência.

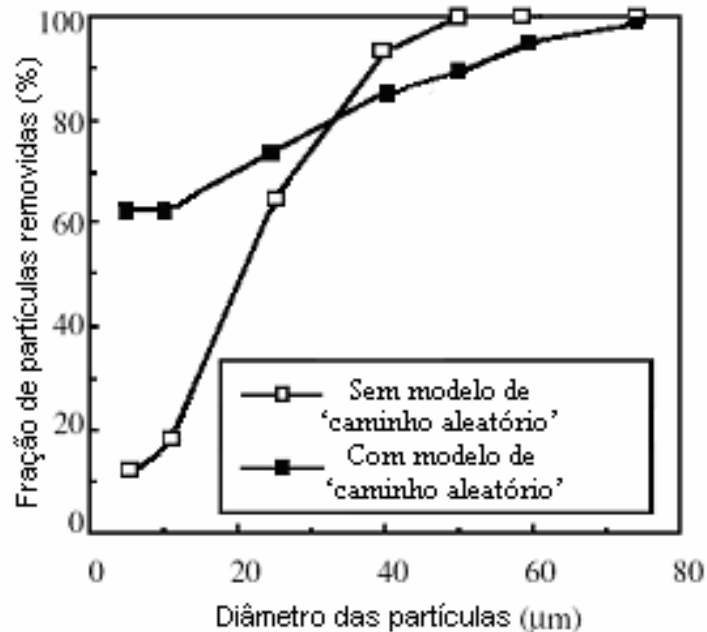


Figura 11 – Avaliação do efeito da dispersão da turbulência (Adaptado de Miki e Thomas, 1999).

Na figura 11, nota-se que o não-uso ou uso do modelo de ‘caminho aleatório’ é claramente evidenciado em partículas de pequeno diâmetro (menores do que 30 μm). O efeito randômico aumenta significativamente as chances de contato de partículas pequenas com a superfície, onde as mesmas são removidas. Entretanto, essa aleatoriedade causa ligeira queda nas frações de remoção das partículas maiores, pois afeta, parcialmente, a tendência natural destas flatarem.

Segundo Miki e Thomas (1999), a inclusão do efeito da dispersão da turbulência representa o estado real de turbulência em um distribuidor; todavia, o mesmo trabalho não fornece meios que sustentem essa afirmação.

O método lagrangeano alcança soluções rápidas, e assim como a variável ϕ , partículas dispersas no fluido podem representar um traçador. Para que as partículas apresentem um comportamento semelhante a uma solução traçadora, as mesmas devem seguir as linhas de corrente do escoamento em um distribuidor. Conforme apresentado na figura 10, extraída de

Javurek (2002), um traçador empregado para obter curvas DTR é equivalente a uma partícula de diâmetro zero e velocidade de ascensão nula. Quanto maior for o diâmetro da partícula, maior será o afastamento em relação aos tempos característicos do aço no distribuidor.

Schwarze; Obermeier e Janke (2001) empregaram esse método com partículas traçadoras de 20 μ m de diâmetro, além do modelo de ‘caminho aleatório’, enquanto na metodologia apresentada por Daoud et al. (2006) foram desconsiderados os efeitos da dispersão da turbulência e das forças de não-arrasto; dessa maneira, apenas a força de arrasto é utilizada. Mesmo assim, essa força, que é sempre oposta ao movimento das partículas, é minimizada por meio da escolha de partículas com 0,1 μ m de diâmetro. Então, a equação (10) se reduz a:

$$m_p \frac{du_{pi}}{dt} = \frac{1}{8} \pi \rho d_p^2 C_D |u_i - u_{pi}| (u_i - u_{pi}) \quad (13)$$

Essa nova metodologia apresentada por Daoud et al. (2006) é capaz de fornecer tão bons resultados quanto o método tradicional, que é por meio da equação (9) de advecção-difusão, mas, com grande redução no custo computacional das simulações.

2.7.6. Revisão de trabalhos numéricos em distribuidores

Realiza-se nesse item, por meio da tabela 2, uma revisão de estudos numéricos em distribuidores, nos quais se avaliaram o escoamento e/ou grau de limpeza em função de diferentes modelos ou métodos. Destaca-se na tabela 2 que os métodos ou modelos mais difundidos na literatura são: k - ε , para o modelo de turbulência; a equação de advecção-difusão de um escalar, para obter as curvas DTR; e o método lagrangeano, para simular inclusões.

Tabela 2 – Revisão de trabalhos numéricos em distribuidores.

<i>Autores</i>	<i>Modelos de turbulência</i>					<i>DTR</i>		<i>Inclusões</i>		
	CM	$k-\varepsilon$	RNG $k-\varepsilon$	RSM	outros	Advecção- difusão	Lagrange	Advecção- difusão	Lagrange	outros
Debroy e Sychterz (1985)	X	—	—	—	—	—	—	—	—	X
Hsu e Chou (1990)	X	—	—	—	—	—	—	—	—	X
He e Sahai (1990)	—	X	—	—	—	X	—	—	—	—
Lee et al. (1990)	—	X	—	—	—	X	—	—	—	—
Lowry e Sahai (1990)	—	X	—	—	—	X	—	—	—	—
Tsai e Green (1991)	—	X	—	—	—	X	—	—	—	—
Chakraborty e Sahai (1992)	—	X	—	—	—	X	—	—	—	—
Yeh; Hwang e Chou (1992, 1993)	—	X	—	—	—	X	—	—	—	—
Yeh e Hwang (1994)	—	X	—	—	—	X	—	—	—	—
Damle e Sahai (1995)	—	X	—	—	—	X	—	—	—	—
Jha; Dash; Kumar (2001)	—	X	—	—	—	X	—	—	—	—
Palafox-Ramos et al. (2001)	—	X	—	—	—	X	—	—	—	—
Graig et al. (2001)	—	X	—	—	—	X	—	—	—	—
Robert e Mazumdar (2001)	—	X	—	—	—	X	—	—	—	—
Fan et al. (2002)	—	X	—	—	—	X	—	—	—	—
Singh; Paul e Ray (2003)	—	X	—	—	—	X	—	—	—	—
Hou e Zou (2005b)	—	X	—	—	—	X	—	—	—	—
Barbosa; Filho e Tavares (2005)	—	X	—	—	—	X	—	—	—	—
Daoud et al. (2006)	—	X	—	—	—	X	X	—	—	—

Autores	Modelos de turbulência					DTR		Inclusões		
	CM	$k-\varepsilon$	RNG $k-\varepsilon$	RSM	outros	Advecção- difusão	Lagrange	Advecção- difusão	Lagrange	outros
Trindade et al. (2005)	—	X	—	—	—	X	—	—	X	—
Tacke e Ludwig (1987)	—	X	—	—	—	—	—	X	—	—
Joo; Guthrie e Dobson (1990)	—	X	—	—	—	—	—	X	—	—
Sinha e Sahai (1993)	—	X	—	—	—	—	—	X	—	—
Kaufmann et al. (1993)	—	X	—	—	—	—	—	X	—	—
Miki e Thomas (1999)	—	X	—	—	—	—	—	x	x	X
Branco e Freire (2000)	—	X	—	—	—	—	—	—	X	—
Ramos-Bandeiras et al. (2003)	—	X	—	—	—	—	—	—	X	—
Zhang (2005)	—	X	—	—	—	—	—	—	X	—
Nieckele e Almeida (1989)	—	X	—	—	—	—	—	—	—	X
Daoud et al. (2005)	—	x	x	X		X	—	—	X	—
Jha et al. (2003)	—	X	x	—	x	X	—	—	—	—
Oliveira et al. (2005)	—	X	x	—	x	X	—	—	—	—
Schwarze; Obermeier e Janke (2001)	—	X	X	x	x	—	X	—	X	—
Kumar; Korla e Mazumdar (2004)	—	x	—	X	—	X	—	—	—	—
Ilegbusi (1994)	—	x	—	—	X	X	—	—	—	—
Schwarze et al. (2001)	—	—	X	—	—	—	X	—	X	—
Hülstrung et al. (2005)	—	—	X	—	—	—	—	—	X	—
Javurek (2002)	—	—	—	—	X	—	—	X	—	—

X: melhor modelo/método ajustado; x: demais modelos/métodos utilizados; —: não utilizado.

3 MATERIAS E MÉTODOS

O capítulo de materiais e métodos está estruturado em quatro itens. No item 3.1, apresenta-se o escopo da presente dissertação, desenvolvida no Laboratório de Siderurgia da UFRGS. No item 3.2, descreve-se os equipamentos e programas utilizados para a realização das modelagens numéricas. No item seguinte, 3.3, apresenta-se o procedimento numérico empregado. Expoem-se nesse item as etapas de pré-processamento (casos estudados, malha computacional, aproximações, condições iniciais e de contorno), processamento (discretização temporal adotada, etapas, custos computacionais dos casos) e pós-processamento. No último item, 3.4, mostra-se, de forma detalhada, a metodologia de estudo utilizada. Destaca-se nesse tópico uma descrição dos métodos empregados para analisar o escoamento e o grau de limpeza do aço.

3.1 ESCOPO DA DISSERTAÇÃO

A partir de dados da literatura, a presente dissertação realiza um estudo numérico comparativo, via CFD, do escoamento e do comportamento de inclusões não-metálicas em distribuidores de lingotamento contínuo de aço. O estudo é aplicado a dois grupos de casos que representam modelos experimentais de distribuidores. De forma simplificada, as análises numéricas estão divididas em duas grandes etapas.

1) Estudo de parâmetros de simulação

Durante a seção 2.7 foi apresentado que a escolha adequada dos parâmetros de simulação é vinculada às características do problema a ser modelado. Por essa razão, a primeira etapa do estudo é dedicada à análise de parâmetros relevantes empregados nas simulações de escoamento e de partículas que representam inclusões não-metálicas. Para o cálculo do escoamento, são testados os esquemas de advecção-difusão (*Upwind* e *High resolution*) e modelos de turbulência ($k-\varepsilon$, RNG $k-\varepsilon$ e RSM); ao passo que no cálculo das trajetórias de partículas simuladoras de inclusões é apreciada a inserção do efeito da dispersão da turbulência, por meio do modelo de ‘caminho aleatório’, e também a não-inserção desse efeito.

A fim de obter o melhor ajuste para a modelagem numérica, os resultados dos testes de esquemas de advecção-difusão e modelos de turbulência são comparados com dados

experimentais e numéricos da literatura, enquanto a avaliação do efeito da dispersão da turbulência é realizada por meio de análises do escoamento e remoção de partículas simuladoras de inclusões.

2) Estudo de metodologias numéricas empregadas para análise de escoamento e grau de limpeza do aço

Após a conclusão da primeira etapa, passa-se a estudar o objetivo central, que consiste em examinar as metodologias numéricas empregadas para análise de escoamento e grau de limpeza do aço líquido.

Conforme visto nos itens 2.6.2 e 2.6.3, os valores extraídos de curvas DTR fornecem características do escoamento, que estão relacionadas à eficiência de remoção e flotação de inclusões não-metálicas. Assim sendo, em um momento inicial, dois métodos para obtenção de curvas DTR são testados e comparados com dados experimentais. O primeiro é o método numérico tradicional, que calcula o traçador como uma variável adicional, de forma transiente, pela equação de advecção-difusão (9). Essa metodologia é convencionada aqui por CFD TR. Por outro lado, o segundo é um novo método, mais ágil, que utiliza partículas de pequeno diâmetro e massa específica idêntica à do fluido para representar a solução traçadora. As trajetórias das partículas são obtidas através da equação (13). A nova metodologia, chamada de CFD PT, foi desenvolvida durante a presente dissertação e apresentada por Daoud et al. (2006).

Em um segundo momento, deseja-se analisar a influência das características de escoamento sobre as trajetórias de partículas sólidas. Para tanto, apresentam-se os campos de velocidade do fluido e as trajetórias de partículas que simulam inclusões não-metálicas. Essas partículas possuem diferentes tamanhos ($5\mu\text{m}$, $50\mu\text{m}$ e $100\mu\text{m}$) e realiza-se o cálculo das trajetórias pela equação (10).

Por fim, pretende-se comparar os resultados numéricos alcançados por meio de curvas DTR com os encontrados por simulações de inclusões não-metálicas.

3.2 EQUIPAMENTOS E PROGRAMAS UTILIZADOS

No desenvolvimento do presente estudo, foi utilizado um microcomputador com alta capacidade de processamento e memória RAM. Para a realização das etapas descritas no item 2.7 da revisão bibliográfica, empregou-se um pacote numérico de CFD e programas

comerciais. As especificações dos equipamentos e programas utilizados são apresentadas na tabela 3.

Tabela 3 – Equipamentos e programas utilizados.

Equipamento/programa	Especificação
Microcomputador	Pentium IV 3,0GHz e 2,0Gb de memória RAM
Geração de geometrias	Ansys Workbench 9.0
Geração de malhas	Ansys ICEM CFD 5.1
Pacote numérico de CFD	Ansys CFX 10.0
Geração de gráficos	Microsoft Office Excel 2003

3.3 PROCEDIMENTO NUMÉRICO

Conforme visto no item 2.7 da revisão bibliográfica, o procedimento numérico empregado em uma simulação numérica via CFD, consiste em três etapas: pré-processamento, processamento e pós-processamento. Essas etapas são ordenadas, desde a apresentação do problema até a análise dos resultados. Expoem-se nos itens a seguir o procedimento numérico adotado para o presente estudo.

3.3.1 Casos estudados

Os casos estudados reproduzem modelos físicos de distribuidores extraídos da literatura. Esses mesmos modelos também foram simulados, de forma numérica, por outros autores. Desse modo, deseja-se comparar os resultados do presente estudo com dados experimentais e numéricos.

O primeiro grupo de casos foi baseado em Kemeny et al. (1981) e representa o modelo experimental de um distribuidor de lingotamento contínuo de placas, com dois veios, para três configurações geométricas. Esse modelo foi construído com paredes em acrílico, em escala plena, mantendo a similaridade entre os números de Froude e Reynolds do equipamento original; na entrada, esses números são, respectivamente, iguais a 111,0 e $3,82 \times 10^5$. Para a

realização dos testes, os autores utilizaram água em temperatura ambiente como fluido de simulação.

Kemeny et al. (1981) realizaram estudos no modelo sem modificadores de escoamento, e também testaram duas configurações geométricas (diques; diques e barragens) para diferentes localizações. Os autores determinaram a melhor posição para os modificadores através de análises dos tempos característicos obtidos através de curvas DTR.

Daoud et al. (2005) e Schwarze; Obermeier e Janke (2001) reproduziram numericamente esse modelo experimental. Para o presente estudo, a figura 12 apresenta as três configurações geométricas utilizadas para o primeiro grupo de casos.

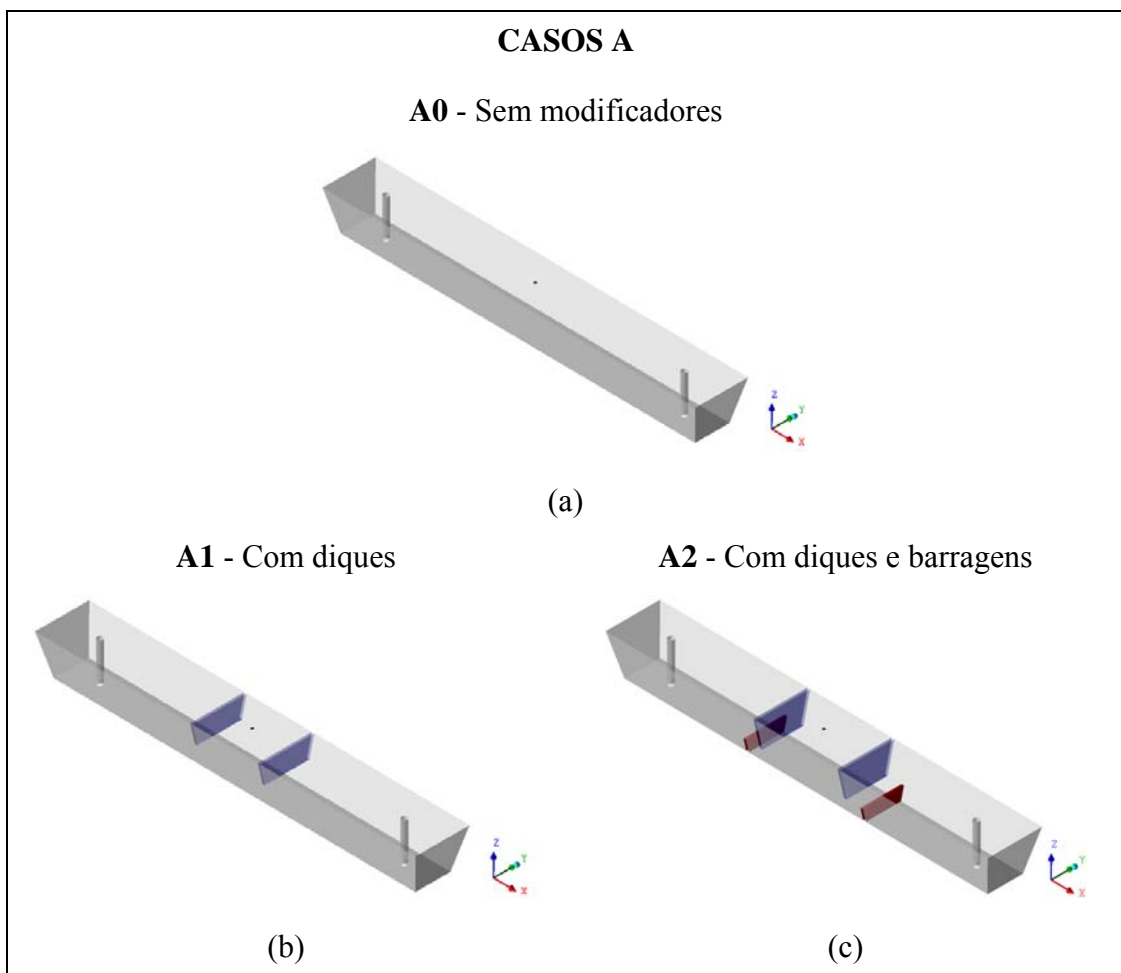


Figura 12 – Configurações geométricas utilizadas para os casos ‘A’: (a) sem modificadores; (b) com diques; (c) com diques e barragens.

O segundo grupo de casos foi extraído de Wollmann (1999) e representa o modelo físico de um distribuidor de tarugos com três veios, tipo delta-t, para duas diferentes configurações geométricas. Na primeira configuração, o modelo é utilizado sem

modificadores de escoamento, enquanto na segunda, uma barreira é adaptada na base do equipamento. Assim como o grupo anterior, esse modelo também foi construído em escala plena; na entrada os números de Froude e Reynolds são, respectivamente, iguais a 0,4 e $3,26 \times 10^4$.

Bordin (2001) realizou um estudo numérico para esse modelo de distribuidor. Quanto aos resultados das curvas DTR, foram apresentados apenas de forma preliminar. Assim sendo, a presente dissertação tem como um de seus objetivos prosseguir com as sugestões dessa autora. A figura 13 apresenta as duas configurações geométricas utilizadas para os casos ‘B’.

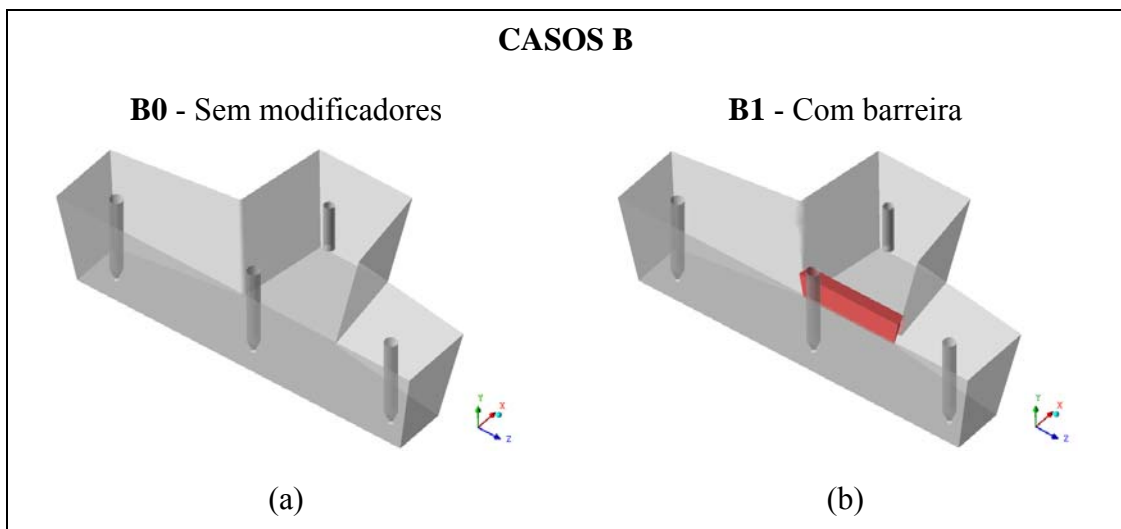


Figura 13 – Configurações geométricas utilizadas para os casos ‘B’: (a) sem modificadores; (b) com barreira.

As geometrias dos casos ‘A’ e ‘B’ foram adaptadas, respectivamente, de Kemeny et al. (1981) e Wollmann (1999). O programa Ansys Workbench 9.0 foi utilizado para desenhar as geometrias, e todas as dimensões estão descritas no APÊNDICE A.

Uma forma de caracterizar aspectos geométricos e operacionais dos casos é por meio do tempo teórico de residência (τ). A tabela 4 apresenta os tempos teóricos de residência (τ) dos casos estudados.

Tabela 4 – Casos estudados e os respectivos tempos teóricos de residência.

<i>Caso</i>	<i>A0</i>	<i>A1</i>	<i>A2</i>	<i>B0</i>	<i>B1</i>
τ (s)	286	284	282	1084	1071

Observa-se na tabela 4 que os tempos teóricos de residência são diferentes para um mesmo grupo de casos. Isso é devido à redução do volume útil dos modelos causada pela utilização de modificadores de escoamento.

3.3.2 Malha computacional

Definidas as geometrias de cada caso, apresenta-se nesta etapa a definição da discretização espacial do domínio de cálculo. As malhas computacionais dos casos apresentados no item 3.3.1 foram desenvolvidas no programa Ansys ICEM CFD 5.1. Para os casos ‘A’, optou-se por malhas constituídas de volumes hexaédricos, com maior refinamento do domínio nas proximidades das seguintes regiões: paredes laterais; fundo; superfície do banho; dispositivos internos; entrada e saída. A figura 14 mostra a malha tridimensional utilizada para os casos ‘A’.

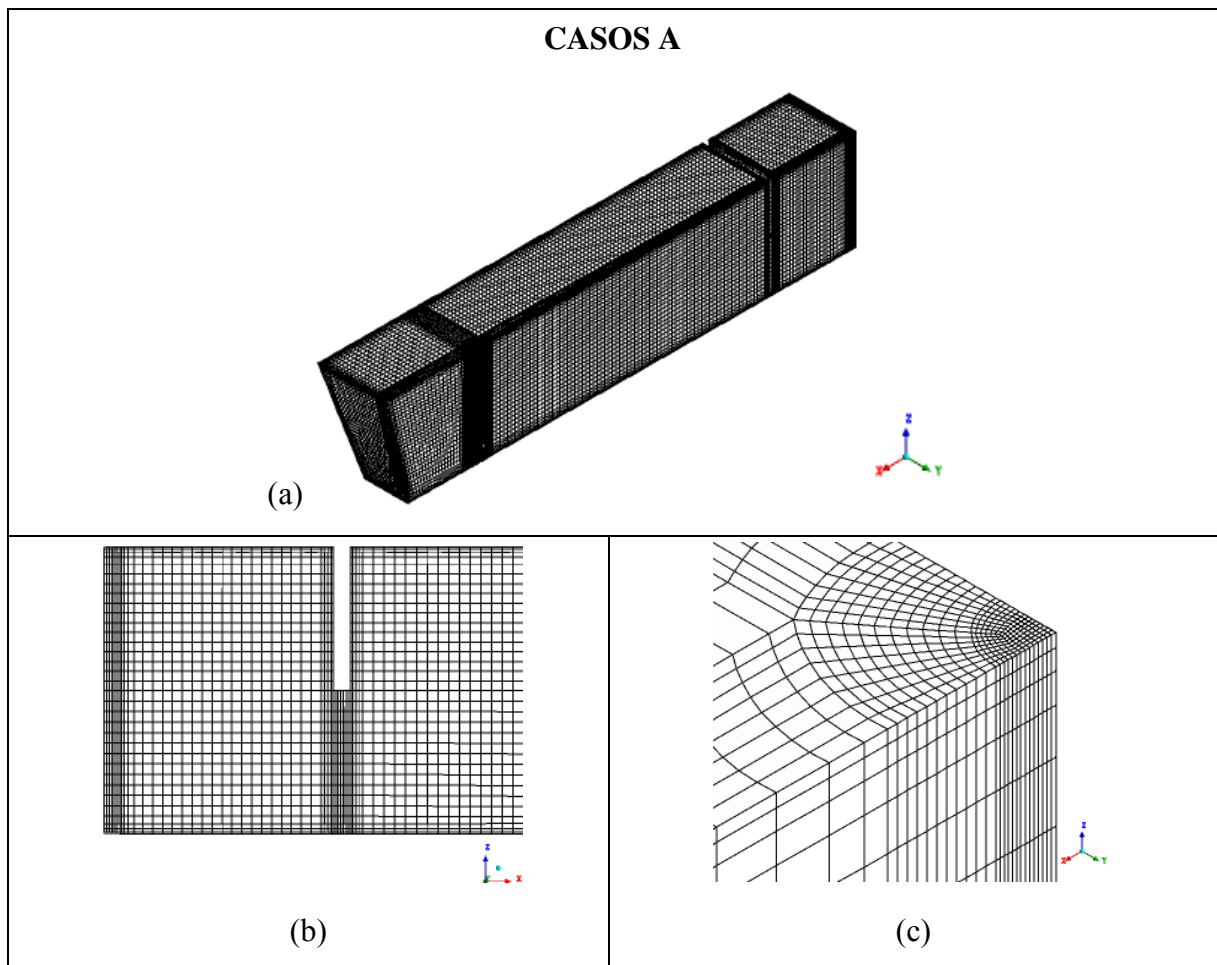


Figura 14 – Malha tridimensional utilizada para os casos ‘A’: (a) vista geral; (b) detalhes da malha; (c) detalhes da região de entrada.

Em virtude dos detalhes das geometrias dos casos ‘B’, a discretização dos domínios foi realizada com volumes tetraédricos e prismáticos. Conforme Maliska (2004), os tetraedros são bastante empregados, pois mostram-se mais versáteis do que os hexaedros quando representam geometrias mais complexas. A dificuldade de malhas tetraédricas é caracterizar a camada limite nas superfícies, principalmente em escoamentos turbulentos, e a aplicação de funções de parede. A fim de evitar tais problemas, costuma-se utilizar perto de superfícies algumas camadas refinadas de prismas, aplicando as condições de contorno e funções de parede com maior precisão, enquanto o restante do domínio é preenchido com tetraedros. A figura 15 apresenta a malha tridimensional usada para os casos ‘B’.

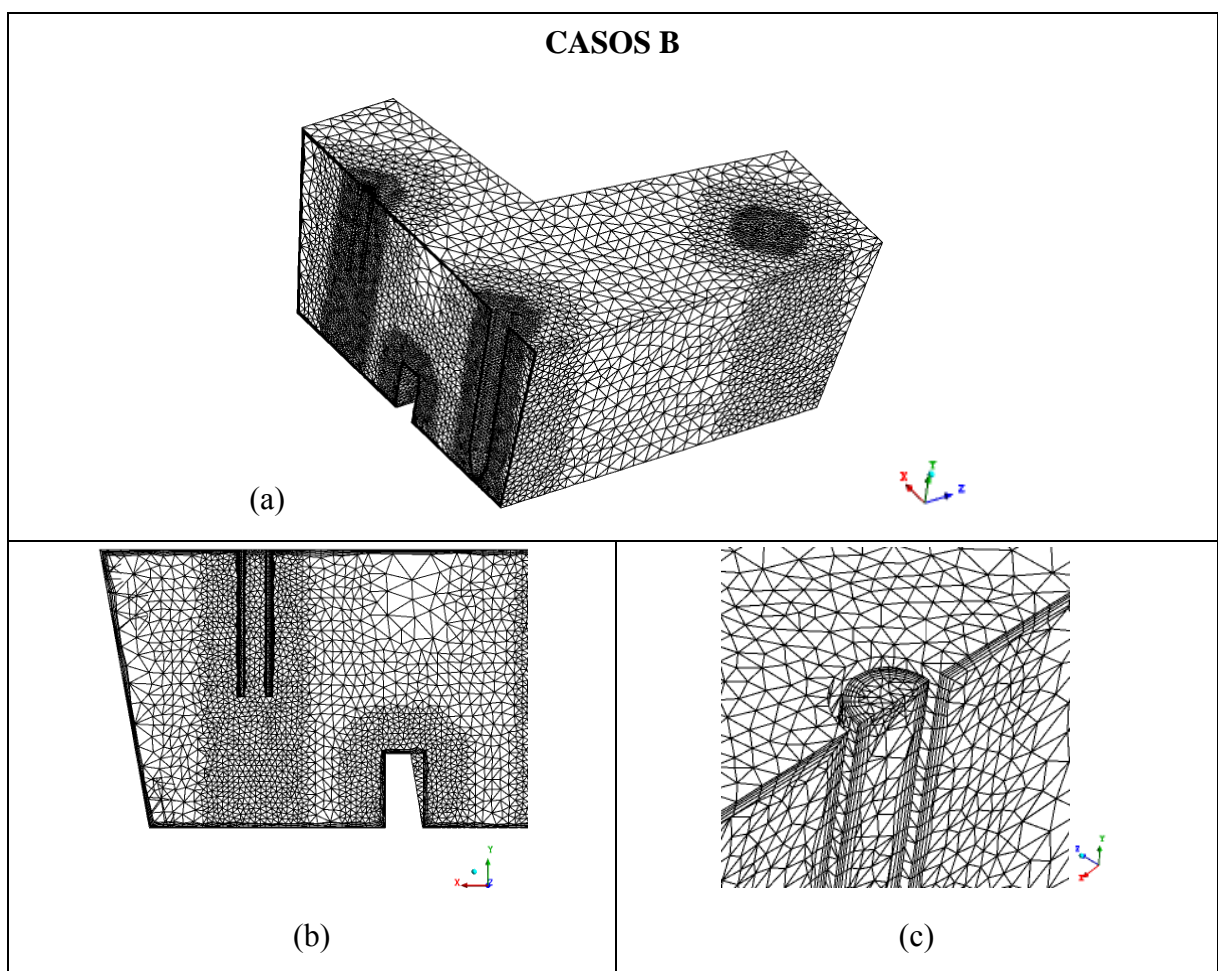


Figura 15 – Malha tridimensional utilizada para os casos ‘B’: (a) vista geral; (b) detalhes da malha; (c) detalhes da região de entrada.

Nas simulações numéricas de escoamentos é muito importante verificar se as soluções alcançadas independem de um maior refinamento da malha. Esse procedimento tem a finalidade de reduzir o esforço computacional necessário para caracterizar os fenômenos

envolvidos nos problemas. Dessa forma, encontra-se no APÊNDICE B um gráfico que exemplifica um teste de independência de malha.

A tabela 5 descreve as malhas computacionais utilizadas no estudo, destacando o número de nós necessários em cada caso.

Tabela 5 – Malhas computacionais utilizadas no estudo.

Caso	Número de nós	Tipo de volumes
A0	140446	Hexaedros
A1	161434	Hexaedros
A2	183234	Hexaedros
B0	148358	Tetraedros e prismas
B1	162285	Tetraedros e prismas

3.3.3 Aproximações das modelagens numéricas

Os distribuidores que foram apresentados no item anterior possuem simetrias; por essa razão, o domínio de cálculo é reduzido. As demais hipóteses e simplificações consideradas no estudo são as seguintes:

- o escoamento da água é tridimensional, turbulento, incompressível e isotérmico;
- escoamento macroscopicamente estacionário;
- a camada de escória (querosene) é desconsiderada;
- a superfície do banho é plana e mantida em um nível fixo;
- arrasto de ar promovido pelo jato de entrada no distribuidor é desprezado;
- com relação à fase dispersa, as partículas são esféricas, sólidas, com tamanhos definidos e injetadas uniformemente na entrada com a mesma velocidade do fluido;
- as partículas não sofrem efeitos de quebra, coalescência, e mudança de forma;
- as partículas que simulam inclusões possuem massa específica igual à metade da massa específica da água, semelhante à relação aço líquido/alumina; as colisões das partículas com as paredes são perfeitamente elásticas, e as mesmas são somente capturadas na superfície do banho;

- as partículas que representam o traçador possuem massa específica idêntica à da água, e as colisões com todas as superfícies são perfeitamente elásticas; essas partículas somente deixam o domínio de cálculo pelos veios dos distribuidores.

Encontram-se no APÊNDICE C os testes que determinaram a quantidade de partículas simuladoras de inclusões utilizadas no estudo do efeito da dispersão da turbulência, além do número de partículas empregadas no método CFD PT. Os resultados mostraram que a partir de um número de 1000 partículas não foram observadas mudanças significativas para todas as situações testadas.

3.3.4 Condições iniciais

Para o cálculo fluidodinâmico do escoamento todas as variáveis são atribuídas com valores iguais a zero, enquanto nas simulações para obtenção das curvas DTR e das trajetórias de partículas, iniciam-se com o escoamento já estabelecido.

3.3.5 Condições de contorno

As figuras 15 e 16 mostram as localizações das condições de contorno para os casos estudados ('A' e 'B'), incluindo as respectivas variações apresentadas no item 3.3.1.

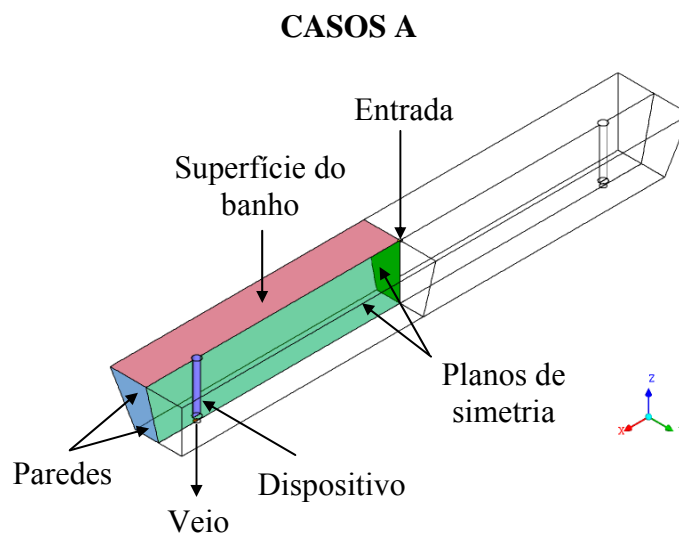


Figura 15 – Localização das condições de contorno para os casos 'A'.

CASOS B

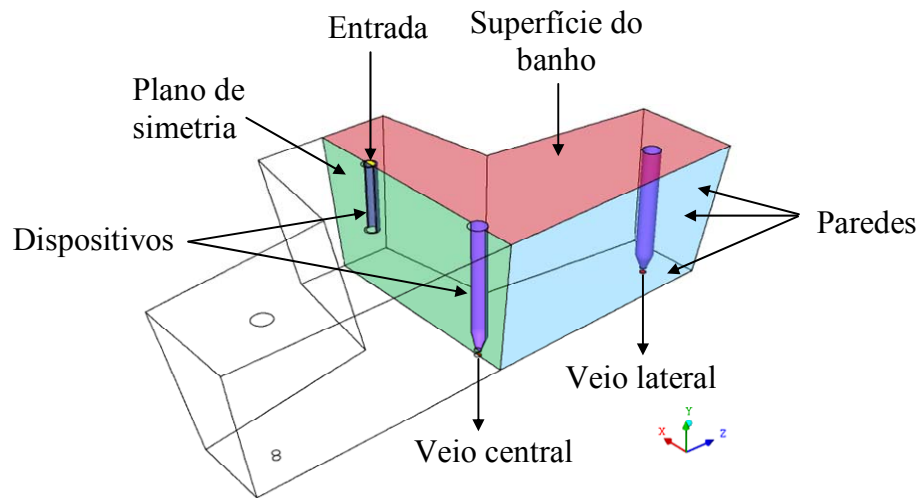


Figura 16 – Localização das condições para os casos ‘B’.

As condições de contorno requeridas para solucionar os casos estudados foram as seguintes.

Planos de simetria

Os distribuidores dos casos ‘A’ possuem dois planos de simetria, enquanto nos casos ‘B’ apenas um plano. O emprego desse tipo de condição de contorno significa a aplicação de gradientes nulos para todas as variáveis normais a esses planos. Além disso, o uso de planos de simetria reduz o esforço computacional, uma vez que nos casos ‘A’ apenas um quarto do distribuidor é simulado, ao passo que nos casos ‘B’, uma metade do equipamento.

Entrada

Para os casos ‘A’ e ‘B’, são definidas, respectivamente, vazões mássica de 3,82kg/s e 0,83kg/s, com um perfil de velocidade perpendicular à região de entrada dos distribuidores, que facia o nível do distribuidor. Ademais, devido ao escoamento turbulento, são estabelecidos valores de intensidade de turbulência. Para os casos ‘A,’ foi definida em 10%, conforme Schwarze; Obermeier e Janke (2001); enquanto para os casos ‘B’, a intensidade foi de 5%, que é o valor padrão do pacote de CFD.

Veios

Em cada um dos veios, foi prescrita uma pressão de 0Pa, permitindo que o escoamento ajuste a vazão de saída.

Paredes e dispositivos

As paredes e dispositivos compreendem todas as superfícies sólidas dos distribuidores. As superfícies externas dos distribuidores são chamadas de paredes, ao passo que as válvulas-tampão, tubo longo, barreiras, diques, entre outros, são os dispositivos. Para todos os casos, a condição de não-escorregamento é aplicada nas superfícies sólidas, nas quais a função logarítmica de parede é adotada para descrever as tensões de cisalhamento.

Superfície do banho

Para todos os casos, a superfície do banho é plana com escorregamento livre, ou seja, as tensões de cisalhamento são nulas.

3.3.6 Processamento

O processamento numérico das equações descritas no item 2.7 foi realizado no pacote comercial de CFD Ansys CFX 10.0, que emprega o método dos volumes finitos baseado em elementos (EbFVM). Além da utilização de funções de interpolação, o método SIMPLEC foi empregado para acoplar a pressão com a velocidade. Maiores detalhes sobre esses métodos estão disponíveis em Ansys CFX Manual (2005) e Maliska (2004). Antes da apresentação das etapas de processamento numérico e dos tempos computacionais dos casos, a seguir é exposta a discretização temporal utilizada.

3.3.6.1 Passo de tempo

A seleção apropriada do tamanho do passo de tempo é essencial para obter boa convergência em uma simulação. Conforme Ansys CFX Manual (2005), o passo de tempo é adotado em problemas fortemente não-lineares que necessitem de uma correção (relaxação) entre uma iteração e outra para convergir uma simulação em regime estacionário. Também se utiliza o passo de tempo para alcançar soluções dependentes do tempo, como em simulações transientes.

Como condição geral de todos os casos, adotou-se passos de tempo variantes entre 0,1s e 1,0s, de acordo com a evolução das simulações estacionárias; enquanto para as simulações transientes, fixou-se em 1,0s, pois não se evidenciaram diferenças entre 0,1s e 1s.

3.3.6.2 Etapas do processamento numérico

Cálculo do escoamento

As soluções das equações governantes do escoamento (6 e 7) foram obtidas para todos os casos, em regime estacionário, com um esquema de advecção-difusão apropriado. Para fechar o sistema fluidodinâmico, utilizou-se um dos modelos de turbulência $k-\varepsilon$, RNG $k-\varepsilon$ ou RSM, que foram expostos no item 2.7.4. O sistema foi considerado convergido quando os valores residuais alcançaram valores inferiores a 1×10^{-6} RMS.

Cálculo do traçador

Para obter as curvas tradicionais de concentração *versus* tempo do método CFD TR, a equação (9) foi solucionada em regime transiente, com o campo fluidodinâmico previamente estabelecido. O traçador foi injetado na forma de um pulso na entrada de cada distribuidor; o monitoramento do mesmo foi realizado através de sondas numéricas nos veios, para intervalos de tempo de igual duração (1s). Para passar ao passo de tempo seguinte, os valores residuais da equação de advecção-difusão do traçador alcançaram valores inferiores a 1×10^{-6} RMS. O tempo total das simulações transientes foi estabelecido de acordo com cada grupo de casos estudados. Para os casos 'A', o tempo total foi de 960s, enquanto para os casos 'B' foi de 3240s.

Com relação ao método CFD PT, as trajetórias de partículas que representam o traçador foram obtidas com o escoamento já calculado, necessitando de apenas uma iteração para resolver a equação (13). O tempo máximo das trajetórias foi limitado ao mesmo valor do tempo total das simulações transientes. Os tempos de cada trajetória, desde a entrada até aos veios, foram listados em um arquivo de dados. Cada partícula representa uma fração de concentração ou de massa do traçador injetado; acumulando (integrando) as mesmas, tem-se uma curva de concentração *versus* tempo.

Cálculo das partículas simuladoras de inclusões não-metálicas

O cálculo das partículas sólidas de $5\mu\text{m}$, $50\mu\text{m}$ e $100\mu\text{m}$, que simulam as inclusões de alumina, assim como o estudo do efeito da dispersão da turbulência, foram realizados com o escoamento já solucionado, necessitando de apenas uma iteração para resolver a equação (10). Para ambos os grupos de casos, o tempo total das trajetórias foi limitado em 3600s.

3.3.6.3 Custos computacionais

A tabela 6 apresenta os tempos de processamento das simulações numéricas das etapas do trabalho, que foram realizadas no microcomputador especificado no item 3.1.

Tabela 6 – Tempos de processamento das simulações numéricas

Etapa	Análise numérica	Caso	Parâmetro	Tempo de processamento (min.)	
Estudo de parâmetros de simulação	Esquemas de advecção-difusão	B0	Upwind	898	
			High resolution	1080	
		B1	Upwind	942	
			High resolution	1158	
		Modelos de turbulência	A0	$k-\varepsilon$	291
				RNG $k-\varepsilon$	303
	RSM			379	
	A1		$k-\varepsilon$	334	
			RNG $k-\varepsilon$	329	
			RSM	456	
	A2	$k-\varepsilon$	408		
		RNG $k-\varepsilon$	411		
		RSM	517		
	Efeito da dispersão da turbulência	B0	$k-\varepsilon$	1080	
			RNG $k-\varepsilon$	1103	
			RSM	1444	
		B1	$k-\varepsilon$	1158	
			RNG $k-\varepsilon$	1162	
RSM			1616		
CFD TR	CFD TR	B0	Modelada	63	
		B0	Não modelada	104	
		B1	Modelada	70	
		B1	Não modelada	131	
		A0	—	238	
	A1	—	259		
	A2	—	296		
	B0	—	1369		
	B1	—	1570		
	Estudo de metodologias numéricas	CFD PT	A0	—	2
A1			—	3	
A2			—	3	
B0			—	5	
B1			—	4	
Simulação de inclusões		A0	—	2	
		A1	—	3	
		A2	—	5	
		B0	—	5	
		B1	—	7	

De forma geral, observa-se na tabela 6 que os casos ‘B’ possuem tempos de processamento maiores do que os casos ‘A’, mesmo para uma quantidade de nós equivalente, conforme exposto no item 3.3.2. Segundo Ansys CFX Manual (2005), a razão para essa diferença é devido ao tipo de malha utilizada; com um mesmo número de nós, um domínio constituído de tetraedros exige maior capacidade computacional do que um de hexaedros.

Ainda sob a análise da tabela 6, a utilização do esquema *High resolution* acarretou um custo computacional maior do que o *Upwind*. A justificativa está no fato do esquema ser de segunda ordem, mais preciso, porém mais lento do que o *Upwind*. Com relação aos modelos de turbulência, os modelos $k-\varepsilon$ e RNG $k-\varepsilon$ apresentaram tempos de processamento semelhantes para cada caso; contudo, o modelo RSM demandou maior custo computacional, devido ao incremento de equações resolvidas, de acordo com a descrição do item 2.7.4.2. Concluindo a etapa de estudos de parâmetros, a modelagem do efeito da dispersão da turbulência necessitou de um tempo de cálculo menor do que a sua não-modelagem. Conforme visto no item 2.7.5.2, o emprego do modelo de ‘caminho aleatório’ influencia as trajetórias das partículas pequenas, direcionando-as para o topo do distribuidor, onde são capturadas; enquanto a não-utilização deste modelo exige maior esforço computacional para obter as trajetórias, pois as partículas permanecem mais tempo no distribuidor.

Finalizando a observação da tabela 6, estão dispostos os custos computacionais das metodologias numéricas empregadas no estudo. Em respeito às metodologias para obtenção de curvas DTR, o método CFD PT se mostrou mais ágil que o método tradicional CFD TR; as soluções obtidas por essa nova técnica foram alcançadas com baixo custo computacional. Comparando com a técnica numérica tradicional, as reduções variaram desde 86 vezes para o caso ‘A1’ até 393 vezes para o caso ‘B1’. Salienta-se que essas diferenças entre as metodologias dependem da forma cálculo; ao passo que a técnica CFD TR é simulada em regime transiente, o método CFD PT necessita de apenas uma iteração para alcançar as soluções. Assim como essa nova metodologia, as simulações de partículas que representam as inclusões exigiram pequeno esforço computacional.

3.3.7 Pós-processamento

Os resultados das simulações numéricas foram visualizados no módulo de pós-processamento do Ansys CFX 10.0. Nesse mesmo módulo, uma rotina foi implementada para

extrair o tempo de permanência de cada partícula traçadora utilizada na metodologia CFD PT. Esses tempos foram listados e salvos em um arquivo de dados.

Com relação à geração de gráficos, essa etapa foi realizada no Microsoft Office Excel 2003.

3.4 METODOLOGIA DE ESTUDO

Conforme exposto no item 3.1, a metodologia de estudo da presente dissertação, está dividida em duas grandes etapas, aplicadas a dois grupos de casos extraídos de Kemeny et al. (1981) e Wolmmann (1999). Na primeira etapa, deseja-se analisar parâmetros de simulação utilizados nas simulações de escoamento e de partículas que representam inclusões não-metálicas, enquanto na segunda etapa passa-se a estudar o objetivo central, que consiste em examinar as metodologias numéricas empregadas para análise de escoamento e grau de limpeza do aço. Destaca-se que os resultados dos testes da primeira etapa são utilizados na segunda etapa. A figura 17 apresenta um fluxograma da metodologia de estudo adotada.

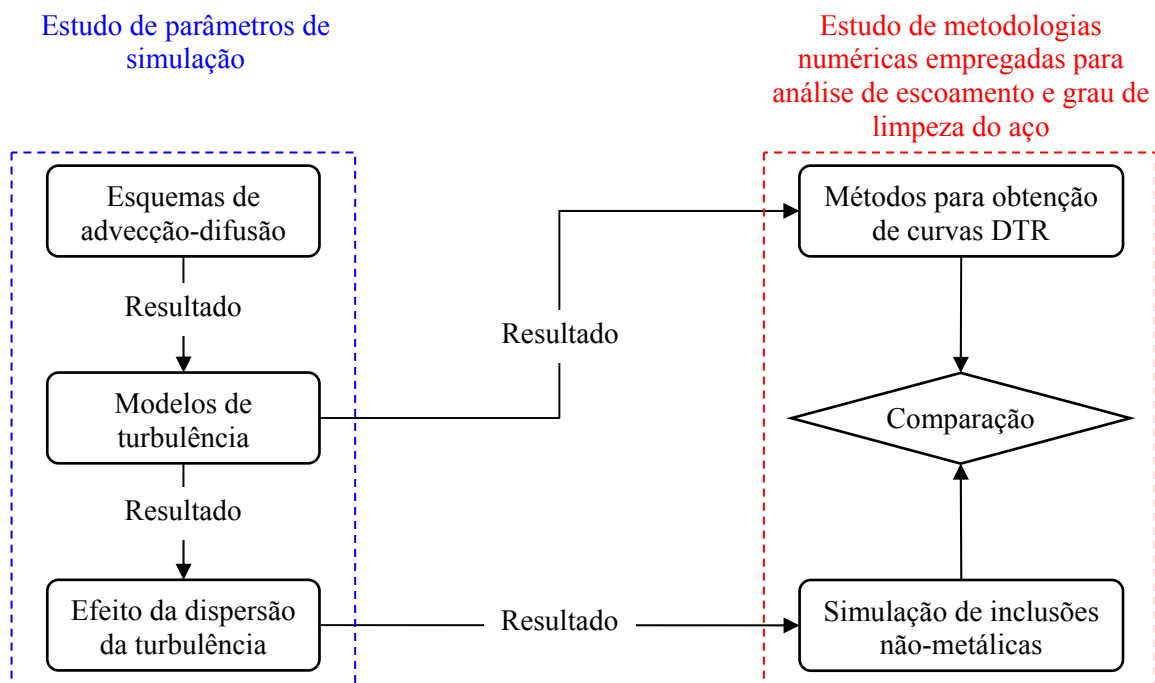


Figura 17 – Fluxograma da metodologia de estudo adotada.

Nota-se na figura 17 que os testes dos parâmetros de simulação são feitos de forma sequencial. Realiza-se como primeira análise, a avaliação dos esquemas de advecção-difusão;

a partir do resultado desse teste, passa-se a apreciar o emprego dos modelos de turbulência; encaminhando por sua vez os resultados obtidos para os estudos dos métodos de obtenção de curvas DTR e do efeito da dispersão da turbulência. Examina-se então a inclusão desse efeito, no qual o resultado é aplicado nas simulações de inclusões não-metálicas dos casos. Por fim, realiza-se um estudo comparativo das técnicas numéricas utilizadas.

Durante a realização das etapas do presente trabalho, pretende-se comparar os resultados alcançados com dados experimentais e numéricos da literatura.

Com relação à apresentação dos tempos e volumes característicos extraídos de curvas DTR, utiliza-se a forma proposta por Wollmann (1999), onde os valores característicos referentes ao escoamento como um todo são obtidos pela média ponderada dos valores nos veios. Conforme mostrado no item 3.3.1, o distribuidor dos casos 'A' possui dois veios simétricos; desse modo, os valores característicos globais são os mesmos de um único veio. Contudo, o equipamento dos casos 'B' possui dois veios laterais e um veio central; assim, um determinado valor característico global é alcançado pela soma das contribuições ponderadas dos veios laterais e do veio central, que representam, respectivamente, $2/3$ e $1/3$ do valor característico em questão.

Demais detalhes das etapas da metodologia de estudo são apresentados nos itens a seguir.

3.4.1 Estudo de parâmetros de simulação

3.4.1.2 Esquemas de advecção-difusão

Conforme mencionado no item 2.7.2, um importante parâmetro de uma simulação em CFD são os esquemas de advecção-difusão, que são conhecidos como funções de interpolação. Para os casos 'A' utiliza-se a função *Upwind*, de acordo com Schwarze; Obermeier e Janke (2001), ao passo que, para os casos 'B', o presente trabalho tem como objetivo avaliar os esquemas *Upwind* e *High resolution*, que estão disponíveis no pacote numérico utilizado. A fim de determinar o melhor esquema a ser empregado para o grupo de casos 'B', comparam-se as curvas DTR, de forma qualitativa, e os tempos característicos obtidos pelo método CFD TR com dados experimentais adaptados de Wollmann (1999). Essa adaptação, constituiu-se da readimensionalização (replotagem e recálculo) de uma das curvas

experimentais que foi selecionada do trabalho mencionado. Visualiza-se na figura 18 o fluxograma do estudo de esquemas de advecção-difusão.

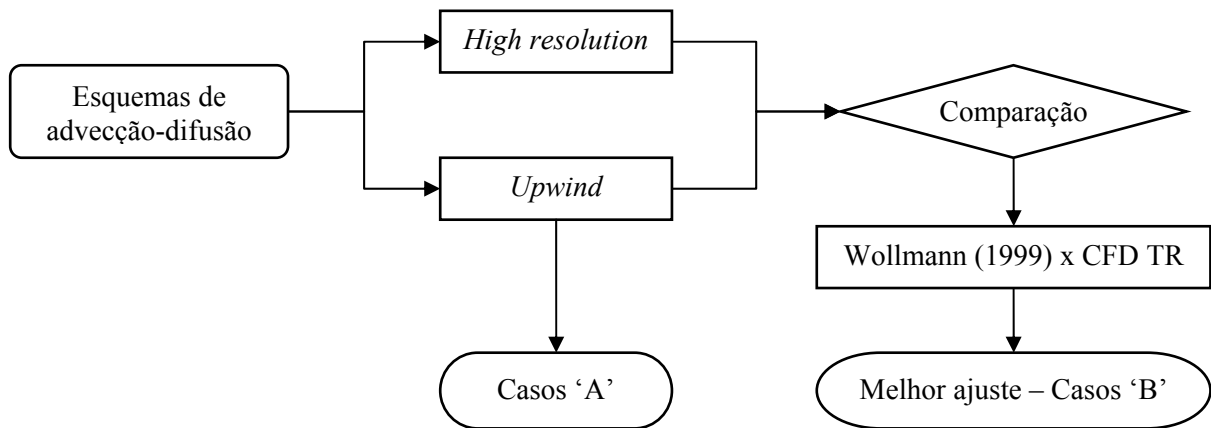


Figura 18 – Fluxograma do estudo de esquemas de advecção-difusão.

3.4.1.3 Modelos de turbulência

Segundo o item 2.7.4, as equações RANS são utilizadas com sucesso em problemas de engenharia, porém exigem um fechamento através do uso de um modelo de turbulência adequado. A escolha do modelo mais apropriado depende das características fluidodinâmicas envolvidas no problema em estudo. De forma usual, modelam-se as tensões de Reynolds de duas formas: a primeira baseia-se na hipótese de Boussinesq (modelos como $k-\varepsilon$, RNG $k-\varepsilon$); enquanto a segunda baseia-se em equações de transporte do tensor de Reynolds (modelos como RSM).

Assim, o presente trabalho pretende avaliar o uso de três modelos de turbulência: $k-\varepsilon$, RNG $k-\varepsilon$ e RSM para os casos 'A' e 'B'. A fim de se determinar o melhor modelo a ser empregado para cada grupo de casos, comparam-se as curvas DTR, de forma qualitativa, e tempos característicos obtidos pelo método CFD TR com dados da literatura. Os resultados alcançados para os casos 'B' são comparados com dados adaptados de Wollmann (1999); Já para os casos 'A', confrontam-se somente os tempos característicos com dois trabalhos: o estudo numérico de Schwarze; Obermeier e Janke (2001) e o experimental de Kemeny et al. (1981). Devido à apresentação não-adimensional das curvas DTR em Kemeny et al. (1981), torna-se impossível comparar essas curvas com o presente estudo. Esse autor também não

indicou o desvio ou a faixa de erro de seus experimentos. Apresenta-se na figura 19 o fluxograma do estudo de modelos de turbulência.

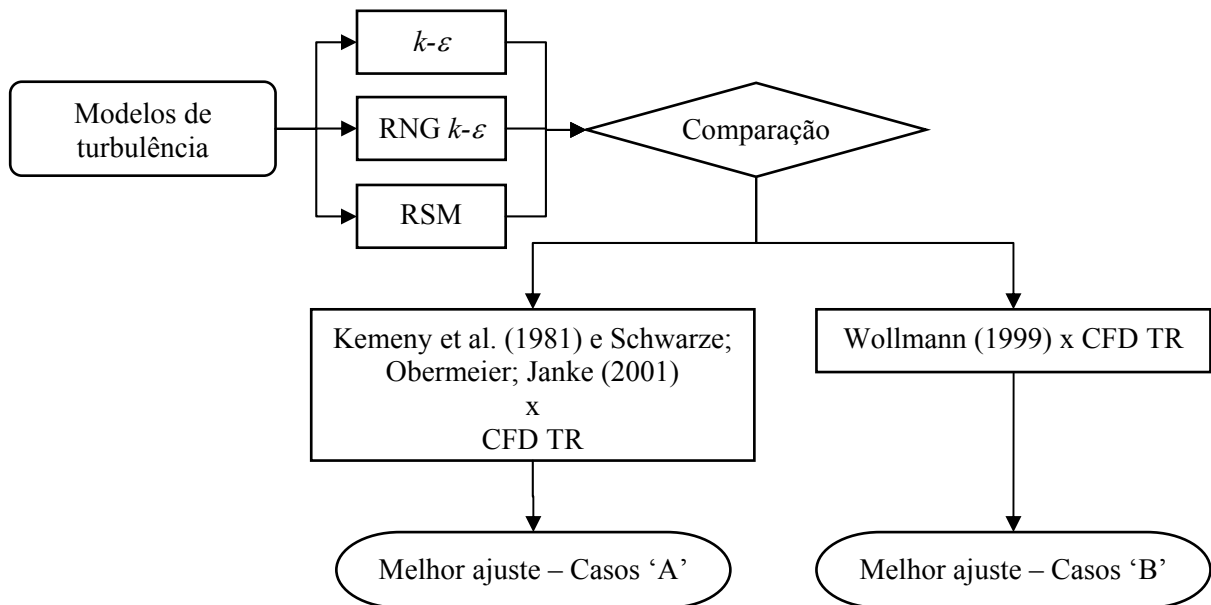


Figura 19 – Fluxograma do estudo de modelos de turbulência.

3.4.1.4 Dispersão da turbulência

Conforme visto no item 2.7.5.2, a velocidade instantânea do fluido em regime turbulento é decomposta em uma componente média, que independente do tempo, e uma outra componente que representa a flutuação instantânea, a qual é responsável pela dispersão local das partículas. A forma de modelar essa componente temporal, e conseqüentemente incluir o efeito da dispersão da turbulência sobre as partículas simuladoras de inclusões, é por meio do modelo de ‘caminho aleatório’. Porém, conforme observado na figura 11, a inclusão desse modelo aumenta significativamente as chances de remoção de partículas de pequeno diâmetro (menores do que $30\mu\text{m}$).

Dessa maneira, pretende-se apreciar a inclusão ou não do efeito da dispersão da turbulência no cálculo das trajetórias de partículas simuladoras de inclusões. Para isso, confrontam-se os resultados de remoção de partículas, com utilização e não-utilização do modelo de ‘caminho aleatório’, com características de escoamento para o grupo de casos ‘B’. A partir do melhor ajuste para esse grupo de casos, assume-se o mesmo resultado para o

grupo de casos 'A'. Apresenta-se na figura 20 o fluxograma do estudo do efeito da dispersão da turbulência.

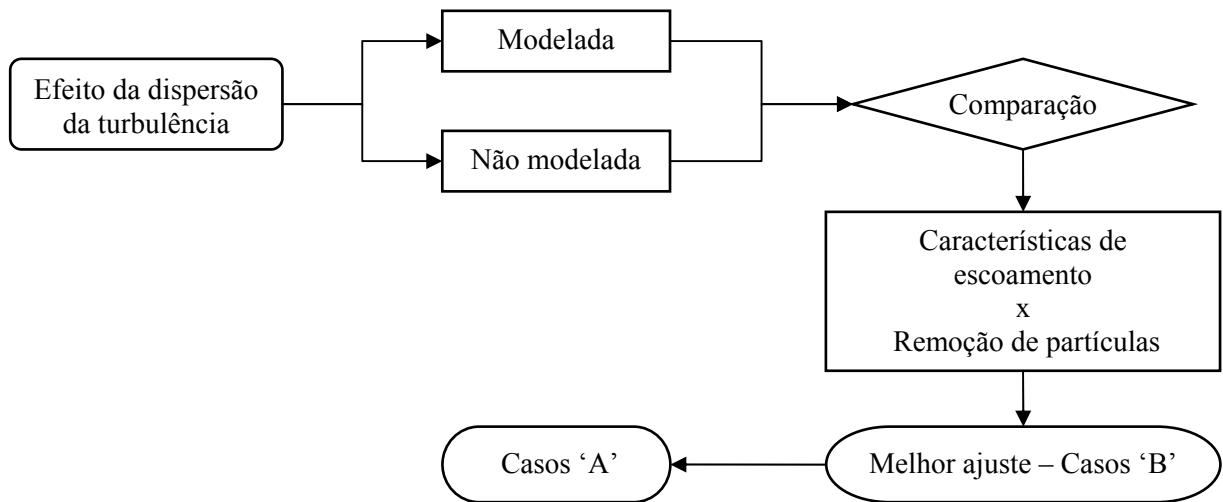


Figura 20 – Fluxograma do estudo do efeito da dispersão da turbulência.

3.4.2 Estudo de metodologias numéricas empregadas para análise de escoamento e grau de limpeza do aço

3.4.2.1 Métodos para obtenção de curvas DTR

De acordo com a exposição dos itens 2.6.2 e 2.6.3, as curvas DTR são curvas de concentração *versus* tempo, das quais se extraem valores característicos que relacionam características de escoamento com grau de limpeza do aço. Esses valores característicos compreendem os tempos de retenção do fluido (tais como: θ_{min} , θ_{med}) e as frações de volume (tais como: V_p , V_m , V_d) de um distribuidor, para uma determinada configuração geométrica e operacional.

Além da técnica experimental de condutimetria (item 2.6.2), as curvas DTR também são obtidas numericamente, no qual o método mais utilizado é a equação de advecção-difusão de um escalar (9). Conforme apresentado no item 3.1, esse método foi convencionado aqui como CFD TR. Porém, essa técnica soluciona o traçador em regime transiente, assim, necessita-se de algumas horas de simulação para obter uma curva DTR; por causa disso, desenvolve-se na presente dissertação uma nova metodologia chamada de CFD PT. Conforme visto no item 3.3.6.3., o método CFD PT é mais ágil do que o método CFD TR; contudo, o

novo método deve apresentar um comportamento, no mínimo, semelhante ao obtido pelo método numérico tradicional, quando comparado aos dados experimentais.

Dessa forma, os dois métodos numéricos para obtenção de curvas DTR são testados e comparados com dados experimentais. Para o grupo de casos ‘A’, comparam-se apenas os tempos característicos obtidos por técnicas numéricas e com os dados de Kemeny et al. (1981); enquanto para o grupo de casos ‘B’, avaliam-se as curvas ‘F’ (concentração adimensional acumulada), os tempos e volumes característicos, que foram alcançados numericamente, com os encontrados por Wollmann (1999). Visualiza-se na figura 21 o fluxograma do estudo de métodos para obtenção de curvas DTR.

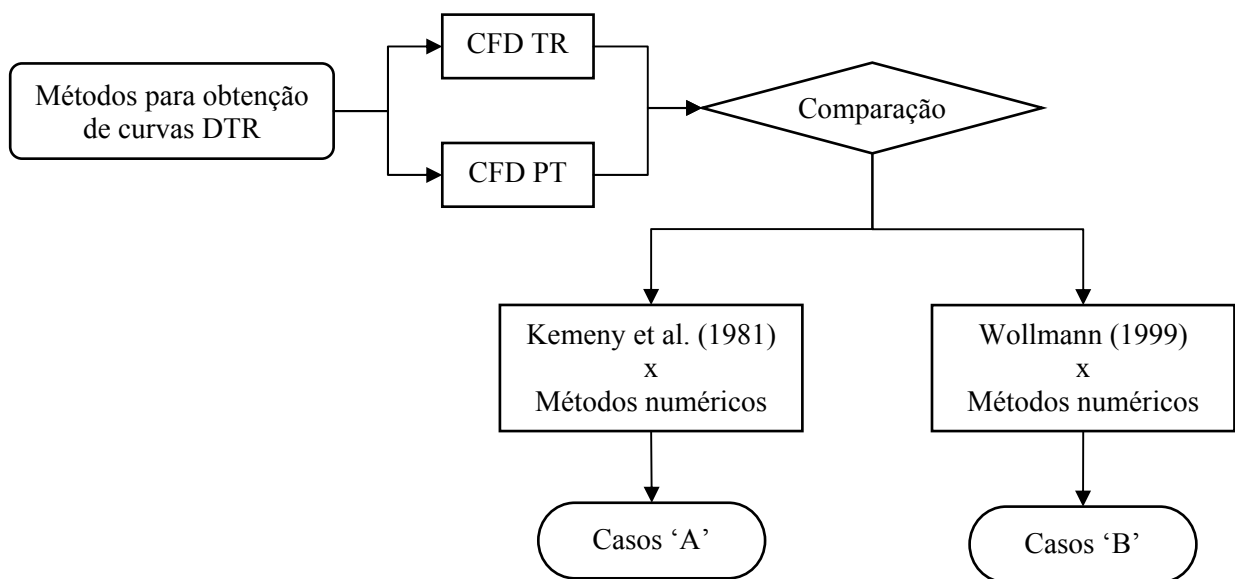


Figura 21 – Fluxograma do estudo de métodos para obtenção de curvas DTR.

A seguir, apresentam-se os métodos numéricos para obtenção de curvas DTR, pela ordem, CFD TR e CFD PT.

CFD TR

Para obter as curvas DTR pelo método CFD TR, a equação (9) é solucionada em regime transiente, com o campo fluidodinâmico previamente estabelecido. Com relação ao procedimento numérico, esse é análogo à técnica experimental descrita no item 2.6.2.

O traçador (uma solução de ácido clorídrico diluído) é injetado na forma de pulso na entrada; para isso, uma função tipo degrau é aplicada durante 4 segundos. Durante esse período, a concentração da solução traçadora é especificada em 10kg/m^3 . Essa solução não atravessa as superfícies sólidas, a superfície do banho e os planos de simetria. O

monitoramento do traçador é realizado através de sondas numéricas nos veios, para intervalos de tempo de igual duração (1s). O tempo total das simulações foi estabelecido em 960s (casos ‘A’) e 3240s (casos ‘B’), de acordo com Kemeny et al. (1981) e Wollmann (1999), respectivamente. Assim, obtêm-se as tradicionais curvas de concentração *versus* tempo.

Cabe ressaltar que se adotou como critério para estimar o tempo mínimo de permanência nos distribuidores um valor referente a 2% da quantidade total de massa do traçador que deixa o domínio de cálculo.

CFD PT

Com relação ao método CFD PT, utilizou-se uma abordagem lagrangeana para obter as curvas DTR (item 2.7.5.2). As trajetórias de 1000 partículas, que representam o traçador, foram calculadas com a fase contínua constante, necessitando de apenas uma iteração para resolver a equação (13). Limita-se o tempo máximo das trajetórias ao mesmo valor do tempo total das simulações transientes. Para que as partículas apresentem um comportamento semelhante à de uma solução traçadora, as mesmas devem seguir as linhas de corrente do escoamento.

A metodologia desenvolvida no presente trabalho apenas utiliza a força de arrasto no cálculo das trajetórias das partículas; ainda assim, o valor dessa força deve ser minimizado, por isso, aplica-se o menor valor disponível (0,1 μ m). Os tempos de cada trajetória, desde a entrada até um dos veios, são listados em um arquivo de dados. Cada partícula representa uma fração de concentração ou de massa do traçador injetado. Acumulando (integrando) as mesmas, tem-se uma curva tipo ‘F’ de concentração *versus* tempo. Essa metodologia também pode ser empregada para obter curvas de taxas de remoção de inclusões não-metálicas com diversos diâmetros.

Uma das limitações dessa técnica é a apresentação dos resultados na forma de curvas ‘F’, e não como as tradicionais curvas ‘E’. Conforme mencionado no item 2.6.3.3, as curvas ‘F’ podem omitir a presença de picos de concentração das curvas DTR, porém os valores característicos extraídos de curvas ‘E’ ou ‘F’ são os mesmos. A justificativa para a adoção das curvas ‘F’ é devido ao fato de o método CFD PT utilizar 1000 partículas traçadoras, uma vez que um pico da curva ‘E’ somente é obtido pelo monitoramento de uma grande quantidade de traçador que deixa o distribuidor em um pequeno intervalo de tempo. Desse modo, muitos milhares de partículas seriam necessários e, por conseguinte, o custo computacional, bem elevado.

3.4.2.2 *Simulação de inclusões não-metálicas*

Em um segundo momento do estudo de metodologias numéricas, deseja-se analisar a influência das características do escoamento sobre as trajetórias de partículas sólidas. Para isso, apresentam-se os campos de velocidade do fluido e as trajetórias de partículas que simulam inclusões não-metálicas.

Essas partículas possuem diferentes tamanhos ($5\mu\text{m}$, $50\mu\text{m}$ e $100\mu\text{m}$), e assim como o método CFD PT, emprega-se uma abordagem lagrangeana para calcular as trajetórias das partículas simuladoras de inclusões de alumina. As simulações de inclusões são realizadas com o escoamento já estabelecido em regime estacionário, apesar de as condições transitórias favorecerem a geração de inclusões e problemas de qualidade (ZHANG; THOMAS, 2003). Com fase contínua mantida constante, apenas uma iteração é necessária para resolver o balanço entre as forças de arrasto e de empuxo (equação 10). As partículas simuladoras de inclusões são capturadas pela camada superficial devido à força de empuxo aplicada na direção vertical; as colisões com as paredes são consideradas perfeitamente elásticas. Limita-se em 3600s o tempo total das trajetórias para todos os casos.

3.4.2.3 *Comparativo entre curvas DTR e simulação de inclusões não-metálicas*

Conforme mencionado no item 2.6.3, em um distribuidor é desejável que a distribuição de tempos de residência seja uniforme e o tempo médio de residência, além da relação entre volume pistonado e volume morto, sejam maximizados. Contudo, é necessário verificar qual a real importância desses valores característicos para limpeza do aço líquido.

Assim, na última parte do estudo de metodologias numéricas, pretende-se comparar os resultados numéricos alcançados por meio de curvas DTR com os encontrados por simulações de inclusões não-metálicas. Analisam-se como essas técnicas estão relacionadas a partir da apresentação, em uma tabela, dos valores característicos e das frações de partículas removidas.

4 RESULTADOS E DISCUSSÕES

4.1 ESTUDO DE PARÂMETROS DE SIMULAÇÃO

4.1.1 Esquemas de advecção-difusão

De acordo com a exposição do item 3.4.1, analisa-se como primeiro parâmetro de simulação os esquemas de advecção-difusão. Avaliou-se, para os casos ‘B’, o uso dos esquemas *Upwind* e *High resolution*, onde os resultados numéricos do método CFD TR foram comparados com dados adaptados de Wollmann (1999). A figura 22 apresenta as curvas DTR do estudo de esquemas de advecção-difusão obtidas para o caso ‘B0’.

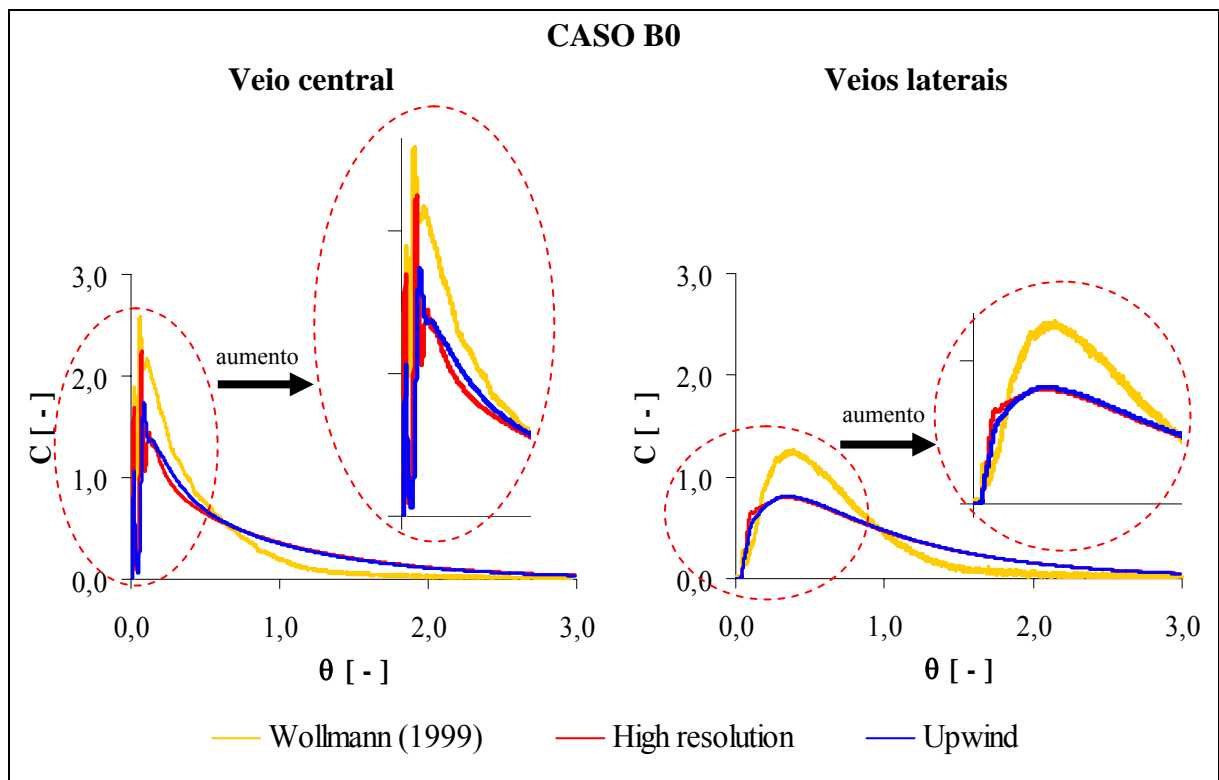


Figura 22 – Curvas DTR do estudo de esquemas de advecção-difusão que foram obtidas para o caso ‘B0’.

Observa-se na figura 22, para o veio central, que o esquema *High resolution* caracterizou com maior semelhança os picos de concentração (região em destaque) do resultado experimental do que o esquema *Upwind*. Por outro lado, diferenças entre as curvas numéricas dos veios laterais não são perceptíveis, onde a utilização de ambos os esquemas não atinge o pico de concentração da curva experimental.

A figura 23 mostra também as curvas DTR do estudo de esquemas de advecção-difusão, agora obtidas para o caso ‘B1’.

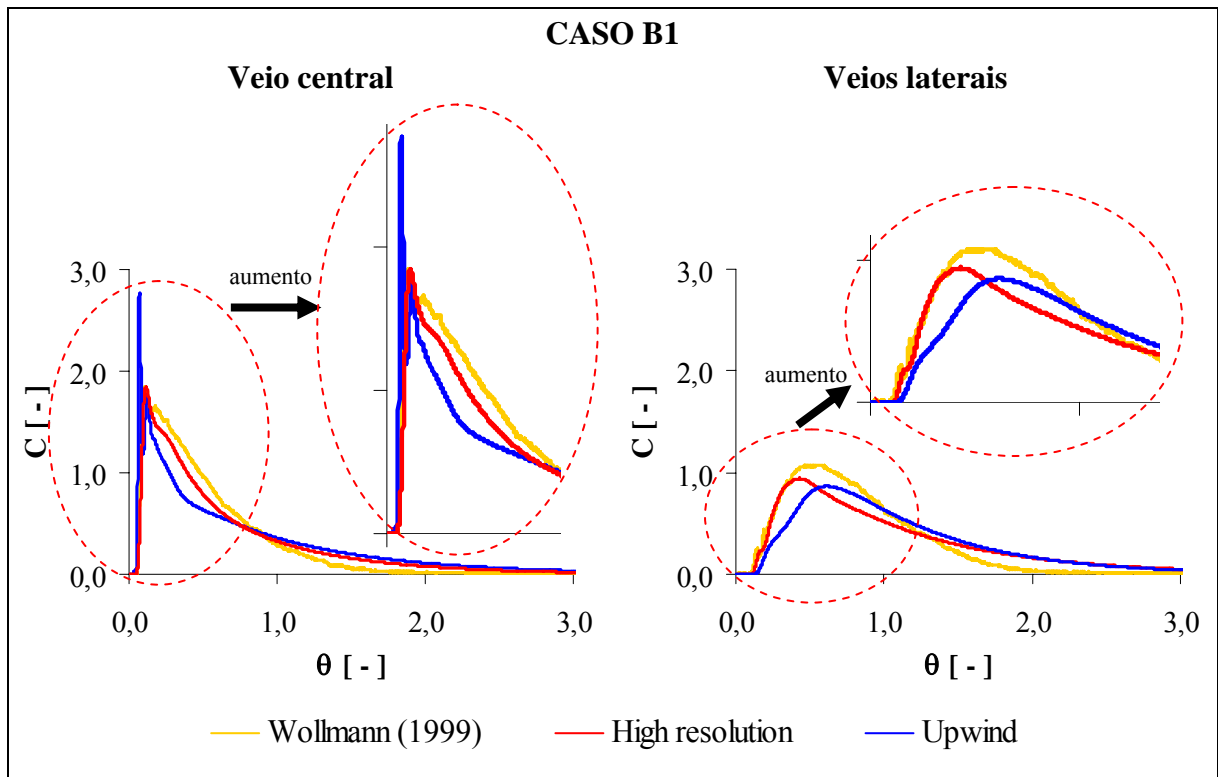


Figura 23 – Curvas DTR do estudo de esquemas de advecção-difusão que foram obtidas para o caso ‘B1’.

Nota-se na figura 23, para todos os veios, que o esquema *High resolution* caracterizou com maior fidelidade os resultados experimentais do que o esquema *Upwind*. Analisando o veio central, o emprego do esquema *High resolution* detectou melhor a posição do pico de concentração da curva DTR experimental, além do formato da curva, do que a utilização do esquema *Upwind*. Com relação aos veios laterais, tanto o primeiro traço de concentração (tempo mínimo de residência) quanto à forma da curva DTR apresentaram maior semelhança com os dados experimentais quando o esquema *High resolution* foi empregado no cálculo do escoamento do caso ‘B1’.

Para se ter uma idéia geral de cada caso ‘B’, deve-se observar o comportamento médio do distribuidor como um todo, ou seja, ponderar a contribuição de cada veio. Dessa forma, a figura 24 mostra os tempos característicos globais (θ_{min} e θ_{med}) do estudo de esquemas de advecção-difusão que foram obtidos para o grupo de casos ‘B’.

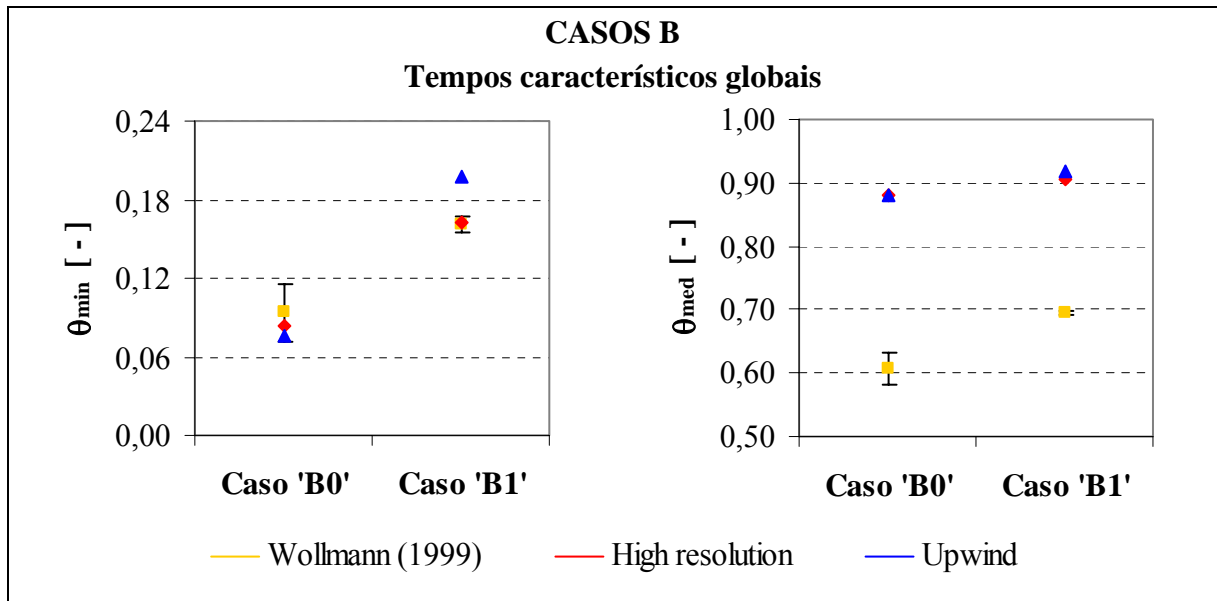


Figura 24 – Tempos característicos globais do estudo de esquemas de advecção-difusão que foram obtidos para o grupo de casos ‘B’.

Visualiza-se na figura 24, para o tempo mínimo de residência adimensional (θ_{min}), que o esquema *High resolution* está dentro do intervalo de dados experimentais para ambos os casos estudados; no entanto, o esquema *Upwind* está apenas contido no intervalo experimental do caso ‘B0’. Este esquema apresentou uma diferença de 18% em comparação ao resultado experimental do caso ‘B1’. Com relação ao tempo médio de residência adimensional (θ_{med}), os dois esquemas apresentaram diferenças de 39% para o caso ‘B0’, ao passo que, para o caso ‘B1’, as diferenças foram de 32% e 30%, respectivamente, para os esquemas *Upwind* e *High resolution*.

A partir da análise das figuras 22, 23 e para o θ_{min} da figura 24, conclui-se que o esquema *High resolution* ajustou melhor os resultados numéricos em relação aos dados experimentais. Assim sendo, esse esquema é o mais adequado para ser empregado nas simulações numéricas do grupo de casos ‘B’.

4.1.2 Modelos de turbulência

Após a conclusão dos testes de esquemas de advecção-difusão, passa-se a analisar o emprego dos modelos de turbulência $k-\varepsilon$, RNG $k-\varepsilon$ ou RSM para os grupos de casos ‘A’ e ‘B’.

Casos ‘A’

Para avaliar os modelos de turbulência empregados nos casos ‘A’, comparam-se os tempos característicos extraídos do método CFD TR com dados experimentais de Kemeny et al. (1981) e com um estudo numérico de Schwarze; Obermeier e Janke (2001). A tabela 7 apresenta os tempos característicos adimensionais (θ_{min} e θ_{med}) alcançados por esses autores e pelo presente estudo. Destacam-se em negrito nessa tabela os resultados numéricos mais próximos dos experimentais.

Tabela 7 – Comparativo entre os tempos característicos obtidos em função dos modelos de turbulência empregados nos casos ‘A’.

Autor/Metodologia	Modelo de turbulência	Caso A0		Caso A1		Caso A2	
		θ_{min} [-]	θ_{med} [-]	θ_{min} [-]	θ_{med} [-]	θ_{min} [-]	θ_{med} [-]
Kemeny et al. (1981) (Dados experimentais)	-	0,07	0,80	0,16	1,00	0,28	0,77
Schwarze; Obermeier e Janke (2001) (Dados numéricos)	$k-\varepsilon$	0,09	0,81	0,11	0,78	0,10	0,89
	RNG $k-\varepsilon$	0,16	0,78	0,14	0,88	0,16	0,82
	RSM	0,06	0,76	0,11	0,74	0,11	0,90
CFD TR (Presente trabalho)	$k-\varepsilon$	0,13	0,92	0,13	0,91	0,18	0,95
	RNG $k-\varepsilon$	0,12	0,88	0,12	0,91	0,28	1,11
	RSM	0,08	0,91	0,14	0,92	0,17	0,94

Em negrito os resultados numéricos mais próximos dos experimentais.

Verifica-se na tabela 7 que os resultados obtidos pelo presente trabalho aproximam-se dos dados da literatura. Os tempos mínimos adimensionais alcançados para todos os casos do grupo ‘A’ estão de acordo com os valores alcançados por Kemeny et al. (1981). Contudo, notam-se pequenas discordâncias entre os resultados numéricos e os experimentais, as quais se devem às incertezas encontradas para reproduzir numericamente o equipamento experimental e a complexidade de modelar as características de escoamento. Salienta-se também que existem diferenças entre o método CFD TR e o estudo numérico de Schwarze; Obermeier e Janke (2001). Tais diferenças devem-se às etapas de confecção de geometria e malha, mas, principalmente, ao tipo de metodologia empregada nas simulações numéricas. De forma distinta ao método CFD TR, Schwarze; Obermeier e Janke (2001) adotaram uma

abordagem lagrangeana para calcular os tempos característicos, onde o traçador foi substituído por partículas de $20\mu\text{m}$.

Ainda sob a análise da tabela 7, observa-se que, em geral, a utilização do modelo RSM foi a mais adequada; conseqüentemente, emprega-se esse modelo nas próximas análises do grupo de casos ‘A’. Porém, ressalta-se que nenhum modelo de turbulência caracterizou com igual qualidade os casos estudados.

Casos ‘B’

Para os casos ‘B’, comparam-se as curvas DTR e os tempos característicos globais extraídos do método CFD TR com dados experimentais adaptados de Wollmann (1999). A figura 25 apresenta as curvas DTR do estudo de modelos de turbulência obtidas para o caso ‘B0’.

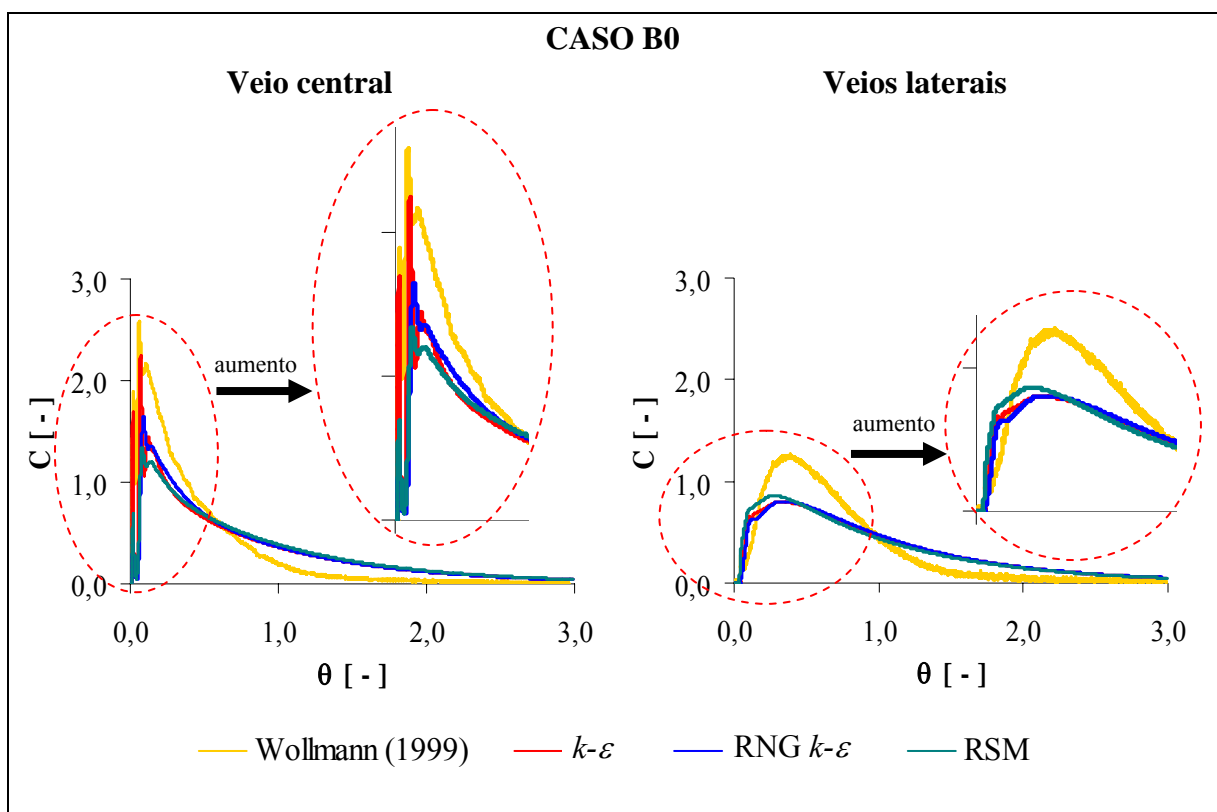


Figura 25 – Curvas DTR do estudo de modelos de turbulência que foram obtidas para o caso ‘B0’.

Visualiza-se na figura 25, para o veio central, que o uso do modelo $k-\varepsilon$ representou com maior semelhança os picos de concentração das curvas experimentais, quando comparado aos modelos RNG $k-\varepsilon$ e RSM. Por outro lado, diferenças entre as curvas

numéricas dos veios laterais não são perceptíveis, onde nenhum dos modelos empregados caracterizou, de forma apropriada, o pico de concentração da curva experimental.

Destaca-se ainda na figura 25, que todas as curvas numéricas possuem valores residuais de concentração superiores às curvas experimentais. Estas cessam em um tempo adimensional (θ) próximo a 2, enquanto as curvas numéricas ultrapassam esse tempo e alcançam valores próximos a 3. A justificativa para essa diferença reside no uso dos modelos de turbulência testados. Conforme mencionado no item 2.7.4.3, os modelos de turbulência disponíveis em pacotes comerciais de CFD são apropriados para escoamentos plenamente turbulentos; portanto, em distribuidores com características essencialmente laminares, os modelos de turbulência podem superestimar os níveis de turbulência no escoamento. Como resultado, o traçador permanece por mais tempo no interior do distribuidor, assim, altera-se a forma das curvas DTR numéricas.

A figura 26 mostra também as curvas DTR do estudo de modelos de turbulência, agora obtidas para o caso ‘B1’.

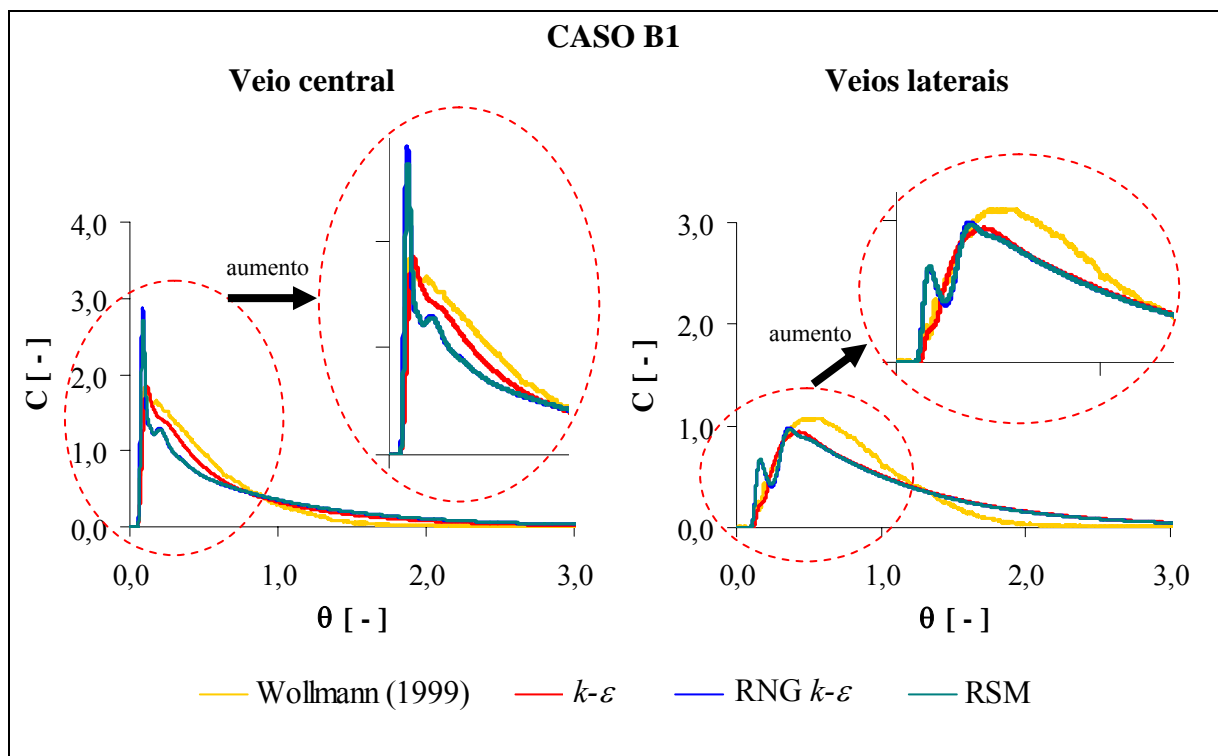


Figura 26 – Curvas DTR do estudo de modelos de turbulência que foram obtidas para o caso ‘B1’.

Visualiza-se na figura 26, para todos os veios, que o uso do modelo $k-\varepsilon$ caracterizou com maior fidelidade os resultados experimentais do que os demais modelos de turbulência.

Analisando o veio central, o emprego do modelo $k-\varepsilon$ detectou melhor a posição do pico de concentração da curva DTR experimental, além do formato da curva, do que a utilização dos modelos RNG $k-\varepsilon$ e RSM. Com relação aos veios laterais, a forma da curva DTR apresentou maior semelhança com os dados experimentais quando o modelo $k-\varepsilon$ foi empregado no cálculo do escoamento do caso 'B1'.

Observa-se ainda na figura 26 um comportamento análogo à figura 25, na qual o traçador empregado no estudo numérico permanece por mais tempo no distribuidor do que o experimental.

Como ferramenta para analisar o reflexo da utilização dos modelos de turbulência nos valores extraídos de curvas DTR, a figura 27 apresenta os tempos característicos globais do estudo de modelos de turbulência que foram obtidos para o grupo de casos 'B'.

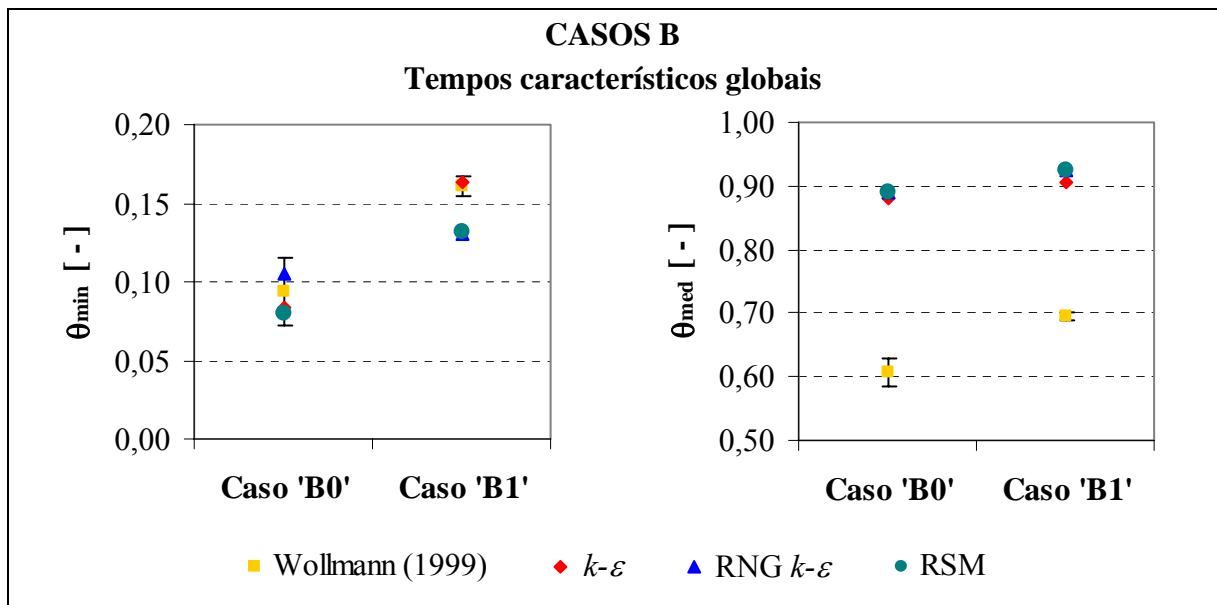


Figura 27 – Tempos característicos globais do estudo de modelos de turbulência que foram obtidos para o grupo de casos 'B'.

Nota-se na figura 27, para o tempo mínimo de residência adimensional, que o modelo $k-\varepsilon$ está dentro do intervalo de dados experimentais para ambos os casos estudados; no entanto, os modelos RNG $k-\varepsilon$ e RSM estão apenas contidos no intervalo experimental do caso 'B0'. Esses dois modelos apresentaram uma diferença de 15% em comparação ao resultado experimental do caso 'B1'. Com relação ao tempo médio de residência adimensional, evidenciam-se nessa figura os reflexos da utilização dos modelos de turbulência na obtenção dos valores numéricos. As diferenças encontradas pelos modelos $k-\varepsilon$, RNG $k-\varepsilon$ e RSM, em

comparação aos dados experimentais, foram, respectivamente, de 39%, 41% e 41% para o caso 'B0' e de 30%, 32% e 32% para o caso 'B1'.

A partir da análise das figuras 25, 26 e 27, conclui-se que, dentre os modelos de turbulência testados, o $k-\varepsilon$ ajustou melhor os resultados numéricos em relação aos dados experimentais, apesar de todas as desvantagens mencionadas ao longo do item 2.7.4. Assim, emprega-se esse modelo nas próximas análises do grupo de casos 'B'.

4.1.3 Dispersão da turbulência

Conforme visto no item 3.4, analisa-se como último parâmetro de simulação, a inclusão e a não-inclusão do efeito da dispersão da turbulência no cálculo das trajetórias de partículas que representam inclusões de alumina. A figura 28 apresenta a avaliação deste efeito para o caso 'B0', onde os diâmetros de partículas variam de $5\mu\text{m}$ a $100\mu\text{m}$.

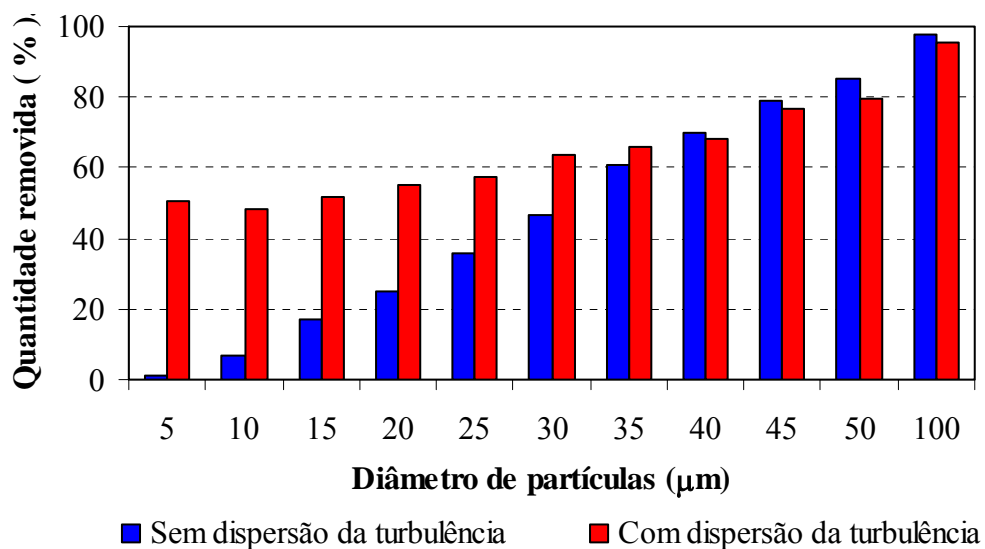


Figura 28 – Avaliação do efeito da dispersão da turbulência.

Nota-se na figura 28, para a condição sem dispersão da turbulência, que os percentuais de remoção cresceram com o aumento do diâmetro das partículas; isso se deve a força de empuxo que, conforme a equação (10), é mais elevada em partículas de maior diâmetro. Por outro lado, a inclusão do efeito da dispersão da turbulência, através do modelo de caminho 'aleatório', é claramente evidenciada em partículas menores do que $35\mu\text{m}$. Esse resultado é semelhante ao encontrado na figura 11 que foi adaptada de Miki e Thomas (1999). Observa-se

que a modelagem da dispersão da turbulência aumentou os percentuais de remoção das partículas pequenas; porém, a aleatoriedade presente no modelo, causou ligeira redução nos percentuais de remoção de partículas maiores do que $35\mu\text{m}$. Essa característica do modelo afeta, parcialmente, a tendência natural das partículas maiores flatarem.

Para verificar o efeito da dispersão da turbulência em função das configurações geométricas do grupo de casos 'B', a figura 29 mostra, de forma comparativa, a avaliação deste efeito para partículas menores que $35\mu\text{m}$.

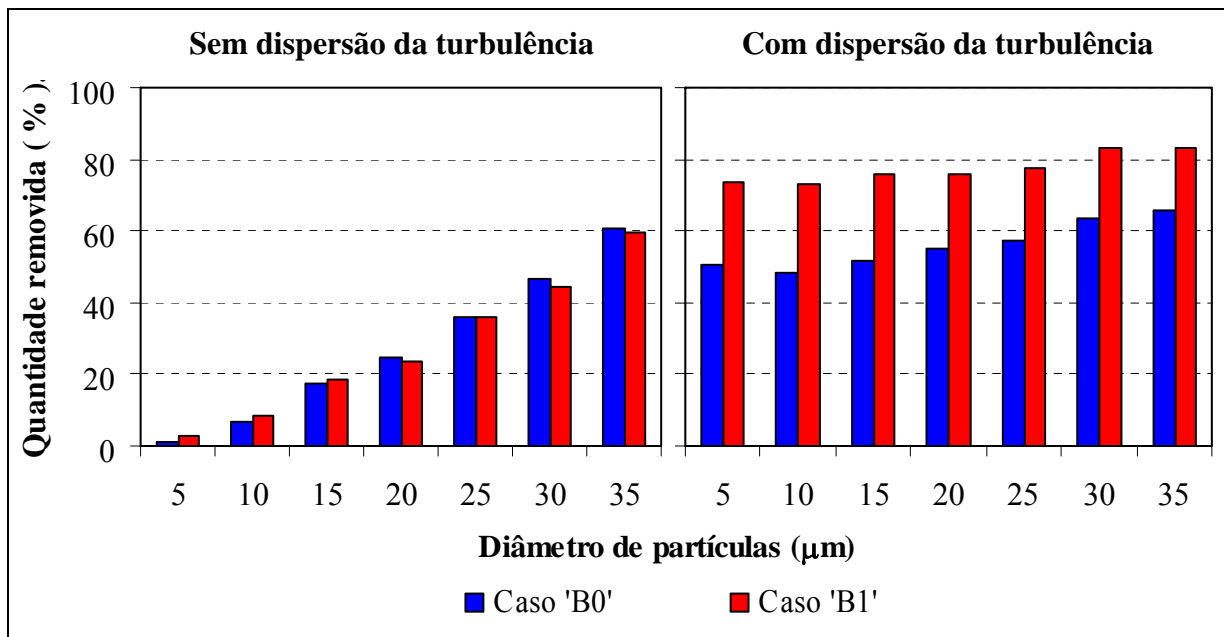


Figura 29 – Comparativo entre os casos 'B' do efeito da dispersão da turbulência para partículas menores que $35\mu\text{m}$.

Visualiza-se na figura 29 que não são observadas diferenças significativas entre os casos 'B0' e 'B1' para a condição sem dispersão da turbulência; ao passo que, para a condição com dispersão da turbulência, verificam-se resultados distintos em função da configuração geométrica dos casos. Conforme visto na figura 13 (b), o caso 'B1' possui uma barreira e em função desse modificador a configuração obteve um acréscimo, para todos os diâmetros analisados, na quantidade de partículas removidas em relação ao caso 'B0'.

Contudo, para certificar as análises da figura 29, uma avaliação das características de escoamento de cada configuração geométrica é necessária. A figura 30 mostra, em uma vista no plano de simetria, as linhas de corrente no escoamento de cada caso estudado.

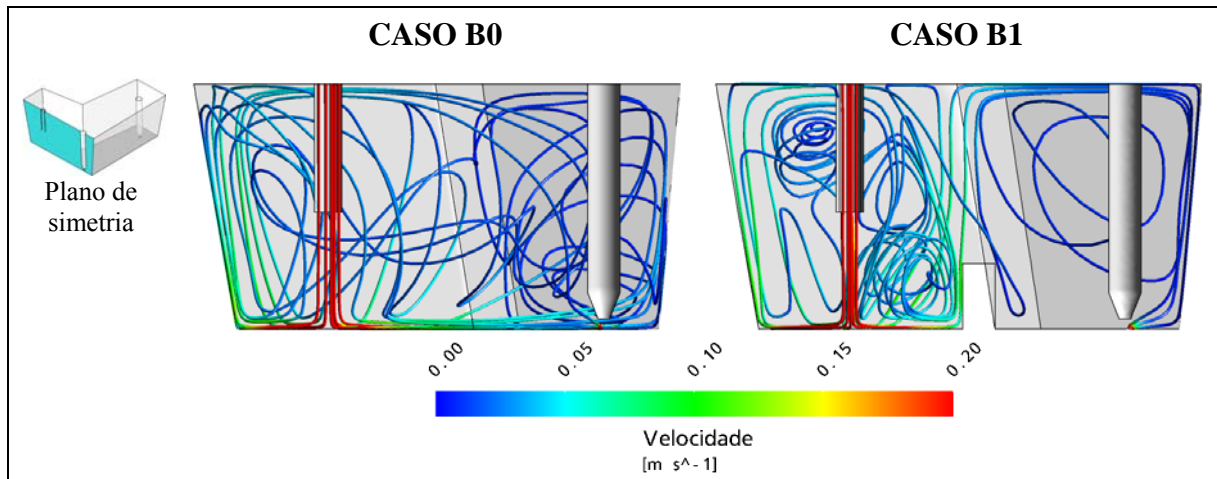


Figura 30 – Visualização das linhas de corrente do escoamento para os casos ‘B’.

Observa-se na figura 30 que, para ambos os casos, as linhas de corrente apresentaram comportamentos distintos. Visualiza-se para o caso ‘B0’ a existência de linhas de corrente direcionadas para a base do distribuidor; enquanto no caso ‘B1’, o emprego da barreira promoveu um escoamento ascendente que favorece a adesão das partículas com superfície do banho.

De acordo com a exposição no capítulo 2, as características de escoamento, por conseguinte, as trajetórias de inclusões não-metálicas, são dependentes da configuração geométrica de um distribuidor. Dessa maneira, conforme a análise das figuras 28, 29 e 30, conclui-se que é adequado o emprego do efeito da dispersão da turbulência no cálculo das trajetórias de partículas simuladoras de inclusões. Adota-se a inclusão desse efeito tanto para o grupo de casos ‘B’ quanto o ‘A’, apesar da modelagem da dispersão da turbulência aumentar a remoção de partículas pequenas.

4.2 ESTUDO DE METODOLOGIAS NUMÉRICAS EMPREGADAS PARA ANÁLISE DE ESCOAMENTO E GRAU DE LIMPEZA DO AÇO

4.2.1 Métodos para obtenção de curvas DTR

Apresentou-se no capítulo 3 que os métodos numéricos empregados para obtenção de curvas DTR são o CFD TR e o CFD PT. Destacou-se que o método CFD PT é bastante ágil, alcançando reduções de até 393 vezes do custo computacional; contudo, essa nova metodologia deve apresentar um comportamento, pelo menos, semelhante ao obtido pelo

método CFD TR, quando comparada aos dados experimentais. Dessa forma, avaliam-se, para os casos ‘A’ e ‘B’, os resultados obtidos por esses dois métodos.

Casos ‘A’

Para os casos ‘A’, comparam-se os tempos característicos extraídos dos métodos CFD TR e CFD PT com dados experimentais de Kemeny et al. (1981). A tabela 8 apresenta os tempos característicos adimensionais alcançados por estes autores e pelo presente estudo. Destacam-se em negrito nessa tabela os resultados numéricos mais próximos dos experimentais.

Tabela 8 – Comparativo entre os tempos característicos obtidos em função dos métodos para obtenção de curvas DTR empregados nos casos ‘A’.

Autor/Metodologia	Caso A0		Caso A1		Caso A2	
	θ_{min} [-]	θ_{med} [-]	θ_{min} [-]	θ_{med} [-]	θ_{min} [-]	θ_{med} [-]
Kemeny et al. (1981) (Dados experimentais)	0,07	0,80	0,16	1,00	0,28	0,77
CFD TR (Presente trabalho)	0,08	0,91	0,14	0,92	0,17	0,94
CFD PT (Presente trabalho)	0,05	0,81	0,18	1,09	0,14	0,67

Em negrito os resultados numéricos mais próximos dos experimentais.

Nota-se na tabela 8 que, em geral, os resultados encontrados para ambas as metodologias numéricas aproximam-se dos dados da literatura. Destaca-se que os tempos mínimos adimensionais encontrados para os casos ‘A0’ e ‘A1’ estão de acordo com os valores alcançados por Kemeny et al. (1981); entretanto, para o caso ‘A2’, os dois métodos numéricos se afastaram do valor experimental de θ_{min} .

Assim, conclui-se que o novo método alcançou tão bons resultados quanto os obtidos pelo método tradicional para o grupo de casos ‘A’.

Casos ‘B’

Para os casos ‘B’, comparam-se as curvas ‘F’, os tempos e os volumes característicos globais alcançados pelas metodologias numéricas com resultados adaptados de Wollmann (1999). A figura 31 apresenta as curvas ‘F’ obtidas para o caso ‘B0’.

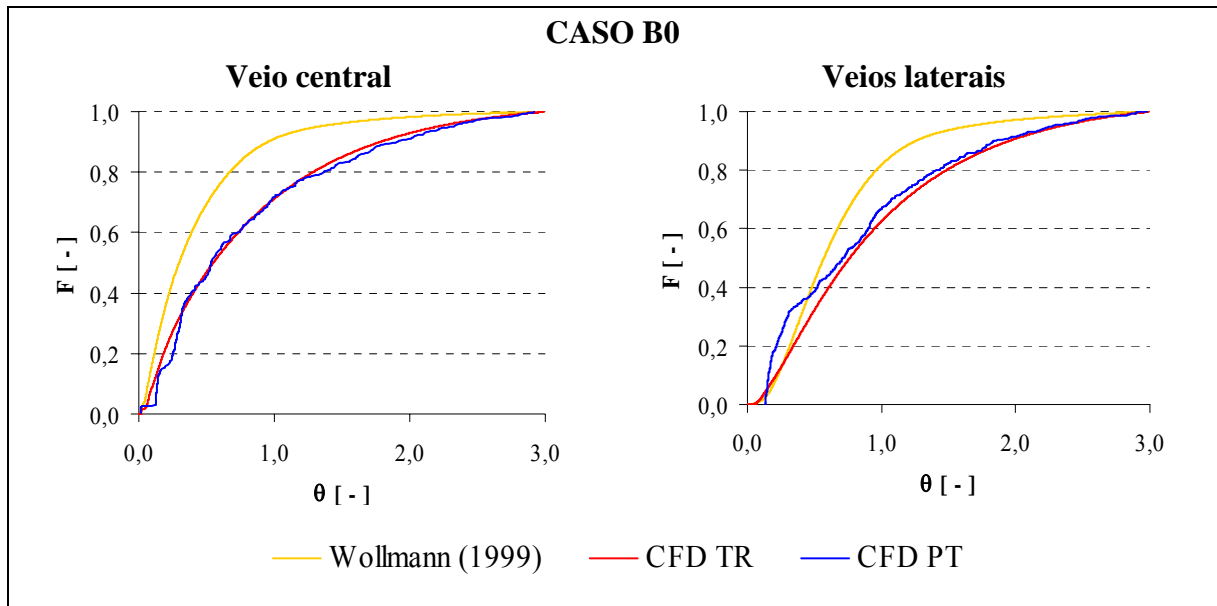


Figura 31 – Comparação entre as curvas ‘F’ obtidas para o caso ‘B0’.

Observa-se na figura 31, para todos os veios, que ambos os métodos numéricos obtiveram curvas bastante semelhantes, exceto para o trecho inicial das curvas dos veios laterais. Contudo, os dois métodos numéricos se afastaram dos resultados experimentais. Conforme mencionado no item 4.1.2, a justificativa para essa diferença, deve-se a modelagem da turbulência empregada no cálculo do escoamento.

A figura 32 mostra também as curvas ‘F’, agora obtidas para o caso ‘B1’.

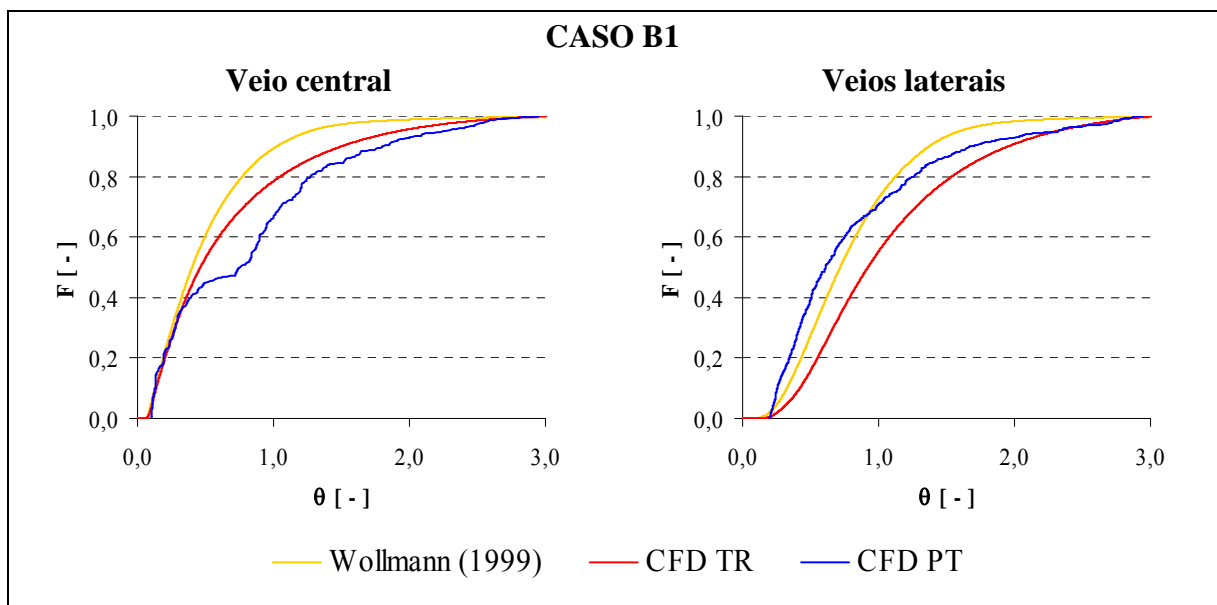


Figura 32 – Comparação entre as curvas ‘F’ obtidas para o caso ‘B1’.

Nota-se na figura 32, para todos os veios, que os tempos mínimos dos métodos numéricos concordam com os resultados experimentais; no entanto, existe um afastamento entre os métodos CFD TR e CFD PT. Uma possível explicação para essa diferença entre os resultados numéricos, reside nas formulações empregadas para calcular o traçador. O método CFD TR utiliza a equação (9) que calcula o transporte do traçador por advecção e a difusão; ao passo que o método CFD PT emprega a equação (13), a qual considera apenas o transporte por advecção.

Em relação aos valores característicos globais, a figura 33 apresenta os tempos de residência que foram extraídos dos métodos numéricos e de Wollmann (1999) para o grupo de casos 'B'.

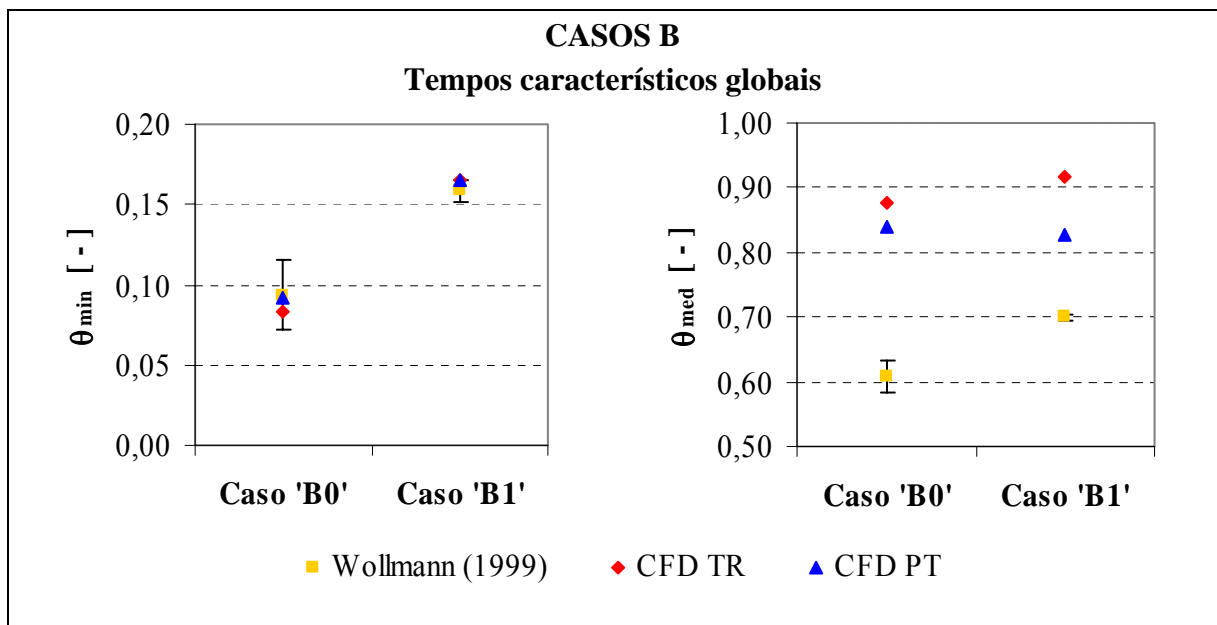


Figura 33 – Tempos característicos globais do estudo metodologias numéricas que foram obtidos para o grupo de casos 'B'.

Visualiza-se na figura 33, para θ_{min} , que as metodologias numéricas estão dentro do intervalo de dados experimentais para ambos os casos; porém, para θ_{med} , evidenciam as diferenças entre os resultados numéricos e os experimentais. Os desvios encontrados pelos métodos CFD TR e CFD PT, em comparação aos dados experimentais, foram, respectivamente, de 39% e 33% para o caso 'B0' e de 30% e 17% para o caso 'B1'.

A figura 34 mostra as frações de volumes característicos globais (V_p , V_d , V_m) alcançados pelos métodos numéricos e adaptados de Wollmann (1999) para o grupo de casos 'B'.

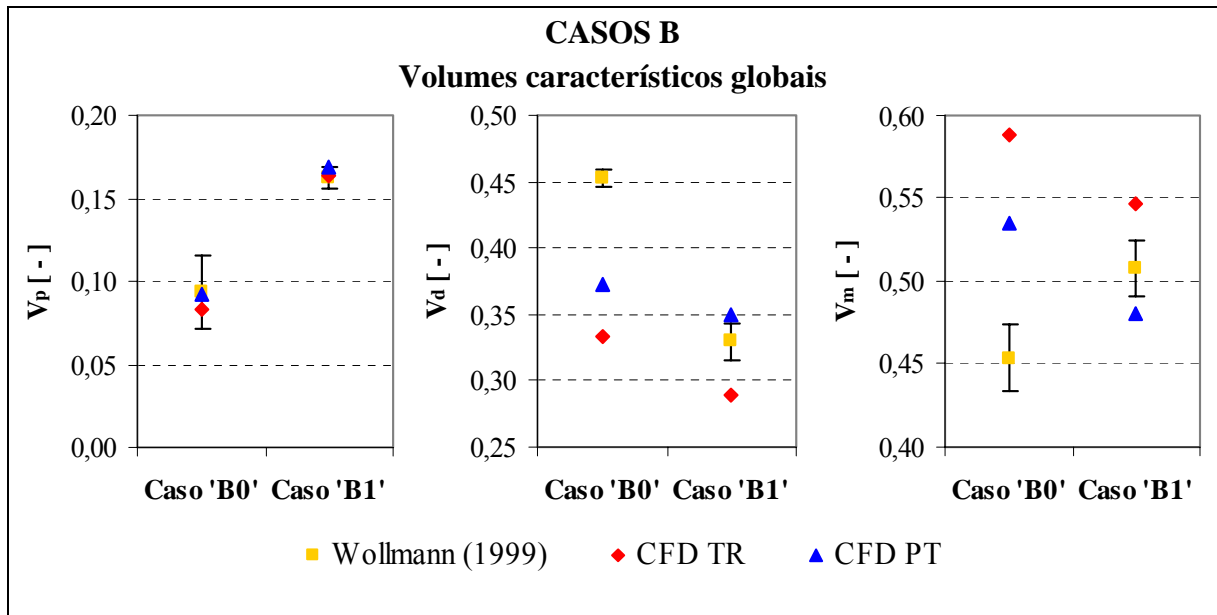


Figura 34 – Volumes característicos globais do estudo metodologias numéricas que foram obtidos para o grupo de casos ‘B’; onde V_p é a fração de volume pistonado; V_d , a fração de volume morto; e V_m , a fração de volume de mistura.

Observa-se na figura 34, para a fração de volume pistonado (V_p), que as metodologias numéricas estão dentro do intervalo de dados experimentais para ambos os casos; todavia, para as frações de volume morto (V_d) e de mistura (V_m), os valores numéricos se afastam dos experimentais. Para V_d , as diferenças encontradas pelos métodos CFD TR e CFD PT, em relação aos dados experimentais, foram, respectivamente, de 25% e 17% para o caso ‘B0’ e de 8% e 2% para o caso ‘B1’; ao passo que, para V_m , os desvios dos métodos CFD TR e CFD PT foram, respectivamente, de 24% e 13% para o caso ‘B0’ e de 11% e 2% para o caso ‘B1’.

A partir da análise das figuras 31, 32, mas, principalmente, das figuras 33 e 34, observou-se, em geral, que ambas as metodologias apresentaram comportamentos semelhantes. Destaca-se ainda que o novo método (CFD PT) alcançou resultados ligeiramente melhores do que o método tradicional (CFD TR) e de forma mais ágil.

4.2.2 Simulação de inclusões não-metálicas

Conforme mencionado ao longo do capítulo 2, determinadas condições de escoamento em um distribuidor auxiliam a remoção de inclusões não-metálicas. Portanto, torna-se fundamental analisar quais as características de escoamentos influenciam as trajetórias de

partículas simuladoras de inclusões. A figura 35 ilustra o comportamento das trajetórias de partículas removidas em relação aos perfis de velocidade.

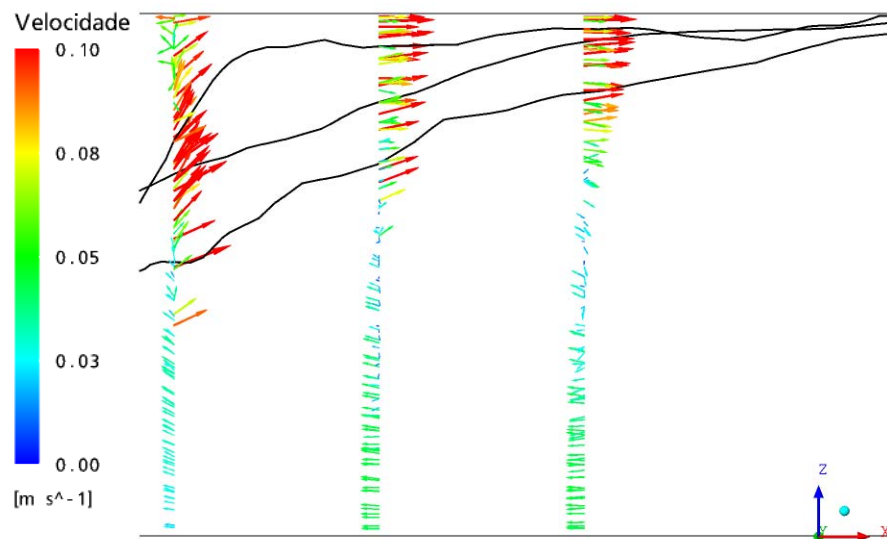


Figura 35 – Comportamento das trajetórias de partículas removidas.

Observa-se na figura 35 que as trajetórias de partículas estão diretamente relacionadas com a direção e as magnitudes dos perfis de velocidade, onde a remoção das partículas se deve aos maiores vetores velocidade, que as impulsionam em direção à superfície.

Apresentam-se a seguir, para os casos ‘A’ e ‘B’, os perfis de velocidade, as trajetórias de partículas que representam inclusões de alumina e as respectivas frações de remoção pela superfície. A fim de facilitar a visualização, os resultados de cada caso são mostrados para meio distribuidor.

Casos ‘A’

Visualizam-se na figura 36 os resultados obtidos, para o caso ‘A0’, do estudo de simulação de inclusões não-metálicas; onde são mostrados os campos de velocidade para planos localizados na região de entrada ($x = 0\text{m}$); a meio caminho, entre a entrada e um dos veios do distribuidor ($x = 1,43\text{m}$); e sobre um dos veios ($x = 2,85\text{m}$); além das trajetórias de partículas de $5\mu\text{m}$ e os respectivos pontos de remoção pela superfície.

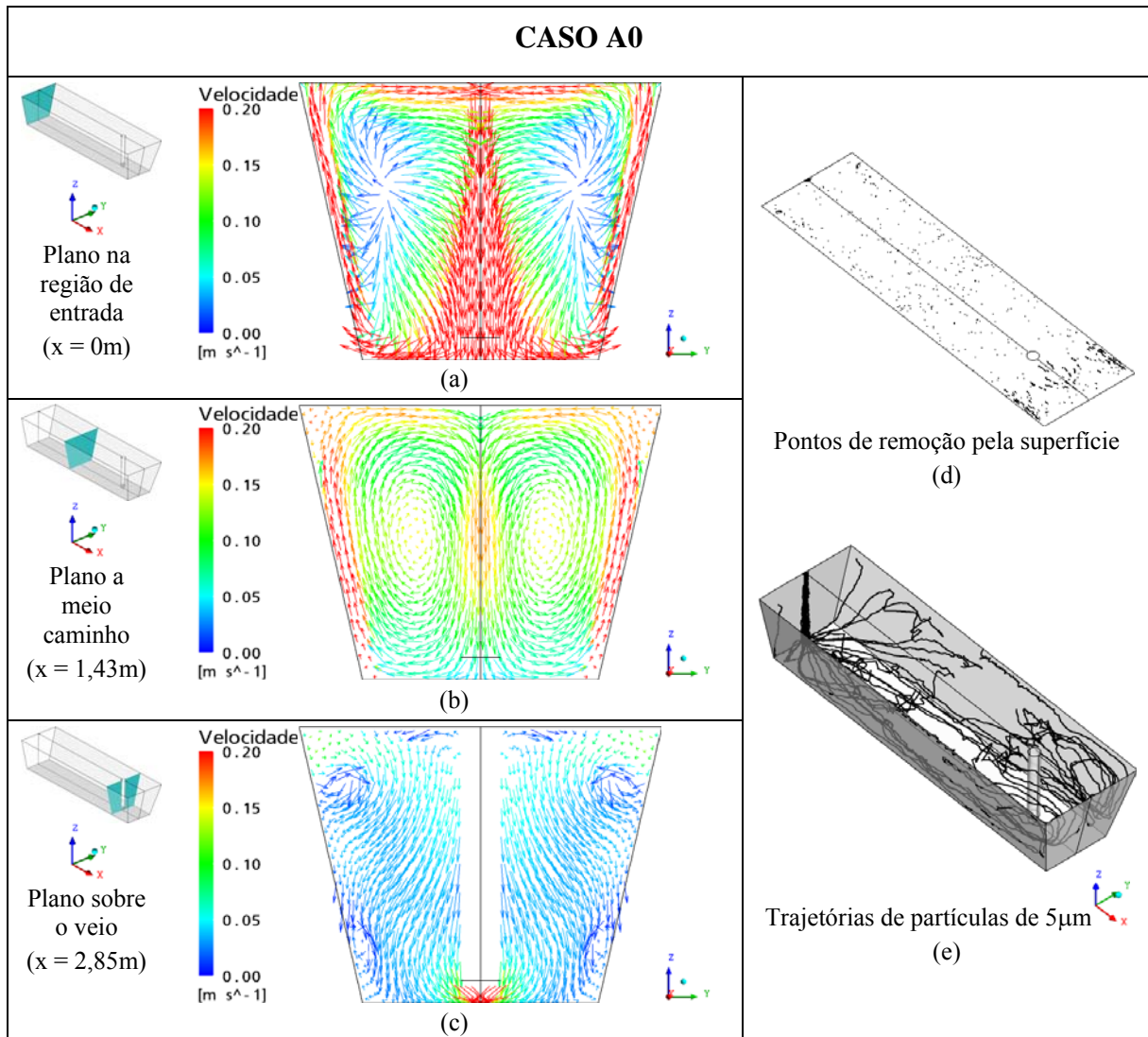


Figura 36 – Características de escoamento e das trajetórias de partículas para o caso ‘A0’.

Nota-se na figura 36 (a) que o jato de fluido entra no distribuidor com grande velocidade (velocidade real excede a 7m/s), onde o mesmo colide-se contra a base do equipamento e reflete-se para as paredes; assim, surge um movimento helicoidal que reduz a sua intensidade à medida que o fluido avança em direção ao veio. Observa-se na figura 36 (b) a presença de dois grandes vórtices, nos quais as maiores velocidades estão junto às paredes e direcionadas para o topo; porém, existem na região central, vetores com relativa magnitude (entre 0,15m/s e 0,20m/s) que apontam para baixo. Por outro lado, visualiza-se na figura 36 (c) que não existem grandes recirculações, todavia, aparecem pequenos vórtices próximos às paredes.

Com relação às figuras 36 (d) e (e), percebe-se que parte das trajetórias de partículas de 5µm percorrem um longo caminho até aderirem à superfície do banho; enquanto outras trajetórias, influenciadas pelo escoamento, se concentram nas laterais do distribuidor.

A figura 37 apresenta a mesma sistemática de resultados da figura 36, agora para o caso 'A1'.

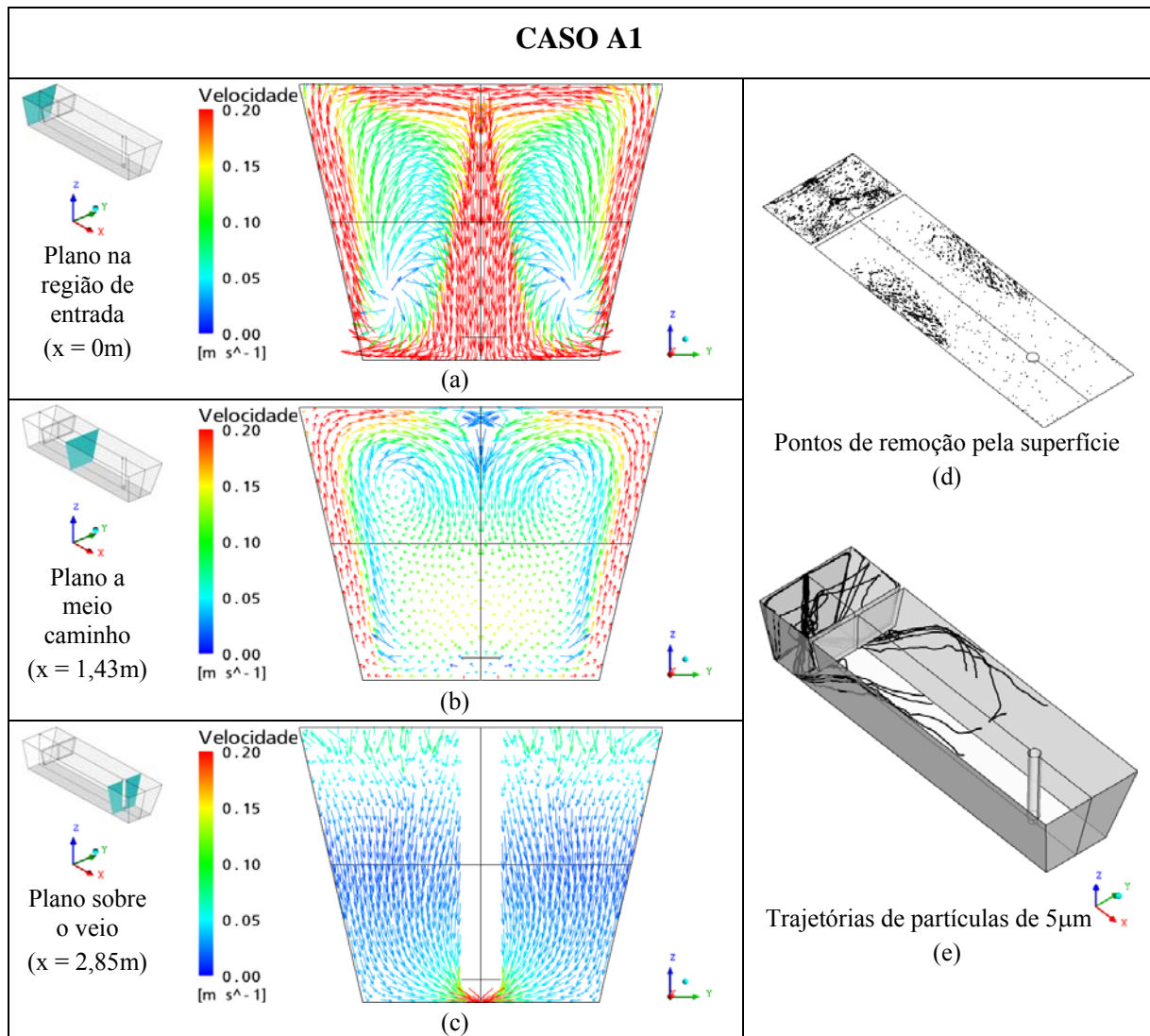


Figura 37 – Características de escoamento e das trajetórias de partículas para o caso 'A1'.

Observa-se que a figura 37 (a) apresenta um comportamento semelhante à figura 36 (a); porém, devido ao uso do dique, o escoamento é direcionado com mais força para base, assim, um maior número de vetores velocidade são orientados para cima. Salienta-se na figura 37 (b) que as velocidades laterais são mais intensas do que as mesmas da figura 36 (b); também se destaca que os vórtices diminuíram e as velocidades da região central tornaram-se menores e mais homogêneas. Contudo, as altas velocidades junto às paredes podem ocasionar maior desgaste de refratários e emulsificação da camada de escória; situações que foram desconsideradas neste trabalho.

Conforme se visualiza nas figuras 37 (d) e (e), as características de escoamento propiciaram uma elevada remoção antes e, principalmente, após o dique; onde as trajetórias de partículas percorreram um caminho mais direcional e junto às paredes até a adesão na camada superficial do distribuidor.

Finalizando as análises da influência do escoamento sobre as trajetórias de partículas, para o grupo de casos ‘A’, a figura 38 mostra os resultados obtidos para o caso ‘A2’.

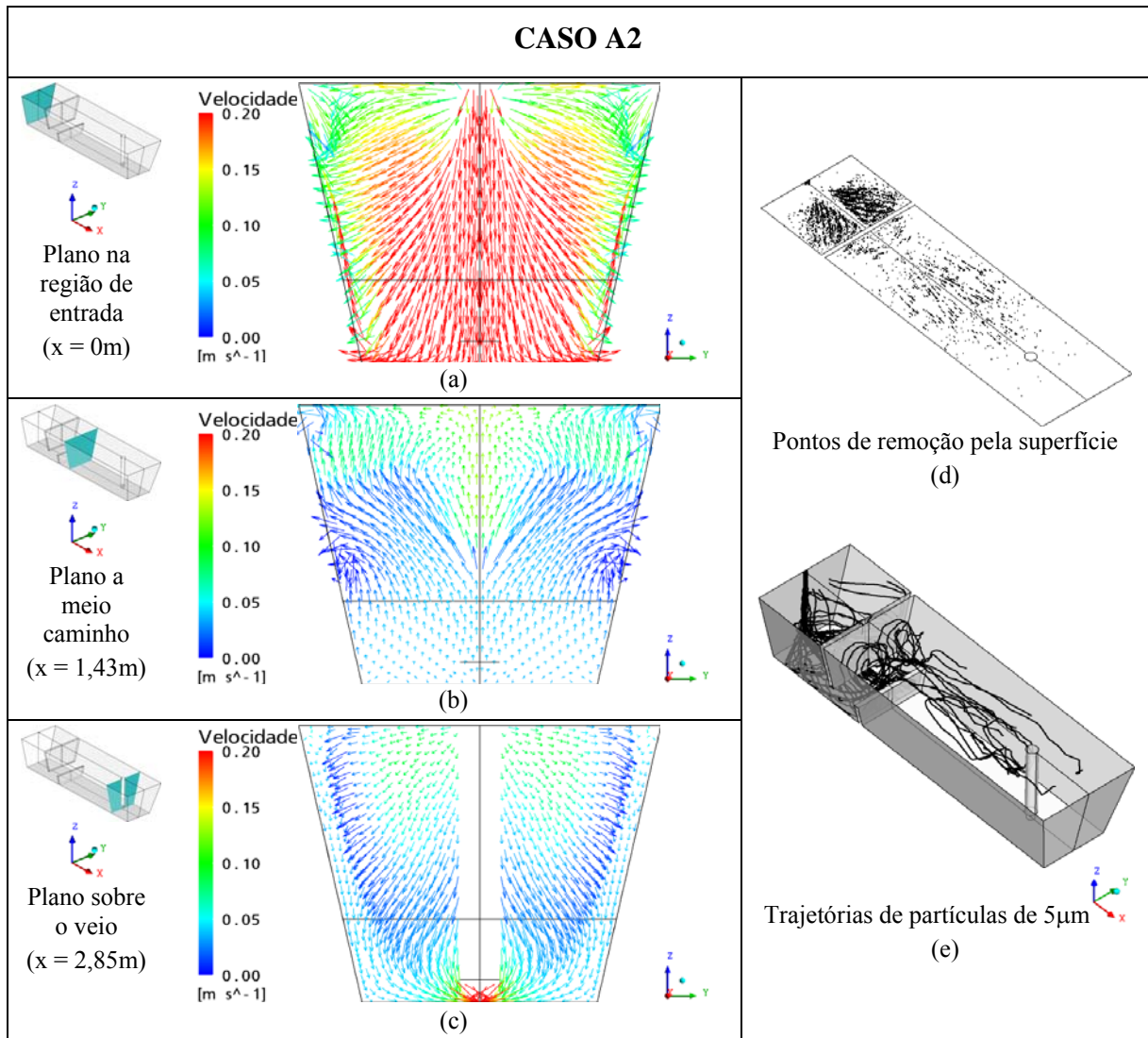


Figura 38 – Características de escoamento e das trajetórias de partículas para o caso ‘A2’.

Nota-se nos perfis de velocidade da figura 38 que o emprego do conjunto dique e barragem propiciou um escoamento completamente distinto dos casos ‘A0’ e ‘A1’, onde as maiores velocidades passaram das laterais para o centro do distribuidor. De acordo com a visualização da figura 38 (b), essa característica é obtida pelo uso da barragem, que

impulsiona o escoamento para o centro do distribuidor, obtendo velocidades da ordem de 0,10m/s.

Observa-se na figura 38 (d) que a remoção de partículas é mais efetiva antes do conjunto de modificadores; ressalta-se ainda, pela análise em conjunto da figura 38 (e), que as trajetórias de partículas e os pontos de remoção se concentraram no centro, ratificando as análises de escoamento.

A figura 39 mostra, de forma comparativa, as frações de partículas removidas, com os distintos diâmetros (5 μ m, 50 μ m e 100 μ m), para os casos 'A'.

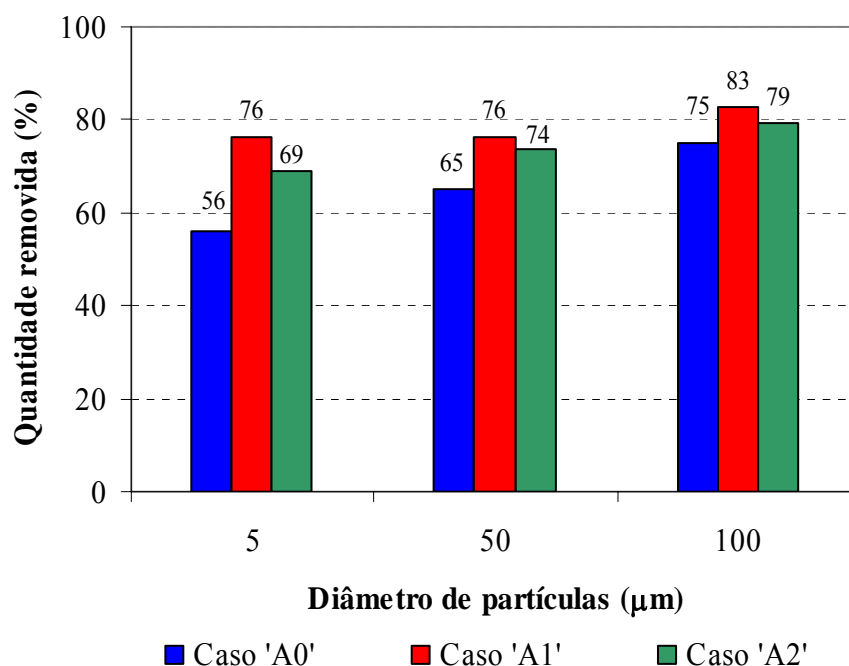


Figura 39 – Frações de partículas removidas para o grupo de casos 'A'.

Pela observação da figura 39, nota-se, para todos os casos, que os percentuais de remoção cresceram com o aumento do diâmetro das partículas; conforme já explanado anteriormente (item 4.13), isso se deve à força de empuxo.

Destaca-se ainda na figura 39 que o caso 'A1' alcançou os maiores percentuais de remoção; para as partículas com diâmetro de 5 μ m, por exemplo, os ganhos, em relação aos casos 'A0' e 'A2', representaram, respectivamente, 36% e 10%.

Casos 'B'

Visualizam-se na figura 40 os resultados obtidos, para o caso 'B0', do estudo de simulação de inclusões não-metálicas; onde são mostrados os campos de velocidade para

planos localizados na região de entrada ($x = 1,02\text{m}$); a meio caminho, entre a entrada e os veios do distribuidor ($x = 0,60\text{m}$); e sobre os veios ($x = 0,17\text{m}$); além das trajetórias de partículas de $5\mu\text{m}$ e os respectivos pontos de remoção pela superfície.

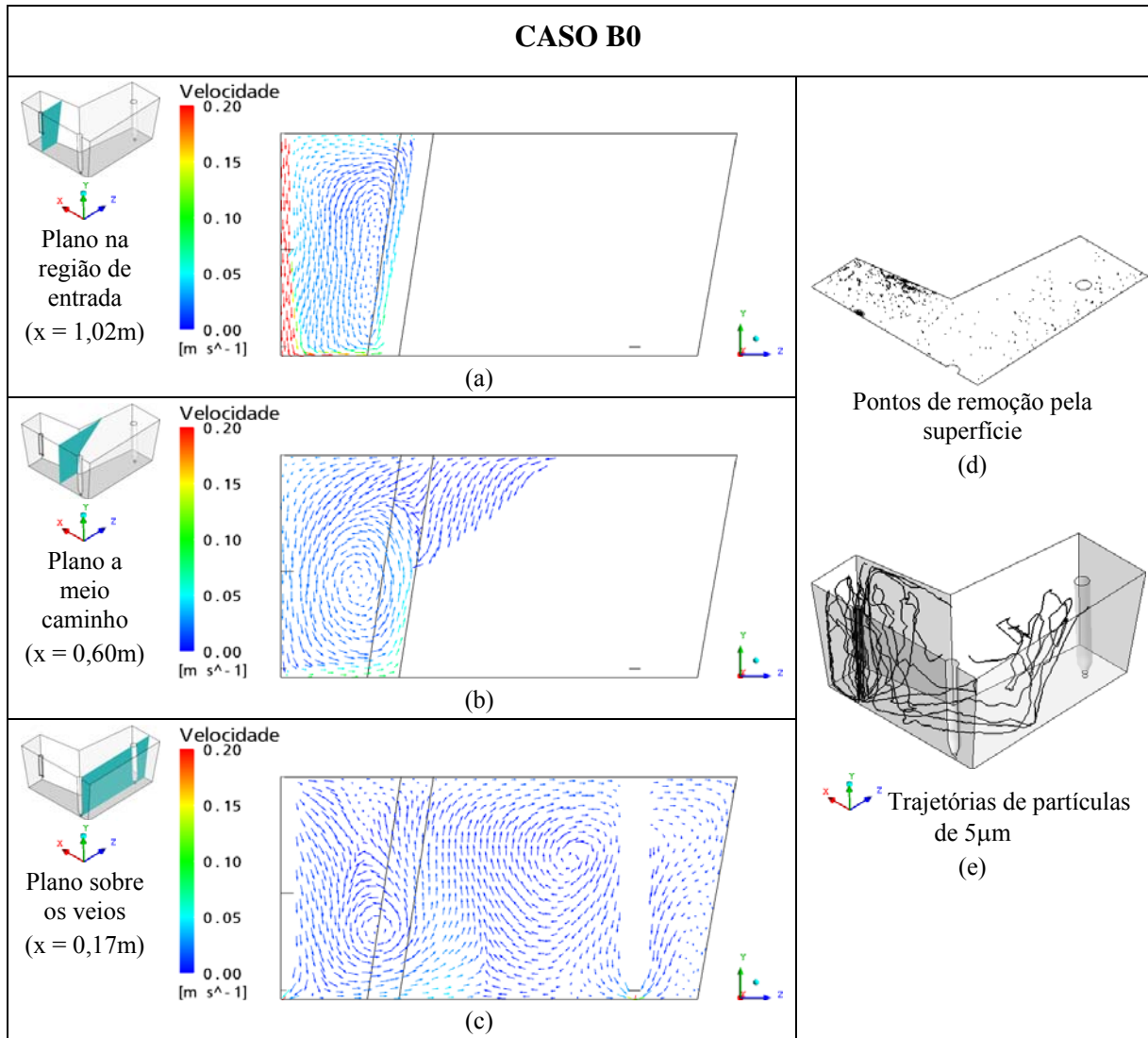


Figura 40 – Características de escoamento e das trajetórias de partículas para o caso ‘B0’.

Observa-se na figura 40 (a) que o jato de fluido entra no distribuidor com velocidade superior a $0,20\text{m/s}$ (velocidade real excede a $0,5\text{m/s}$), onde o mesmo colide-se contra a base do equipamento e ascende pela parede lateral, alcançando a superfície do banho; desse modo, surge uma única recirculação, em sentido anti-horário, em todo o plano. Por outro lado, visualiza-se na figura 40 (b), no plano a meio caminho, que a recirculação ainda está presente, mas essa não toca o topo do distribuidor, pois na superfície, os vetores apontam para baixo. Nota-se na figura 40 (c) que a grande recirculação desapareceu, todavia, surgem pequenos vórtices e o fluido novamente ascende à superfície.

Conforme se percebe nas figuras 40 (d) e (e), as características de escoamento propiciaram que as partículas fossem removidas na região de entrada, junto à parede oposta, e também, na região próxima ao plano sobre os veios; enquanto na região intermediária do distribuidor, a remoção foi menos eficaz.

A figura 41 apresenta a mesma sistemática de resultados da figura 40, agora para o caso 'B1'.

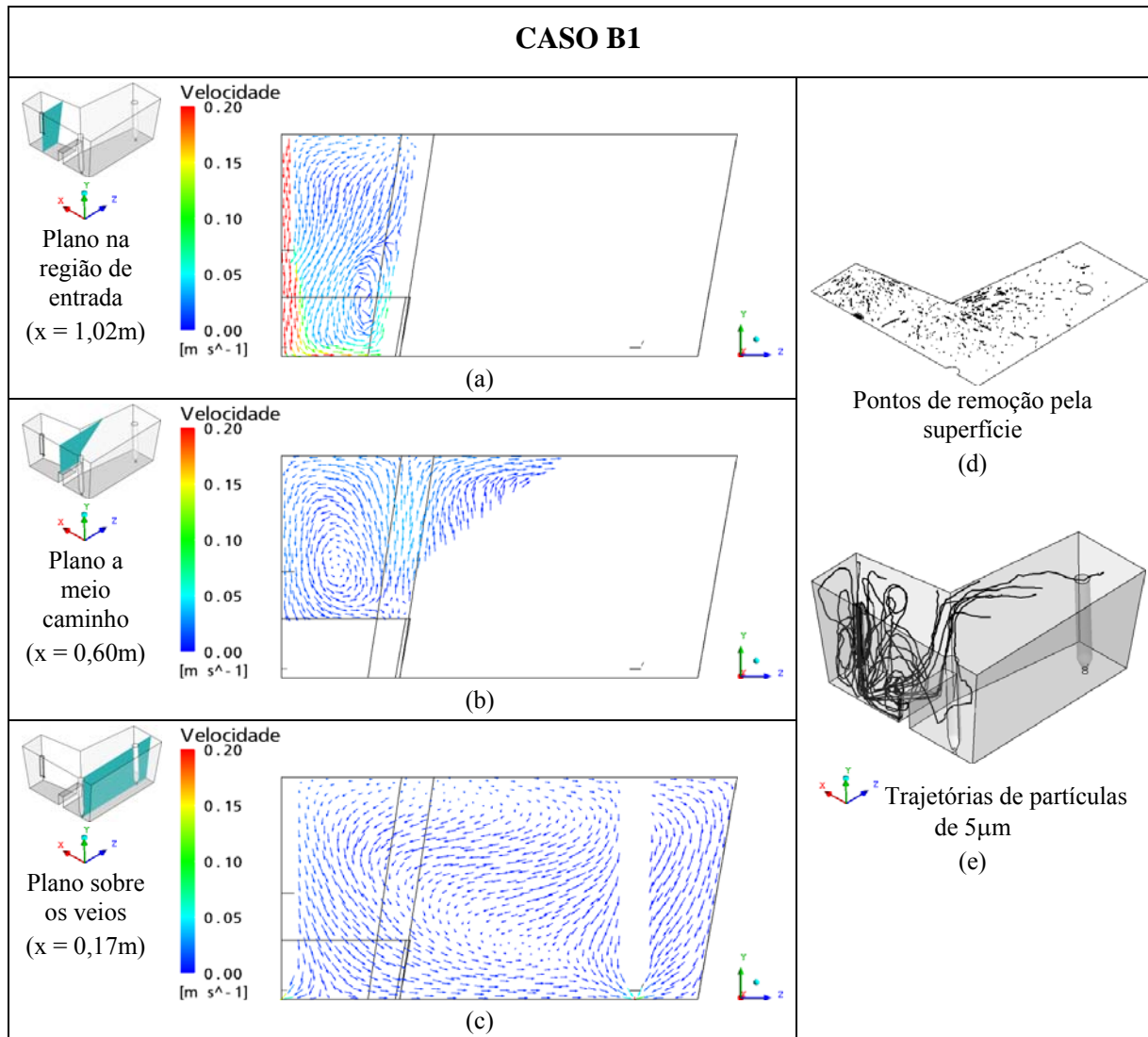


Figura 41 – Características de escoamento e das trajetórias de partículas para o caso 'B1'.

Nota-se na figura 41 (a) que ao invés de uma grande recirculação em todo o plano, como na figura 40 (a), surge uma pequena estrutura próxima à junção base/parede lateral do distribuidor. Salienta-se na figura 41(b), que devido ao uso da barreira, formou-se um grande vórtice, em sentido anti-horário; e de forma distinta da figura 40 (b), o dispositivo

modificador promoveu a ascensão do fluido até a superfície do banho. Já a figura 41 (c) mostra que os vetores velocidade são descendentes.

De acordo com a observação da figura 41 (d), visualiza-se que a remoção de partículas é alcançada, principalmente, desde a região de entrada até a porção intermediária da superfície do banho; destaca-se ainda, pela análise em conjunto com a figura 41 (e), que as trajetórias de partículas são fortemente influenciadas pelo escoamento ascendente, o qual se deve ao uso da barreira.

A figura 42 mostra, de forma comparativa, as frações de partículas removidas, com os distintos diâmetros ($5\mu\text{m}$, $50\mu\text{m}$ e $100\mu\text{m}$), para os casos 'B'.

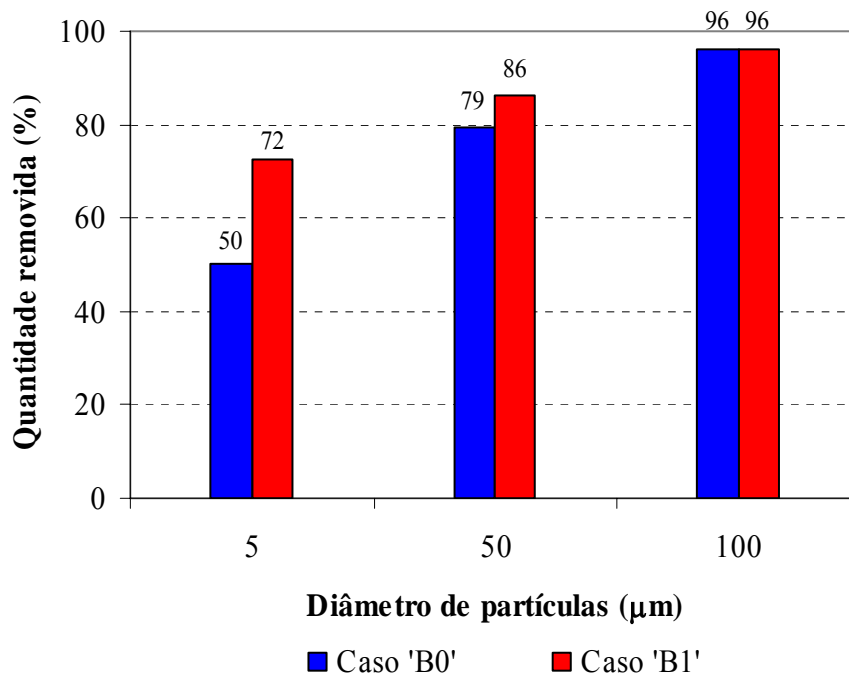


Figura 42 – Frações de partículas removidas para o grupo de casos 'B'.

Assim como a figura 39, visualiza-se na figura 42, para ambos os casos, que os percentuais de remoção cresceram com o aumento do diâmetro das partículas.

Ressalta-se ainda na figura 42 que o caso 'B1' alcançou os maiores percentuais de remoção, exceto para as partículas com diâmetro de $100\mu\text{m}$, nas quais os casos 'B0' e 'B1' obtiveram os mesmos resultados; ao passo que o uso da barreira no caso 'B1' representou um acréscimo, em relação ao caso 'B0', de 44% e de 9% para as partículas com diâmetros de $5\mu\text{m}$ e de $50\mu\text{m}$, respectivamente.

4.2.3 Comparativo entre curvas DTR e simulação de inclusões não-metálicas

A última parte do estudo de metodologias numéricas consiste em comparar os resultados numéricos alcançados por meio de curvas DTR com os encontrados por simulações de inclusões não-metálicas.

Dessa forma, apresentam-se na tabela 9 os tempos e volumes característicos extraídos do método CFD PT e as frações de partículas removidas; nos quais se destacam em verde os valores mais favoráveis à limpeza, em amarelo os intermediários e em vermelho os piores.

Tabela 9 – Comparativo entre os resultados de curvas DTR e simulação de inclusões não-metálicas.

Caso	DTR			Simulação de inclusões não-metálicas		
	θ_{min} [-]	θ_{med} [-]	V_p/V_d [-]	Fração de partículas de 5 μ m removidas [-]	Fração de partículas de 50 μ m removidas [-]	Fração de partículas de 100 μ m removidas [-]
A0	0,05	0,81	0,13	0,56	0,65	0,75
A1	0,18	1,09	2,00	0,76	0,76	0,83
A2	0,14	0,67	0,33	0,69	0,74	0,79
B0	0,09	0,84	0,24	0,50	0,79	0,96
B1	0,17	0,83	0,49	0,72	0,86	0,96

Resultados mais favoráveis à limpeza; intermediários; piores.

Verifica-se na tabela 9 que, em geral, os casos ‘A1’ e ‘B1’ obtiveram os resultados mais favoráveis à limpeza do aço. Com relação aos tempos e volumes característicos, salienta-se que os valores de θ_{min} e de V_p/V_d estão diretamente relacionados com as frações de partículas removidas, ou seja, quanto maiores os valores de θ_{min} e V_p/V_d , maior será a remoção das impurezas. Ao passo que, para os casos estudados, não se evidenciou uma relação direta entre θ_{med} e a remoção de partículas por flotação, apesar de diversos autores afirmarem o contrário, conforme visto no capítulo 2.

Contudo, as respostas alcançadas pelo presente estudo são preliminares; portanto, em um próximo trabalho, uma análise mais aprofundada é necessária para extrair melhores conclusões sobre os resultados dessas metodologias numéricas.

5 CONCLUSÕES

A partir da reprodução numérica de dois modelos físicos de distribuidores retirados de Kemeny et al. (1981) e de Wollmann (1999), os quais se chamaram, respectivamente, de casos ‘A’ e de casos ‘B’; a presente dissertação apresentou, em duas grandes etapas, um estudo numérico do escoamento e do comportamento de inclusões não-metálicas em distribuidores de lingotamento contínuo de aço; As principais conclusões extraídas dos resultados destas etapas estão descritas a seguir.

Estudo de parâmetros de simulação

Como primeiro parâmetro, avaliou-se, para os casos ‘B’, os esquemas de advecção-difusão *Upwind* e *High resolution*; ao passo que, para os casos ‘A’, adotou-se o esquema *Upwind*. Os resultados dos testes mostraram que o esquema *High resolution* obteve o melhor ajuste para os casos ‘B’.

Como segundo parâmetro, examinou-se os modelos de turbulência $k-\varepsilon$, RNG $k-\varepsilon$ e RSM. Em geral, para os casos ‘A’, a utilização do modelo RSM foi a mais adequada, porém, destacou-se que nenhum dos modelos testados caracterizou, com igual qualidade, as configurações geométricas desse grupo de casos. Salientou-se também que os resultados numéricos apresentaram pequenas discordâncias, em relação aos dados da literatura. Já para os casos ‘B’, o modelo de turbulência $k-\varepsilon$ ajustou melhor os resultados numéricos em relação aos dados experimentais. Evidenciou-se, para todos os modelos testados, que a utilização dos mesmos, potencialmente, pode superestimar os níveis de turbulência no escoamento.

Como último parâmetro, apreciou-se, para os casos ‘B’, a inclusão e a não-inclusão do efeito da dispersão da turbulência; onde os resultados desse teste, também foram adotados para os casos ‘A’. Verificou-se que a inserção da dispersão da turbulência, por meio do modelo de ‘caminho aleatório’, possibilitou a visualização de diferenças entre as configurações geométricas de um mesmo grupo de casos. Assim, empregou-se o efeito da dispersão da turbulência nos cálculos das trajetórias de partículas que representaram as inclusões não-metálicas. Todavia, observou-se que a modelagem desse efeito aumentou os percentuais de remoção das partículas pequenas (menores do que $35\mu\text{m}$); enquanto a aleatoriedade, presente no modelo, causou ligeira redução nos percentuais de remoção das partículas maiores.

Estudo de metodologias numéricas empregadas para análise de escoamento e grau de limpeza do aço

Com respeito às conclusões alcançadas pelo objetivo central, em um momento inicial, compararam-se os métodos numéricos, CFD TR e CFD PT, utilizados para obter curvas DTR. Evidenciou-se que a metodologia desenvolvida no presente trabalho (CFD PT), quando comparada aos dados experimentais, alcançou tão bons resultados quanto os obtidos pelo método tradicionais (CFD TR), ou ainda, ligeiramente melhores, como nos casos 'B'. Por outro lado, notou-se que, entre os métodos numéricos, existe um afastamento das curvas para o caso 'B1'. Contudo, observou-se que, em geral, ambas as metodologias apresentaram comportamentos semelhantes; portanto, independente das variações apresentadas, quaisquer técnicas podem ser usadas. Ressalta-se que o emprego do novo método causou uma grande diminuição no custo computacional; comparando-se com o método numérico tradicional, as reduções variaram desde 86 vezes para o caso 'A1' até 393 vezes para o caso 'B1'.

Em um segundo momento, analisou-se a influência das características de escoamento sobre as trajetórias de partículas que simularam as inclusões não-metálicas. Verificou-se que as trajetórias das partículas foram diretamente relacionadas com a direção e as magnitudes dos perfis de velocidade. De acordo com cada caso, alcançaram-se diferentes frações de remoção de partículas em função das características dos modificadores de escoamento. Para o grupo de casos 'A', a utilização do dique favoreceu a limpeza do banho, uma vez que o caso 'A1' obteve os maiores percentuais de remoção; para as partículas com diâmetro de $5\mu\text{m}$, por exemplo, os ganhos, em relação aos casos 'A0' e 'A1', representaram, respectivamente, 36% e 10%. Já para o grupo de casos 'B', o emprego da barreira, caso 'B1', auxiliou a incrementar os percentuais de remoção das partículas de $5\mu\text{m}$ e de $50\mu\text{m}$, respectivamente, em 44% e 9%.

Por fim, compararam-se os resultados numéricos alcançados pelas curvas DTR com os encontrados por simulações de inclusões não-metálicas. Observou-se, de forma preliminar, que os valores de tempo mínimo de residência, e também, a relação entre volume pistonado e volume morto, foram diretamente relacionados com as frações de partículas removidas; ao passo que, para os casos estudados, não se evidenciou uma relação direta entre tempo médio de residência e a remoção de partículas por flotação.

6 SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS

Apresentam-se a seguir, algumas sugestões de trabalhos com a finalidade de complementar os estudos realizados nessa dissertação:

- aplicar a nova metodologia numérica em um estudo de otimização de dispositivos internos em distribuidores (tais como: diques, barragens, inibidores de turbulência, entre outros);
- estudar, de forma mais aprofundada, os reais resultados das técnicas empregadas para avaliar o escoamento e o comportamento de inclusões não-metálicas;
- estudar, de forma mais aprofundada, a modelagem da turbulência e, também avaliar os modelos de turbulência para baixo número de Reynolds e o emprego de LES, ou quem sabe, desenvolver um modelo híbrido de turbulência;
- estudar o comportamento de partículas simuladoras de inclusões não-metálicas em modelos experimentais de distribuidores e comparar com os modelos numéricos;
- avaliar outros métodos/modelos numéricos para simular inclusões não-metálicas, como a formulação euleriana e o modelo algébrico da velocidade de escorregamento;
- avaliar condições mais complexas de operação, incluindo modelos para estimar o arrasto de escória, as condições transitórias de um distribuidor (como o enchimento e o esgotamento), entre outras.

REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

ANSYS CFX MANUAL, Release 10.0, Ansys Inc., Waterloo, Canadá, 2005.

BARBOSA, F. A.; FILHO, G. M. A.; TAVARES, R. P. Modelagens matemática e física do escoamento do aço líquido em diferentes projetos de distribuidor do lingotamento contínuo da Usiminas. **Tecnologia em Metalurgia e Materiais**, São Paulo, v.1, n.4, p.34-39, abr.- jun. 2005.

BARRETO-SANDOVAL, J. J.; BARRÓN-MEZA, M. A. B.; MORALES, R. D. Physical and mathematical modeling of steel flow and heat transfer in tundishes under non-isothermal and non-adiabatic conditions. **ISIJ International**, v.36, n.5, p.543-552, 1996.

BARRÓN-MEZA, M. A.; BARRETO-SANDOVAL, J. J.; MORALES, R. D. Physical and mathematical models of steel flow and heat transfer in a tundish heated by plasma. **Metallurgical and Materials Transactions B**, v.31B, p.63-74, fev. 2000.

BIELEFELDT, W. V. **Estudo do Tratamento de Inclusões com Cálcio na Fabricação do Aço SAE 8620**. Porto Alegre, 2005. 133p. Dissertação (Mestrado em Engenharia) – Escola de Engenharia, Programa de Pós-Graduação em Engenharia de Minas, Metalúrgica e Materiais da UFRGS.

BIELEFELDT, W. V.; VILELA, A. C. F.; MORAES, C. A. M.; KLUJSKO, L. A. C.; FERNANDES, P. C. Evolução das inclusões no processamento do aço SAE 8260 via aciaria elétrica. In: ANAIS DO 59º CONGRESSO ANUAL DA ABM, 2004, São Paulo, p.1020-1029.

BÖLLING, R.; ODENTHAL, H. J.; PFEIFER, H. Transient fluid flow in a continuous casting tundish during ladle change and steady-state casting. **Steel Research**, v.76, n.1, p.71-80, 2005.

BORDIN, F. **Modelamento matemático do escoamento do aço num distribuidor de lingotamento contínuo**. Porto Alegre, 2001. 110p. Dissertação (Mestrado em Engenharia) – Escola de Engenharia, Programa de Pós-Graduação em Engenharia de Minas, Metalúrgica e Materiais da UFRGS.

BRANCO, N. A.; FREIRE, A. P. S. A numerical study of the dynamics of steel melt flow in a tundish. In: ANAIS DO 8º CONGRESSO BRASILEIRO DE ENGENHARIA E CIÊNCIAS TÉRMICAS – ENCIT 2000, Porto Alegre, Out. 2000, 10p.

BURNS, A. D.; ZWART, P. J. **Computational fluid dynamics modeling of multi-phase flows**, Alpha Beta Numerics, 10 Ullswater Rd.; Fulwood, Preston, UK, 150p, 2003.

CHAKRABORTY, S.; SAHAI, Y. Mathematical modelling of transport phenomena in continuous casting tundishes. Part 1 – Transient effects during ladle transfer operations. **Ironmaking and Steelmaking**, v.19, n.6, p.479-487, 1992.

CRAIG, K. J.; KOCK, D. J.; MAKGATA, K. W.; WET, G. J. Design optimization of a single-strand continuous caster tundish residence time distribution data. **ISIJ International**, v.41, n.10, p.1194-1200, 2001.

CROSS, M.; BAILEY, C.; CROFT, T. N.; MCBRIDE, D.; PERICLEOUS, K.; WILLIAMS, A. J. Computational fluid dynamics – Advances in technology for modelling iron and steelmaking processes. In: ICS PROCEEDINGS – 2005, Charote, EUA, Maio 2005. p.567-576.

DAMLE, C.; SAHAI, Y. A criterion for water modeling of non-isothermal melt flows in continuous casting tundishes. **ISIJ International**, v.36, p.681-689, 1996.

DAMLE, C.; SAHAI, Y. The effect of tracer density on melt flow characterization in continuous casting tundishes – A modeling study. **ISIJ International**, v.35, n.2, p.163-169, 1995.

DAOUD, I. L. A.; FRANÇOIS, M. B. G.; VILELA, A. C. F.; LAAN, F. T. V. Aplicação da técnica de velocimetria por acompanhamento de partículas em um modelo físico de distribuidor de lingotamento contínuo no aço. In: ANAIS DO 10º CONGRESSO BRASILEIRO DE ENGENHARIA E CIÊNCIAS TÉRMICAS – ENCIT 2004. Rio de Janeiro, Brasil, nov. - dez. 2004, 12p.

DAOUD, I. L. A.; SICORSKI, R. S.; NADALON, J. E. A.; VILELA, A. C. F.; TRINDADE, L. B.; FERRAZ, R. Nova metodologia numérica para obtenção de tempos e volumes característicos em distribuidores de lingotamento contínuo. In: XXXVII SEMINÁRIO DE ACIARIA – INTERNACIONAL, 21 a 24 de maio de 2006, Porto Alegre, RS, Brasil, p.406-415.

DAOUD, I. L. A.; SICORSKI, R. S.; TRINDADE, L. B.; FRANÇOIS, M. B. G.; VILELA, A. C. F. Simulação numérica do escoamento e do comportamento de inclusões não-metálicas em um distribuidor de lingotamento contínuo de aço. In: 15th IAS STEELMAKING CONFERENCE, 2005, San Nicolas, Argentina, p.298-306.

DEBROY, T.; SYCHTERZ, J. A. Numerical calculation fluid flow in a continuous casting tundish. **Metallurgical Transactions B**, v.16B, p.497-504, set. 1985.

FAN, C. M.; PAN, S. M.; WANG, H. S.; HWANG, W. S. Design of single element flow control device in twin strand billet tundish for continuous casting of steel using flow simulation model. **Ironmaking and Steelmaking**, v.29, n.5, p.376-382, 2002.

FRANÇOIS, M. B. G.; MATTIELLO, M. A. Z.; BOCK, M. L.; VILELA, A. C. F. Contribuição ao entendimento do uso das curvas de determinação de tempos característicos (DTR) e dos volumes característicos em modelos físicos de distribuidor de lingotamento contínuo. In: 15th IAS STEELMAKING CONFERENCE, 2005, San Nicolas, Argentina, p.328-336.

FREIRE, A. P. S.; MENUT, P. P. M.; SU, J. **Turbulência**. Rio de Janeiro, ABCM – Associação Brasileira de Ciências Mecânicas, 2002, 292p. ISBN 85-85769-10-6.

GARDIN, P.; BRUNET, M.; DOMGIN, J. F.; PERICLEOUS, K. An experimental and numerical CFD study of turbulence in a tundish container. In: SECOND INTERNATIONAL CONFERENCE ON CFD IN THE MINERALS AND PROCESS INDUSTRIES - CSIRO, Melbourne, Australia, 6-8 Dez., 1999, p.47-52.

HASHIO, M.; TOKUDA, M.; KAWASAKI, M.; WATANABE, T. Improvement of cleanliness in continuously cast slabs at kashima steel works. **Process technology conference**, v.2, p.65-73, 1981.

HE, Y.; SAHAI, Y. Fluid dynamics of continuous casting tundishes – mathematical modeling. **Tundish Metallurgy**, Volume 1, p.51-60, 1990, ISBN 0-932897-49-5.

HEASLIP, L. J.; MCLEAN, A.; SOMMERVILLE, I. D. **Continuous Casting – Chemical and Physical Interactions During Transfer Operations**. Iron & Steel Society of AIME, 1983, v.1, 155p. ISBN 0-89570-157-7.

HOU, Q.; ZOU, Z. Comparison between standard and renormalization group k- ϵ models in numerical simulation of swirling flow tundish. **ISIJ International**, v.45, n.3, p.325-330, 2005a.

HOU, Q.; ZOU, Z. Numerical and physical simulation of flow patterns in a swirling flow tundish. **Steel Research**, v.76, n.10, p.726-730, 2005b.

HÜLSTRUNG, J.; ZEIMES, M.; AU, A.; OPPERMANN, W.; RADUSCH, G. Optimization of the tundish design to increase the product quality by means of numerical fluid dynamics. **Steel Research International**, v.76, n.1, p.59-63, 2005.

HSU, K. C.; CHOU, C. L. The Mathematical modelling of steel flow and particle trajectory in two-strands slab tundish. **Tundish Metallurgy**, Volume 1, p.45-47, 1990, ISBN 0-932897-49-5.

ILEGBUSI, O. J. Application of the two-fluid model of turbulence to tundish problems. **ISIJ International**, v.34, n.9, p.732-738, 1994.

ILEGBUSI, O. J.; SZEKELY, J. Effect of magnetic field on flow, temperature and inclusion removal in shallow tundishes. **ISIJ International**, v.29, n.12, p.1031-1039, 1989.

JAVUREK, M. CFD-Modeling of inclusion behavior during ladle exchange in a continuous casting system. In: FIFTH WORLD CONGRESS ON COMPUTATIONAL MECHANICS, 2002, Vienna, Austria.

JAVUREK, M.; KAUFMANN, B.; ZUBA, G.; GITTLER, P. Some new aspects on inclusion separation in tundishes. **Steel Research**, v.73, n.5, p.186-193, 2002.

JHA, P. K.; DASH, S. K.; KUMAR, S. Fluid flow and mixing in a six strand billet caster tundish: A parametric study. **ISIJ International**, v.41, n.12, p.1437-1446, 2001.

JHA, P. K.; RANJAN, R.; MONDAL, S. S.; DASH, S. K. Mixing in a tundish and a choice of turbulence model for its prediction. **International Journal of Numerical Methods for Heat & Fluid Flow**, v.13, n.8, p.964-996, 2003.

JOO, S.; GUTHRIE, R. I. L.; DOBSON, C. J. Modelling of heat transfer, fluid flow and inclusion flotation in tundishes. **Tundish Metallurgy**, Volume 1, p.37-44, 1990, ISBN 0-932897-49-5.

KAUFMANN, B.; NIEDERMAYR, A.; SATTLER, H.; PREUER, A. Separation of nonmetallic particles in tundishes. **Steel Research**, v.64, n.4, p.203-209, 1993.

KEMENY, F.; HARRIS, D. J.; MCLEAN, A.; MEADOWCROFT, T. R.; YOUNG, J. D. Fluid flow studies in the tundish of a slab caster. **Process technology conference**, v.2, p.232-245, 1981.

KIM, H. B.; ISAC, M.; GUTHRIE, R. I. L.; THIBAU, R. Physical modelling of transport phenomena in a delta-shaped, four-strand tundish with flow modifiers. **Steel Research**, v.76, n.1, 2005.

KUMAR, A.; KORJA, S. C.; MAZUMDAR, D. An assessment of fluid flow modelling and residence time distribution phenomena in steelmaking tundish systems. **ISIJ International**, v.44, n.8, p.1334-1341, 2004.

KORJA, S. C.; SINGH, S. Physical modeling of the effects of the flow modifier on the dynamics of molten steel flowing in a tundish. **ISIJ International**, v.34, p.784-793, 1994.

LAUNDER, B. E.; SPALDING, D. B. The numerical computation of turbulent flows. **Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering**, n.3, p.269-289, 1974.

LEE, S. M.; KOO, Y. S.; KANG, T.; LEE, I. R.; SHIN, Y. K. Mathematical and physical modelling of 3-D fluid flow in a tundish with dam and weir. In: PROCEEDINGS OF THE SIXTH INTERNATIONAL IRON AND STEEL CONGRESS. Nagoya, 1990, ISIJ, p.239-245.

LEVENSPIEL, O. **Chemical reaction engineering**. 3rd ed, Wiley & Sons Inc., 1999, EUA. ISBN 0-471-25424-X.

LEVENSPIEL, O. **Engenharia das reações químicas**. Volume 1-Cinética química aplicada, São Paulo, Editora Edgard Blücher, 1974, 211p. CDD-660.299.

LOWRY, M.; SAHAI, Y. Investigation of steel flow in a continuous casting tundish with multiple hole baffles using mathematical models and tracer studies. **Tundish Metallurgy**, Volume 1, p.79-87, 1990, ISBN 0-932897-49-5.

MALISKA, C. R. **Transferência de calor e mecânica dos fluidos computacional**, Segunda Edição. Editora LTC, 2004, 453p.

MAZUMDAR, D.; GUTHRIE, R. I. L. The physical and mathematical modelling of continuous casting tundish systems. **ISIJ International**, v.39, n.6, p.524-547, 1999.

MIKI, Y.; THOMAS, B. G. Modeling of inclusion removal in a tundish. **Metallurgical Transactions B**, v.30B, n.4, p.639-654, 1999.

MORALES, R. D.; DÍAZ-CRUZ, M.; PALAFOX-RAMOS, J.; LÓPEZ-RAMÍREZ, S.; BARRETO-SANDOVAL, J. J. Modelling steel flow in a three-strand billet tundish using a turbulence inhibitor. **Steel Research**, v.72, n.1, p.11-16, 2001.

MORALES, R. D.; PALAFOX-RAMOS, J.; LÓPEZ-RAMÍREZ, S.; DOMÍNGUEZ-CRESPO, M. A.; RINCÓN, C.; SALAZAR, D.; DAINTON, A. Influence of a turbulence inhibitor on steel cleanliness processed in a bloom caster. **Steelmaking conference proceedings**, p.325-333, 1998.

NIECKELE, A. O.; ALMEIDA, V. F. Turbulent fluid flow calculation in a continuous casting tundish. In: ANAIS DO 44º CONGRESSO ANUAL DA ABM, 1989, São Paulo, p.101-119

ODENTHAL, H. J.; BÖLLING, R.; PFEIFER, H.; HOLZHAUSER, J. F.; WAHLERS, F. J. Mechanism of fluid flow in a continuous casting tundish with different turbo-stoppers. **Steel Research**, v.72, n.11+12, p.466-476, 2001.

ODENTHAL, H. J.; PFEIFER, H.; KLAAS, M. Physical and mathematical modelling of tundish flows using digital particle image velocimetry and CFD-methods. **Steel Research**, v.71, n.6+7, p.210-219, 2000.

OLIVEIRA, H. V.; LEÃO, M. C.; ÁVILA, T. A.; CAMPOS, T. R. N.; TAVARES, R. P. Numerical simulations of turbulent fluid in different configurations of tundishes and experimental validation. In: 15th IAS STEELMAKING CONFERENCE, 2005, San Nicolas, Argentina, p.307-316.

PALAFIX-RAMOS, J.; BARRETO-SANDOVAL, J. J.; LÓPEZ-RAMÍREZ, S.; MORALES, R. D. Melt flow optimization using turbulence inhibitors in large volume tundishes. **Ironmaking and steelmaking**, v.28, n.2, p.101-109, 2001.

RAMOS-BANDERAS, A.; MORALES, R. D.; GARCIA-DEMEDICES, L.; DÍAZ-CRUZ, M. Mathematical simulation and modeling of steel flow with gas bubbling in trough type tundishes. **ISIJ International**, v.43, n.5, p.653-662, 2003.

ROBERT, A.; MAZUMDAR, D. Physical and mathematical modelling of flow and residence time distributions in different tundish designs. **Steel Research**, v.72, n.3, p.97-105, 2001.

ROGLER, J. P.; HEASLIP, L. J.; MEHRVAR, M. Inclusion removal in a tundish by gas bubbling. **Canadian metallurgical quarterly**, v.43, n.3, p.407-416, 2005.

SAHAI, Y.; AHUJA, R. Fluid dynamics of continuous casting tundishes – physical modeling. **Tundish Metallurgy**, Volume 1, p.89-99, 1990, ISBN 0-932897-49-5.

SAHAI, Y.; AHUJA, R. Fluid flow and mixing of melt in steelmaking tundishes. **Ironmaking and Steelmaking**, v.13, n.5, p.241-247, 1986.

SAHAI, Y.; EMI, T. Criteria for water modeling of melt flow and inclusion removal in continuous casting tundishes. **ISIJ International**, v.36, p.1166-1173, 1996a.

SAHAI, Y.; EMI, T. Melt flow characterization in continuous casting tundishes. **ISIJ International**, v.36, n.6, p.667-672, 1996b.

SCHLICHTING, H.; GERSTEN, K. **Boundary-Layer Theory**. 8th Revised and Enlarged Edition, 2000, 799p., ISBN 3-540-66270-7.

SCHWARZE, R.; OBERMEIER, F.; HANTUSCH, J.; FRANKE, A.; JANKE, D. Mathematical modelling of flows and discrete phase behaviour in a V-shaped tundish. **Steel Research**, v.72, n.5-6, p.215-220, 2001.

SCHWARZE, R.; OBERMEIER, F.; JANKE, D. Numerical Simulation of fluid flow and disperse phase behaviour in continuous casting tundishes. **Modelling and Simulation in Materials Science and Engineering**, n.9, p.279-287, 2001.

SHADE, J.; SMITH, M. P.; PALMER, S. E. Doubling tundish volume at AK Steel's Middletown Works: Structural Criteria, design considerations and operation results. **Ironmaking and Steelmaking**, v.23, n.10, p. 93-103, Out., 1996.

SHENG, D. Y.; JONSSON, L. Investigation of transient fluid flow and heat transfer in a continuous casting tundish by numerical analysis verified with non isothermal water model experiments. **Metallurgical and Materials Transactions B**, v.30B, p.979-985, Out.,1999.

SILVA, L. G. **Modelamento físico no distribuidor do lingotamento contínuo**. Porto Alegre, 1997. 153p. Dissertação (Mestrado em Engenharia) – Escola de Engenharia, Programa de Pós-Graduação em Engenharia de Minas, Metalúrgica e Materiais da UFRGS.

SILVEIRA NETO, A. **Curso de Turbulência nos Fluidos**, Universidade Federal de Uberlândia, Faculdade de Engenharia Mecânica, 2003.

SINGH, R. K.; PAUL, A.; RAY, A. K. Modelling of flow behaviour in continuous casting tundish. **Scandinavian Journal of Metallurgy**, n.32, p.137-146, 2003.

SINGH, S.; KORJA, S. C. Model study of the dynamics of flow steel melt in the tundish. **ISIJ International**, v.33, n.12, p.1228-1237, 1993.

SINGH, S.; KORJA, S. C. Study of fluid flow in tundishes due to different types of inlet streams. **Steel Research**, v.66, n.7, 1995.

SINHA, A. K.; SAHAI, Y. Mathematical modeling of inclusion transport and removal in continuous casting tundishes. **ISIJ International**, v.33, n.5, p.556-566, 1993.

SOLORIO-DÍAZ, G.; MORALES, R. D.; PALAFOX-RAMOS, J.; GARCIA-DEMEDICES, L.; RAMOS-BANDERAS, A. Analysis of fluid flow turbulence in tundishes fed by a swirling ladle shroud. **ISIJ International**, v.44, n.6, p.1024-1032, 2004.

SZEKELY, J. **Fluid Flow Phenomena in Metals Processing**, Academic Press, 1979, 437p., ISBN 0-12-680840-6.

SZEKELY, J.; THEMELIS, N. J. **Rate phenomena in process metallurgy**. John Wiley & Sons, Inc., 1971, 783p., EUA. ISBN 0-471-84303-2.

TACKE, K. H.; LUDWIG, J. C. Steel flow and inclusion separation in continuous casting tundishes. **Steel Research**, v.58, n.6, p.262-270, 1987.

THE CONTINUOUS CASTING CONSORTIUM, Introduction to continuous casting. Disponível em: <<http://ccc.me.uiuc.edu/introduction/overview.html#techniques>>. Acesso em: 15 mar. 2006.

TRINDADE, L. B.; REIS, M. V. F.; KRUGER, M.; VIEIRA, C. A. P.; SILVA, L. F.; VIEIRA, F. B.; MANETTA, H. R. Análise numérica do escoamento em um distribuidor de 4-veios. In: 15th IAS STEELMAKING CONFERENCE, 2005, San Nicolas, Argentina, p.338-346.

TSAI, M. C.; GREEN, M. J. A three dimensional concurrent numerical simulation of molten steel behaviour and chemical transition at inland steel's n° 2. Caster tundish. **Steelmaking Conference Proceedings**, p.501-504, 1991.

VERSTEEG, H. K.; MALALASEKERA, W. **An introduction to computational fluid dynamics. The finite volume method**, Longman Group Ltd, 1995, 257p., ISBN 0-582-21884-5.

WOLF, M. M. History of continuous casting. **Steelmaking conference proceedings**, v.75, p.83-137, 1992.

WOLLMANN, A. M. **Estudos de fluxo em um distribuidor de lingotamento contínuo**. Porto Alegre, 1999. 89p. Dissertação (Mestrado em Engenharia) – Escola de Engenharia, Programa de Pós-Graduação em Engenharia de Minas, Metalúrgica e Materiais da UFRGS.

YEH, J. L.; HWANG, W. S. An improved fluid flow model for slab tundishes and its comparison with a full-scale water model. **Appl. Math. Modelling**, v.18, jan., p.39-45, 1994.

YEH, J. L.; HWANG, W. S.; CHOU, C. L. Physical modelling validation of computational fluid dynamics code for tundish design. **Ironmaking and Steelmaking**, v.19, n.6, p.501-504, 1992.

YEH, J. L.; HWANG, W. S.; CHOU, C. L. The development of a mathematical model to predict composition distribution in casting slab and intermix slab length during ladle changeover period and its verification by physical model. **ISIJ International**, v.33, n.5, p.588-594, 1993.

YUAN, Q. Transport and entrapment of particles in continuous casting of steel. In: ICS PROCEEDINGS – 2005, Charlotte, EUA, Maio 2005. p.745-759.

ZHANG, L. Fluid flow and heat transfer and inclusion motion in a four-strand billet continuous casting tundish. **Steel Research**, v.76, n.11, p.784-796, 2005.

ZHANG, L.; THOMAS, B. G. State of the art in evaluation and control of steel cleanliness. **ISIJ International**, v.43, n.3, p.271-291, 2003.

ZONG, J. H.; YI, K. W.; YOON, J. K. Residence time distribution analysis by the modified combined model of the design of continuous refining vessel. **ISIJ International**, v.39, n.2, p.139-148, 1999.

APÊNDICE A

Geometrias dos casos estudados

As figuras deste apêndice se referem às geometrias dos casos estudados. Todas as dimensões estão em milímetros, e os desenhos foram adaptados de trabalhos da literatura.

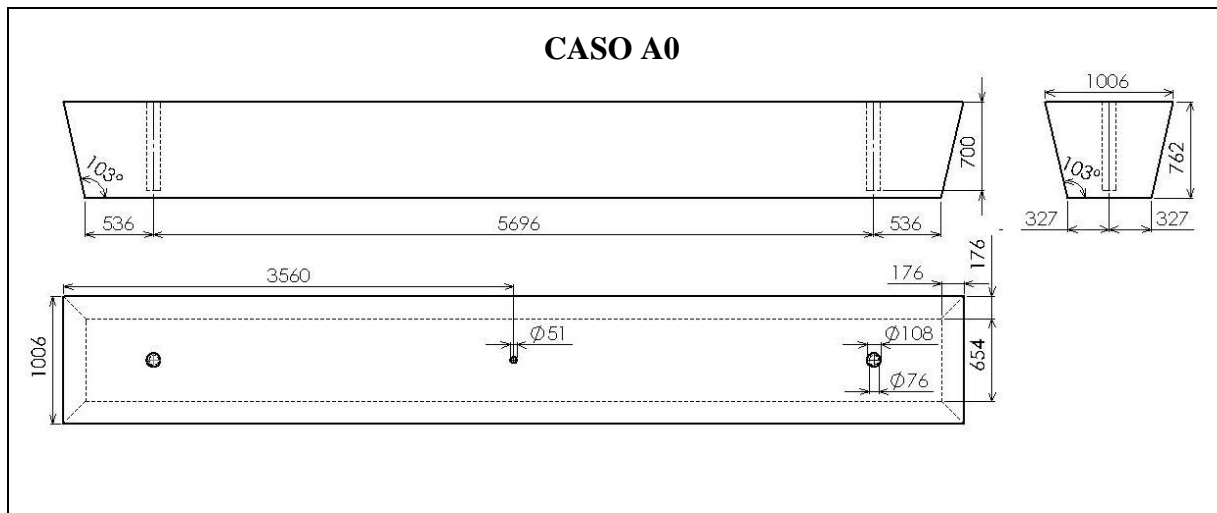


Figura 43 – Dimensões da geometria do caso ‘A0’ (Adaptado de Kemeny et al., 1981).

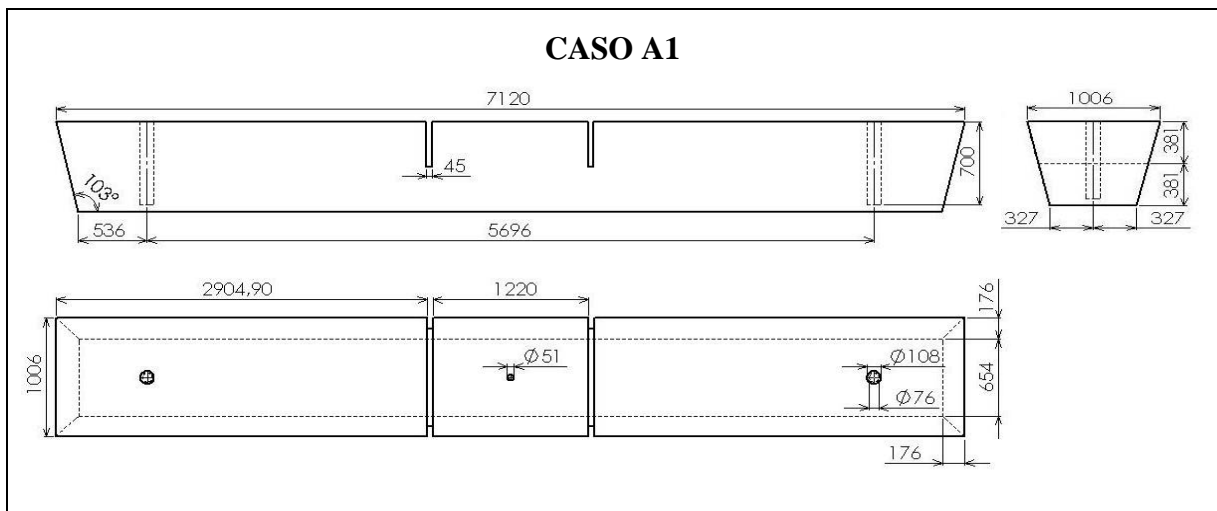


Figura 44 – Dimensões da geometria do caso ‘A1’ (Adaptado de Kemeny et al., 1981).

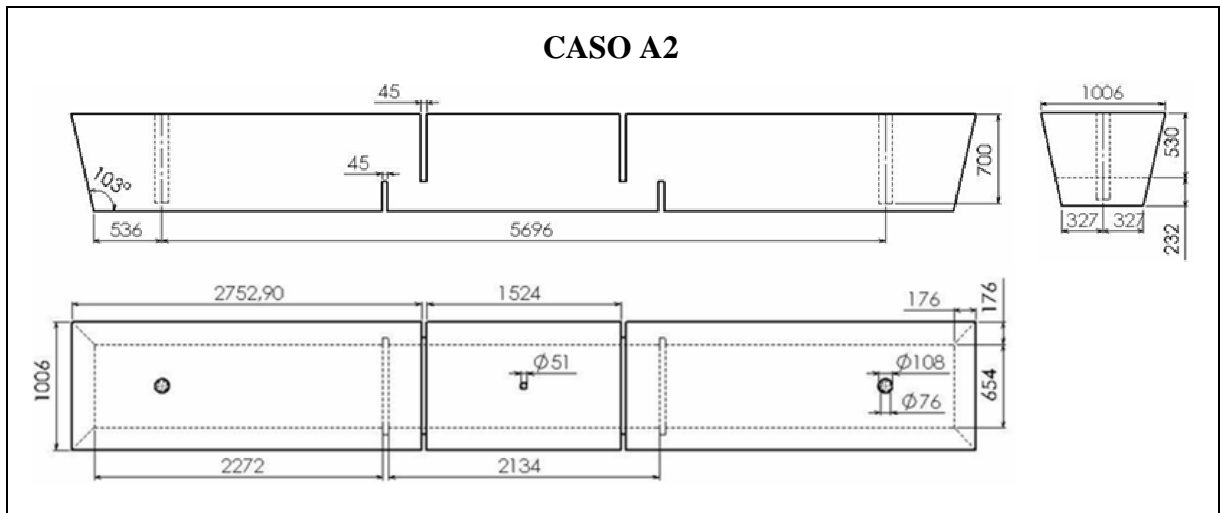


Figura 45 – Dimensões da geometria do caso ‘A2’ (Adaptado de Kemeny et al., 1981).

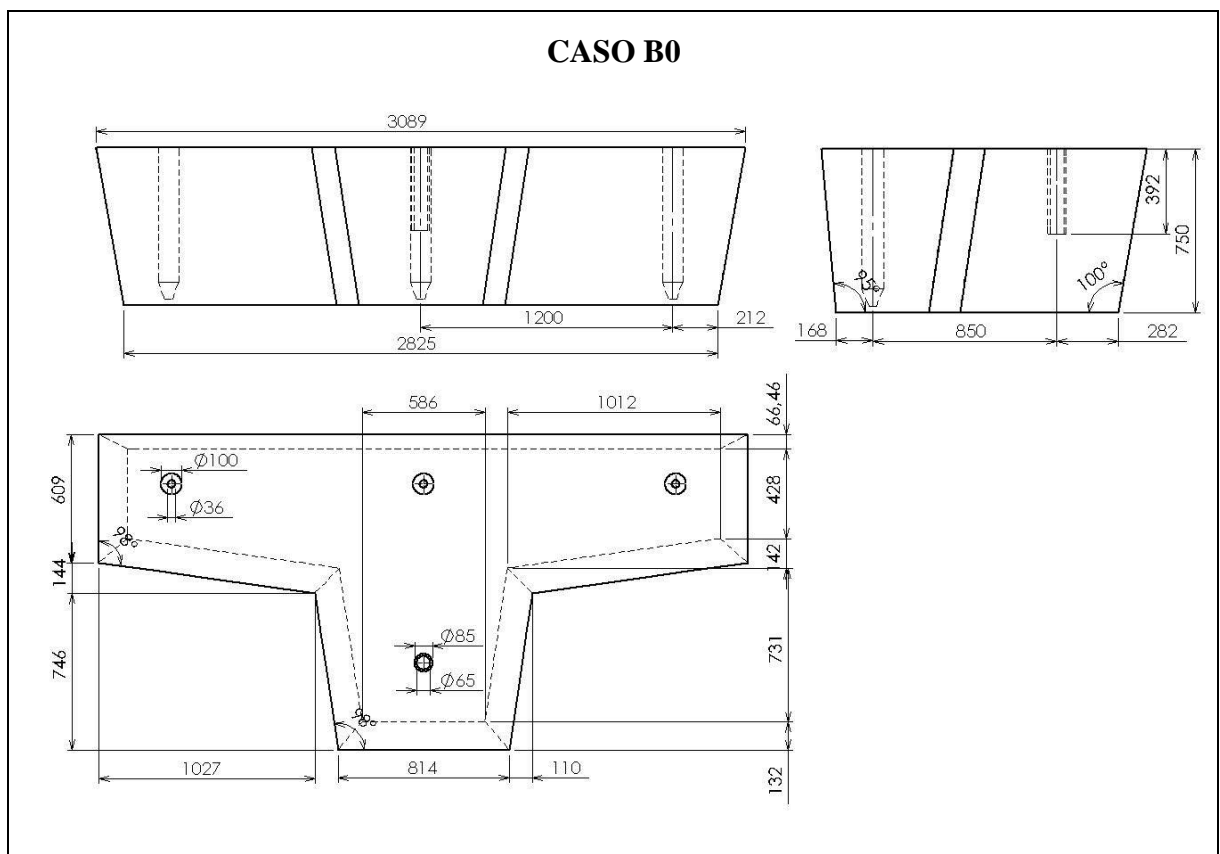


Figura 46 – Dimensões da geometria do caso ‘B0’ (Adaptado de Wollmann, 1999).

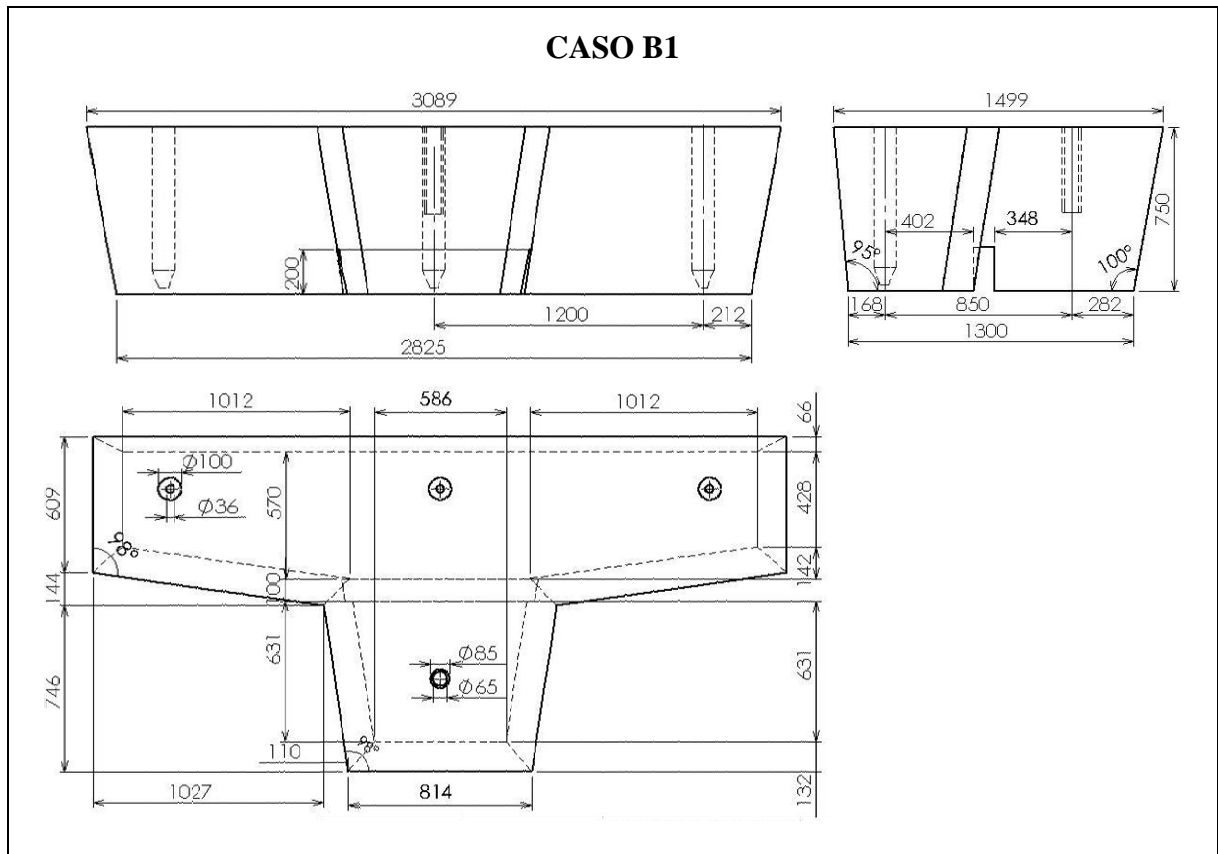


Figura 47 – Dimensões da geometria do caso ‘B1’ (Adaptado de Wollmann, 1999).

APÊNDICE B

Teste de independência de malha

As figuras 48 e 49 exemplificam um teste de independência de malha para um dos casos estudados. Com número de nós variando entre 24296 e 254120, foram realizadas seis simulações para o caso ‘A0’, das quais se obtiveram seis curvas DTR e tempos característicos de residência.

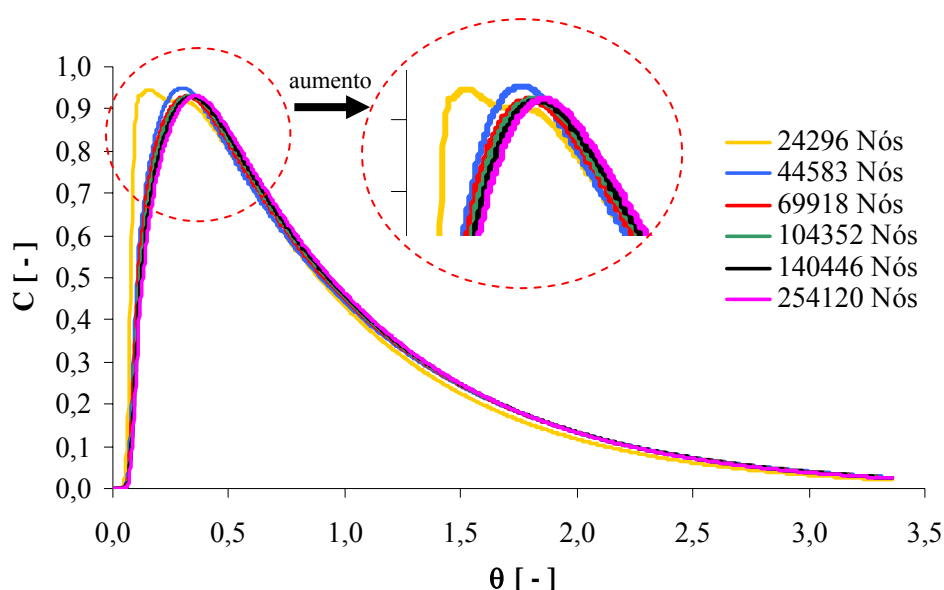


Figura 48 – Curvas DTR do teste de independência de malha para o caso ‘A0’.

Visualiza-se na figura 48 que não existem diferenças significativas para as curvas DTR obtidas com o número de nós entre 69918 e 254120.

Portanto, a fim de certificar essa análise, escolheu-se, dentre os tempos característicos disponíveis, o tempo médio de residência adimensional (θ_{med}) como variável para avaliar a independência de malha.

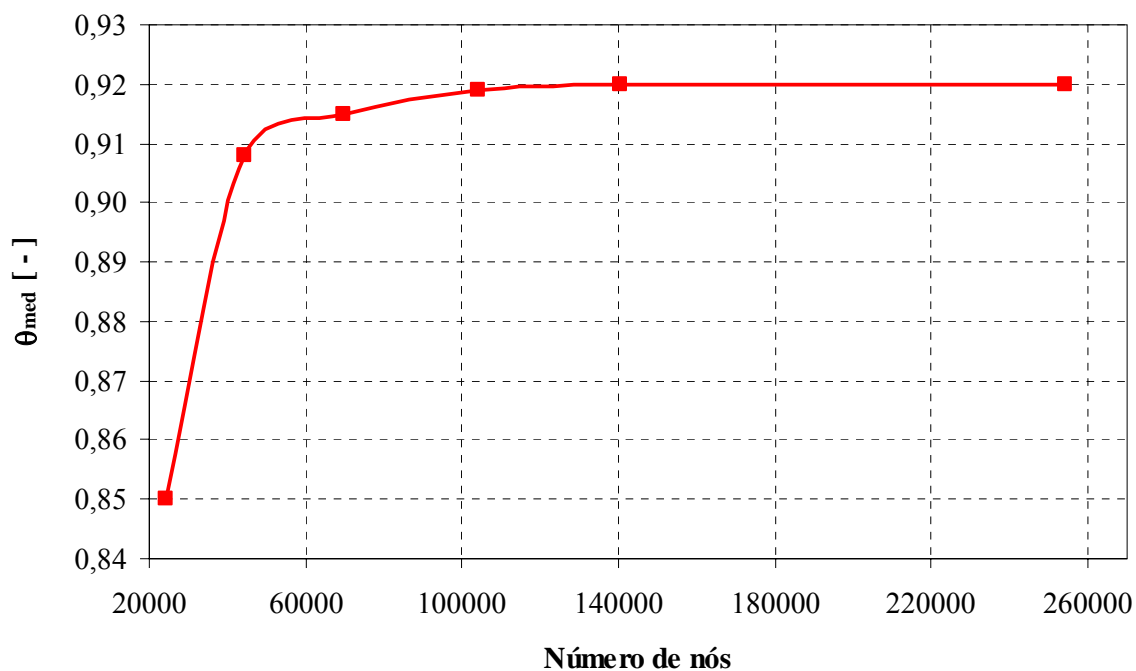


Figura 49 – Curva de θ_{med} do teste de independência de malha para o caso ‘A0’.

Observa-se na figura 49 que os tempos médios de residência adimensional variaram entre 0,85 e 0,92. Os resultados apresentados na figura 49 são mais sensíveis às alterações de malha do que os da figura 48. Destaca-se que a partir de uma malha com 140446 nós, o resultado tornou-se independente de um refinamento maior do domínio.

Para os demais casos, o mesmo procedimento foi empregado; no entanto, os testes de independência de malha não serão apresentados aqui.

APÊNDICE C

Testes para determinar a quantidade de partículas

Nas figuras 50 e 51, encontram-se os testes realizados para determinar o número de partículas, que representam inclusões não-metálicas, utilizadas no estudo do efeito da dispersão da turbulência para o caso 'B0'. Consideram-se as seguintes situações: (1) a não-modelagem do efeito da dispersão da turbulência; (2) a modelagem do efeito da dispersão da turbulência; adotam-se três diâmetros de partículas esféricas: $5\mu\text{m}$, $50\mu\text{m}$ e $100\mu\text{m}$; avaliam-se as quantidades de partículas entre 100 e 10000.

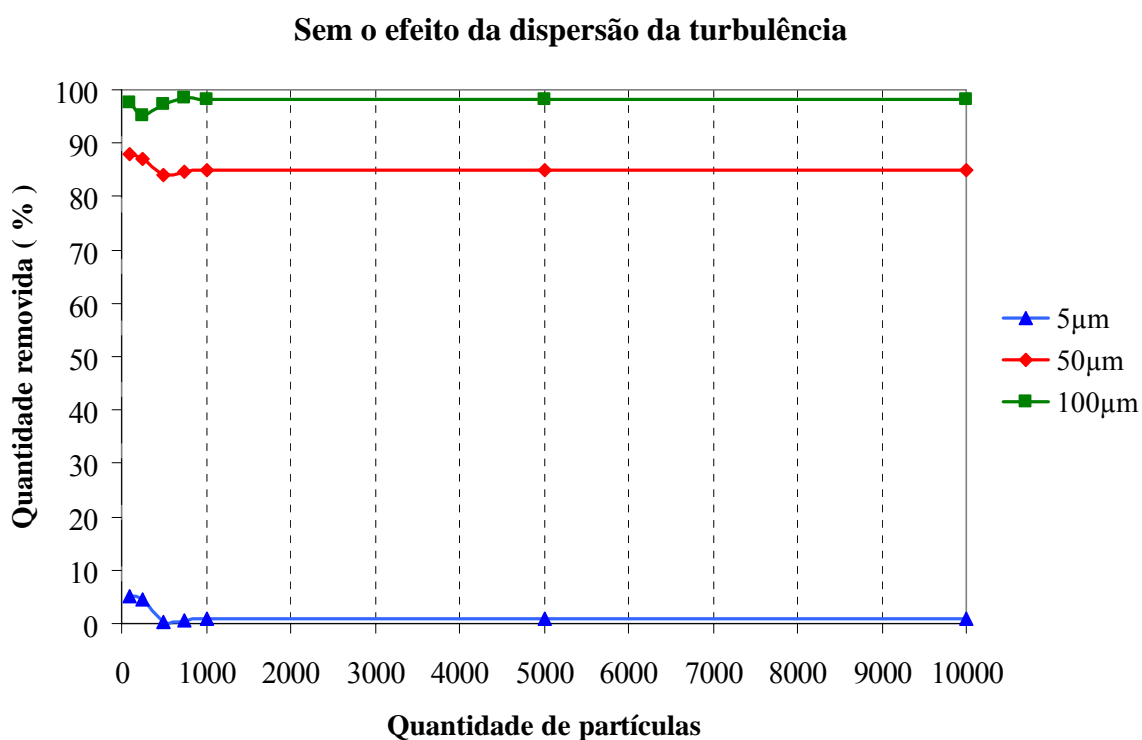


Figura 50 – Teste para determinar a quantidade de partículas necessárias para simular inclusões não-metálicas desconsiderando o efeito da dispersão da turbulência.

Nota-se na figura 50, para todos os tamanhos testados, que um número superior a 1000 partículas não altera os percentuais de quantidade removida.

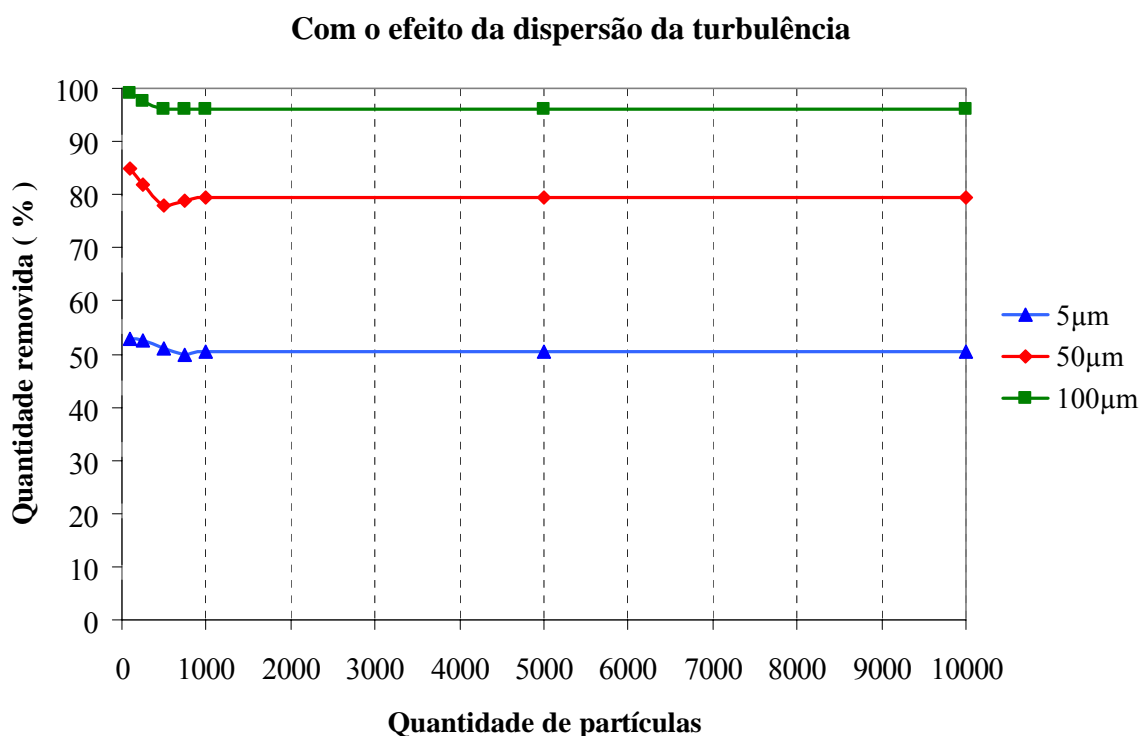


Figura 51 – Teste para determinar a quantidade de partículas necessárias para simular inclusões não-metálicas considerando o efeito da dispersão da turbulência.

As conclusões extraídas da figura 51 são as mesmas da figura 50, ou seja, em ambas as situações, 1000 partículas são suficientes para modelar as inclusões não-metálicas de 5µm, 50µm e 100µm.

A figura 52 apresenta os resultados dos tempos de residência adimensionais (θ_{min} e θ_{med}) obtidos para diferentes quantidades de partículas traçadoras (100, 1000 e 5000) empregadas no método CFD PT. Os valores numéricos alcançados para o caso ‘B0’ são comparados com os dados experimentais adaptados de Wollmann (1999).

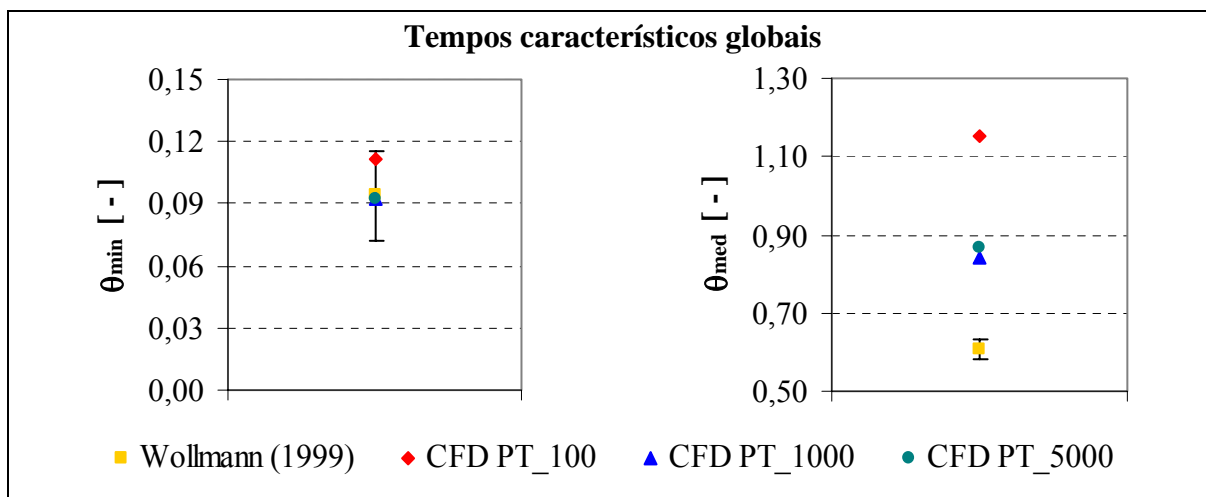


Figura 52 – Teste para determinar a quantidade de partículas necessárias para simular o traçador.

Destaca-se na figura 52 que diferenças significativas entre 1000 e 5000 partículas não são observadas para ambos os tempos de residência; além disso, esses valores estão mais próximos de θ_{med} experimental (afastamento máximo de 38%) do que a quantidade de 100 partículas (afastamento de 83%). Portanto, a fim de reduzir o esforço computacional, 1000 partículas são suficientes para modelar a solução traçadora utilizada na obtenção de curvas DTR.