

**UNIVERSIDADE FEDERAL DE SANTA CATARINA
PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA MECÂNICA**

**DESENVOLVIMENTO DE UM PROCEDIMENTO COMPUTACIONAL PARA O ESTUDO
DO ESCOAMENTO NO INTERIOR DE DISTRIBUIDORES DE LINGOTAMENTO
CONTÍNUO**

**Dissertação submetida à
UNIVERSIDADE FEDERAL DE SANTA CATARINA**

**para a obtenção do grau de
MESTRE EM ENGENHARIA MECÂNICA**

MARCELO KRUGER

Florianópolis, dezembro de 2010

**UNIVERSIDADE FEDERAL DE SANTA CATARINA
PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA MECÂNICA**

**DESENVOLVIMENTO DE UM PROCEDIMENTO COMPUTACIONAL PARA O
ESTUDO DO ESCOAMENTO NO INTERIOR DE DISTRIBUIDORES DE LINGOTAMENTO
CONTÍNUO**

MARCELO KRUGER

**Esta dissertação foi julgada adequada para a obtenção do título de
MESTRE EM ENGENHARIA
ESPECIALIDADE ENGENHARIA MECÂNICA
sendo aprovada em sua forma final.**

**Prof. CLOVIS R. MALISKA, Ph.D.
ORIENTADOR**

**Prof. EDUARDO ALBERTO FANCELLO, D.Sc.
Coordenador do Curso**

BANCA EXAMINADORA

**Prof. ANTÔNIO FÁBIO CARVALHO DA SILVA, Dr.Eng.
Presidente**

Prof. CARLOS AUGUSTO SILVA DE OLIVEIRA, D.Sc.

Eng. LEONARDO PAES RANGEL, Ph.D.

AOS MEUS PAIS,

AGRADECIMENTOS

Aos meus familiares e amigos que estiveram presentes ao longo de todo o trabalho, dando apoio e incentivo nos momentos difíceis.

Aos diretores e colegas da empresa onde trabalho, *Engineering Simulation and Scientific Software*, permitindo que eu realizasse os estudos juntamente com o trabalho e fornecendo infra-estrutura e importante ajuda técnica.

À empresa Magnesita Refratários e aos seus engenheiros Rodrigo Nazareth Borges e Bruno Augusto Batista, pela ajuda nas dúvidas referentes aos processos metalúrgicos, pela confiança e investimento no trabalho desenvolvido.

Ao meu orientador, *Professor Clovis Raimundo Maliska*, pela paciência, atenção e orientação durante a confecção do trabalho.

À minha namorada e amiga, Deise Machado, pelo carinho, compreensão e principalmente incentivo nos momentos finais dessa dissertação.

E um agradecimento especial aos meus pais, *José Roberto Kruger e Valéria de Lourdes Salata Kruger*, que muito mais do que qualquer incentivo ou ajuda, me deram exemplo de dedicação, dignidade e força para batalhar em busca da concretização de mais essa etapa.

SUMÁRIO

SUMÁRIO.....	V
LISTA DE FIGURAS.....	VII
LISTA DE TABELAS.....	IX
SIMBOLOGIA.....	X
1 INTRODUÇÃO.....	1
1.1 Revisão Bibliográfica.....	4
1.1.1 Modelagem numérica em distribuidores de lingotamento contínuo.....	4
1.1.2 Metodologias de quantificação e qualificação do escoamento em distribuidores de lingotamento contínuo.....	8
1.2 Considerações Gerais sobre o trabalho.....	12
1.3 Organização do presente trabalho.....	13
2 DISTRIBUIDORES DE LINGOTAMENTO CONTÍNUO.....	14
2.1 Controladores de fluxo do aço líquido.....	18
2.1.1 Barragens e diques.....	19
2.1.2 Inibidores de turbulência.....	20
2.1.3 Tampões.....	21
2.2 Modelagem física de distribuidores de lingotamento contínuo.....	22
2.2.1 Modelo Experimental utilizado no trabalho.....	27
3 CFD APLICADO A DISTRIBUIDORES DE LINGOTAMENTO CONTÍNUO.....	30
3.1 Introdução a CFD.....	30
3.2 Modelagem matemática.....	30
3.2.1 Métodos numéricos para solução das equações.....	34
3.2.2 Modelo Multifásico Euleriano.....	37
3.2.3 Modelagem matemática para injeção do traçador.....	39
3.2.4 Modelagem lagrangeana das inclusões.....	40
3.3 Os modelos computacionais desenvolvidos para os distribuidores.....	43
3.3.1 Malha computacional.....	45
3.3.2 Condições de contorno.....	47
3.3.3 Propriedades físicas dos materiais utilizados no estudo.....	50
3.3.4 Metodologia aplicada neste trabalho.....	51
4 QUANTIFICAÇÃO E QUALIFICAÇÃO DO ESCOAMENTO EM DISTRIBUIDORES.....	52
4.1 Análise das curvas de distribuição de tempos de residência (DTR).....	52
4.2 Flotação de inclusões com o auxílio de injeção de gás inerte.....	57
5 RESULTADOS E DISCUSSÃO.....	61

5.1	Estudo de influência de malha computacional.....	61
5.2	Resultados dos modelos monofásicos	68
5.3	Resultados dos modelos multifásicos.....	73
5.3.1	Análise de remoção de partículas através da metodologia Lagrangeana	79
6	CONCLUSÕES.....	84
6.1	Sugestões para trabalhos futuros.....	85
	REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS.....	86

LISTA DE FIGURAS

Figura 1-1 Esquema representativo do sistema de produção de aço.....	1
Figura 1-2 Esquema representativo do processo de lingotamento contínuo (Fonte: Silva 2007).....	2
Figura 1-3 Comparação entre vetores de velocidade no plano de simetria para os casos bidimensional e tridimensional. a) Debroy e Sychterz b) He e Sahai (Fonte: Mazundar, 1999).....	5
Figura 1-4 Curva típica de distribuição dos tempos de residência (DTR) para um distribuidor de lingotamento contínuo.	9
Figura 1-5 Esquema dos fluxos Ativo e Morto na metodologia de Modelo Combinado – (a) Modelo de Volume Morto estagnado; (b) Modelo considerando troca de fluido entre Volume Ativo e Volume Morto.	10
Figura 2-1 Configurações geométricas de distribuidores de lingotamento contínuo utilizados na indústria.	15
Figura 2-2 Distribuidor de lingotamento contínuo com a presença de plugue poroso para injeção de gás.....	17
Figura 2-3 Geometrias de barragens utilizadas em distribuidores de lingotamento contínuo.	19
Figura 2-4 Desenho esquemático de um distribuidor de lingotamento contínuo com a presença de Diques (Fonte: Silva, 2007).	20
Figura 2-5 Desenho esquemático de inibidores de turbulência utilizados na indústria siderúrgica.	21
Figura 2-6 Tampões utilizados no controle de vazamento de aço líquido no distribuidor (Fonte: Barbosa, 2005).	22
Figura 2-7 Esquema da montagem do modelo do distribuidor com injeção de gás.....	28
Figura 3-1 Processo de obtenção dos volumes de controle no método EbFVM e posicionamento dos pontos de integração (Fonte: Silva, 2007).....	35
Figura 3-2 Avaliação do efeito da Dispersão de Turbulência. (Fonte: Daoud, 2006).....	43
Figura 3-3 Configurações geométricas analisadas no trabalho.....	44
Figura 3-4 Configuração geométrica do distribuidor com injeção de gás.	45
Figura 3-5 Malha computacional hexaédrica.....	46
Figura 3-6 Malha computacional híbrida – tetraédrica/prismática.....	47
Figura 3-7 Condições de contorno.....	48
Figura 4-1 Modelo Combinado representando os volumes pistonado e de mistura (Fonte: Sahai e Emi, 1996).....	53

Figura 4-2 Representação esquemática do distribuidor sem modificadores de fluxo, equipado apenas com dispositivo de injeção de argônio para a remoção de inclusões (Fonte: Rogler <i>et alli.</i> , 2004).....	58
Figura 4-3 Trajetórias de colisão entre a inclusão não metálica e uma bolha em trânsito pelo aço líquido no distribuidor (Fonte: Thomas, Yuan <i>et alli.</i> , 2003).....	59
Figura 5-1 Comparação entre os resultados experimental e numérico para a malha hexaédrica de 500k nós.....	62
Figura 5-2 Cálculo dos volumes característicos - Experimental x Numérico.....	63
Figura 5-3 Tempos característicos - Experimental x Numérico.....	64
Figura 5-4 Detalhes da malha volumétrica composta por elementos tetraédricos e prismáticos.....	65
Figura 5-5 Perfil de velocidades no plano de simetria – (a) malha tetraédrica/prismática; (b) malha hexaédrica.....	66
Figura 5-6 Comparação entre os resultados numéricos – malha hexaédrica x malha tetraédrica/prismática.....	67
Figura 5-7 Volumes característicos – malha hexaédrica x malha tetraédrica/prismática.....	67
Figura 5-8 Curva de Distribuição de tempos de residência - Experimental x Numérico (Configuração 2).....	69
Figura 5-9 Cálculo dos volumes característicos - Experimental x Numérico.....	69
Figura 5-10 Curvas de Distribuição de tempos de residência - Experimental x Numérico (Configuração 3).....	71
Figura 5-11 Curvas de Distribuição de tempos de residência - Experimental x Numérico (Configuração 4).....	72
Figura 5-12 Fração volumétrica de gás na simetria – (a) tijolo externo; (b) tijolo interno.....	74
Figura 5-13 Fração volumétrica de gás no plano transversal – (a) tijolo externo; (b) tijolo interno.....	75
Figura 5-14 Curvas de Distribuição de tempos de residência para o modelo com tijolo na posição externa - (a) veio com injeção; (b) veio sem injeção.....	76
Figura 5-15 Curvas de Distribuição de tempos de residência para o modelo com tijolo na posição interna - (a) veio com injeção; (b) veio sem injeção.....	77
Figura 5-16 Avaliação do efeito de dispersão turbulenta - (a) tijolo externo; (b) tijolo interno.....	80

LISTA DE TABELAS

Tabela 2.1 – Propriedades físicas da água e do aço. Fonte (Mazumdar, 1999).....	23
Tabela 3.1 – Propriedades físicas dos materiais utilizados neste trabalho.....	50
Tabela 5.1 – Volumes e tempos característicos - Tijolo Externo	78
Tabela 5.2 – Volumes e tempos característicos - Tijolo Interno	78
Tabela 5.3 – Remoção de partículas - Tijolo Externo.....	82
Tabela 5.4 – Remoção de partículas - Tijolo Interno	82

SIMBOLOGIA

Alfabeto Latino:

B	Força de campo	[kg/m ² s ²]
<i>c</i>	Valor de concentração de traçador	[kg/m ³]
<i>c^{arraste}</i>	Termo de arraste entre fases	[kg/m ³ s]
<i>C</i>	Valor normalizado para a concentração de traçador	[1]
<i>C_D</i>	Coeficiente de arraste	[1]
<i>C_r</i>	Valor de referência para a concentração de traçador	[kg/m ³]
<i>D_φ</i>	Difusividade de uma variável <i>φ</i>	[m ² /s]
<i>d</i>	Diâmetro	[m]
<i>f</i>	Fração volumétrica	[1]
<i>F_p</i>	Forças atuantes sobre uma partícula	[N]
<i>F_r</i>	Número de Froude	[1]
<i>F₁</i>	Função de migração do modelo de turbulência SST	[1]
<i>g</i>	Vetor gravidade	[m/ s ²]
<i>k</i>	Energia cinética turbulenta	[m ² /s ²]
<i>L</i>	Comprimento característico	[m]
<i>m_p</i>	Massa da partícula	[kg]
<i>m_t</i>	Massa de traçador injetada no domínio	[kg]
<i>p</i>	Pressão	[kg/ s ² m]
<i>Q</i>	Fluxo no distribuidor	[m ³ /s]
<i>Q_a</i>	Fluxo ativo do distribuidor	[m ³ /s]
<i>Q_d</i>	Fluxo morto do distribuidor	[m ³ /s]
<i>Q_D</i>	Vazão volumétrica do distribuidor	[m ³ /s]
<i>r</i>	Raio da partícula	[m]
Re	Número de Reynolds	[1]
<i>Sc_T</i>	Número de Schimdt turbulento	[1]
<i>S_{QM}</i>	Termo fonte: equação de conservação de quantidade de movimento	[kg/m ² s ²]
<i>t</i>	Tempo	[s]
<i>u'</i>	Flutuação turbulenta de velocidade	[m/s]

u	Velocidade	[m/s]
U_p	Velocidade da partícula	[m/s]
V	Volume	[m ³]
V_a	Volume ativo	[m ³]
V_d	Volume morto	[m ³]
V_M	Volume de mistura	[m ³]
V_P	Volume pistonado	[m ³]
V_D	Volume ocupado pelo metal no interior do distribuidor	[m ³]

Alfabeto Grego:

β	Variável adicional	[1]
ϕ	Variável genérica	[1]
λ	Fator de escala	[1]
δ	Delta de Kronecker	[1]
ε	Dissipação viscosa turbulenta	[m ² /s ³]
μ	Viscosidade molecular	[kg/(m.s)]
μ_t	Viscosidade turbulenta	[kg/(m.s)]
ν	Viscosidade cinemática	[m ² /s]
θ	Tempo adimensional	[1]
ρ	Densidade	[kg/m ³]
ω	Freqüência Turbulenta	[s ²]

Abreviaturas

CFD	Mecânica dos Fluidos Computacional
DTR	Distribuição dos Tempos de Residência
DNS	Simulação Numérica Direta
IBS	Instituto Brasileiro de Siderurgia
LDV	Velocimetria por Laser-Dopler
PIV	Velocimetria por Imagem de Partícula
PTV	Velocimetria por acompanhamento de Partícula
RANS	Equações Médias de <i>Reynolds</i>
SST	Modelo de Turbulência <i>Shear Stress Transport</i>

RESUMO

O presente trabalho visa o estudo e validação de modelos numéricos que permitam avaliar o escoamento no interior de distribuidores de lingotamento contínuo dado um conjunto de configurações de modificadores de fluxo - inibidores, diques, barreiras e injeção de gás.

O objetivo é desenvolver através da simulação numérica, novas metodologias que auxiliem ao projeto e à predição do desempenho dos produtos refratários desenvolvidos na empresa Magnesita.

Para o estudo numérico foi empregado o pacote comercial ANSYS CFX®. O CFX é um código de Dinâmica dos Fluidos Computacional, desenvolvido pela empresa ANSYS, Inc., baseado na técnica dos volumes finitos baseados em elementos, que utiliza um solver acoplado.

Para a modelagem do escoamento no interior do distribuidor, iniciaram-se as atividades realizando validações entre o modelo numérico desenvolvido e modelos físicos para configurações com barreiras e inibidores de turbulência. Dessa forma, nessa primeira etapa foi considerado um escoamento monofásico de água, tridimensional, permanente e turbulento. A validação é realizada comparando as curvas de Distribuição de Tempos de Residência, calculadas através da injeção e monitoramento da concentração de um traçador no interior do distribuidor, e de volumes e tempos característicos.

Na sequência, avaliou-se o escoamento multifásico, considerando assim a injeção de gás no interior do distribuidor. Nessa etapa foram considerados não somente as curvas características, mas também uma validação em relação à remoção de inclusões no distribuidor através da formulação Lagrangeana.

O trabalho transfere, em termos de metodologia numérica, importante tecnologia para as indústrias que fabricam distribuidores empregados em lingotamento contínuo.

ABSTRACT

This work presents a study and numerical models validation that permits evaluate the flow inside a tundish configuration implemented by flow modifiers.

The goal is to use the computational simulation to develop new approaches that help to design and increase the performance of the refractory products developed in the company Magnesita.

The numerical models have been performed with the help of the commercial CFD code ANSYS CFX®, which employs the Element Based Finite Volume Method to solve the conservation equations in the proper domain.

At the first step, it was performed the validation among numerical and experimental results for a tundish composed with dams and turbulence inhibitors, considering a single-phase flow of water, three dimensional, permanent and turbulent model. The model has been validated through a comparison of the Residence Time Distribution, the volumes and times characteristics.

In a second step, a multiphase flow computational model of gas injection inside a tundish has been developed and validated with experimental data. The model has been validated through a comparison of Residence Time Distribution and inclusion removal analysis through the Lagrangian formulation with experimental measurements.

The work provides an important technology in terms of numerical methodology in the tundish projects.

CAPITULO 1 INTRODUÇÃO

A utilização de ferro metálico pelo homem é datada de cerca de 4.500 anos, quando os mesmos eram encontrados em meteoritos por tribos nômades nos desertos da Ásia Menor. Mas foi durante a Idade do Ferro, considerada como o último estágio tecnológico e cultural da pré história, que os seres humanos descobriram como extrair o ferro de seu minério. O minério começou então a ser aquecido em fornos primitivos e o ferro trabalhado em bigornas para a confecção de ferramentas. Com a evolução, novos fornos foram desenvolvidos permitindo o trabalho com o ferro em estado líquido, nascendo assim as primeiras técnicas de fundição. A partir de 1444 o minério passou a ser fundido em altos fornos, processo que é utilizado até os dias de hoje [IBS, 2008].

Porém, a grande descoberta se deu em 1856 quando se descobriu como produzir o aço, material mais resistente que o ferro fundido e que possibilitou a produção em grandes escalas industriais. O aço é produzido a partir de minério de ferro, carvão e cal, sendo o processo de fabricação atual dividido basicamente em três etapas principais, como ilustrado na Figura 1-1: preparação da carga - onde grande parte do minério de ferro é aglomerada utilizando-se cal; redução – onde a carga metálica é reduzida a metal líquido, transformando-se em ferro-gusa; refino – onde aciarias são utilizadas para transformar o gusa líquido mais sucatas em aço líquido, solidificando-se posteriormente em equipamentos de lingotamento contínuo.

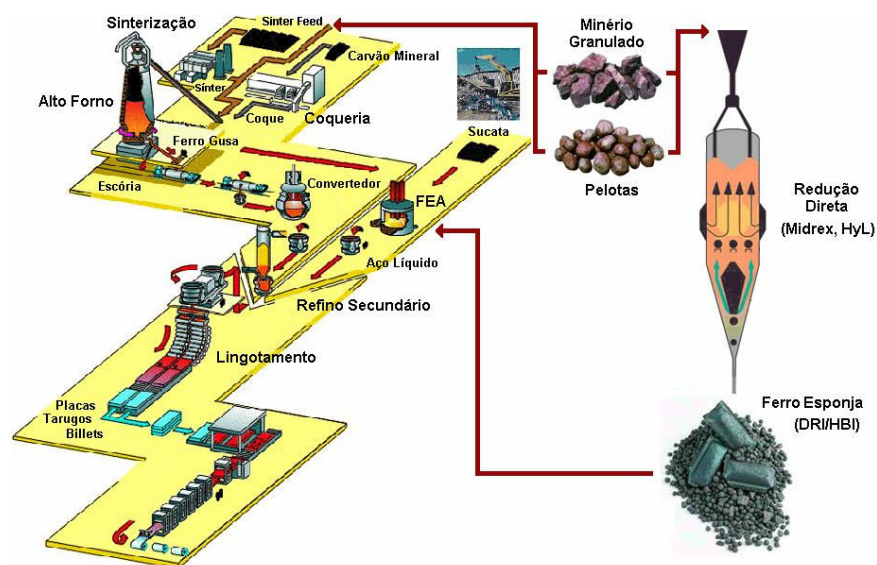


Figura 1-1 Esquema representativo do sistema de produção de aço.

O processo de lingotamento contínuo foi desenvolvido por Bessemer em 1858, porém utilizado largamente em escala industrial somente a partir da década de 1960, quando os problemas iniciais encontrados na metodologia foram superados [Thomas, 2001].

No processo de lingotamento tradicional o aço era despejado em um molde fechado, o que necessitava de interrupção no processo toda vez que o mesmo era completado. Já no lingotamento contínuo, ilustrado na Figura 1-2, o aço vindo da panela é despejado através de uma válvula longa em um distribuidor de lingotamento contínuo. Do distribuidor, que pode possuir uma ou mais saídas, o mesmo é direcionado com a utilização de válvulas submersas para os moldes, que por sua vez são vazados e possuem as paredes refrigeradas. No molde o aço inicia o processo de solidificação, chegando às esteiras de rolagem com uma determinada espessura já solidificada e o núcleo líquido. Nas esteiras, o processo de refrigeração é continuado até um determinado comprimento onde o aço já se encontra todo solidificado e pode então ser submetido aos processos de conformação.

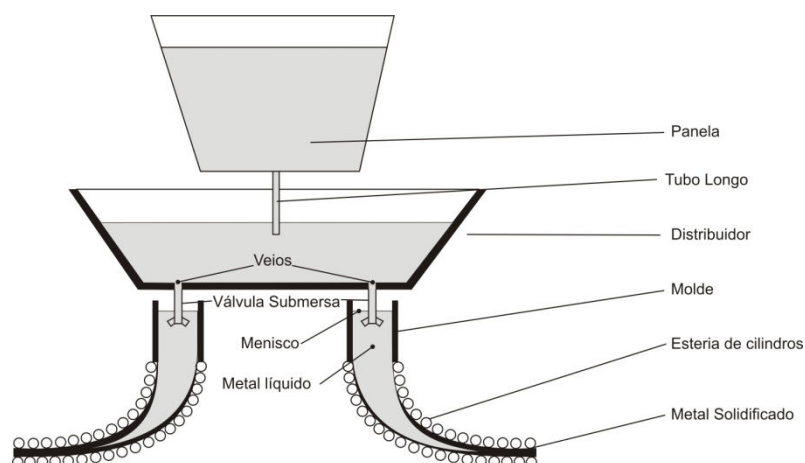


Figura 1-2 Esquema representativo do processo de lingotamento contínuo (Fonte: Silva 2007).

Dessa forma, o processo ocorre de maneira ininterrupta, com um fluxo contínuo de aço sobre as esteiras. Isso possibilitou um aumento significativo na produção, aliado ainda a uma redução considerável dos custos de operação.

Atualmente o processo de lingotamento contínuo está presente em cerca de 90% da produção mundial de metal [Thomas, 2001].

Porém, aliar qualidade e produtividade torna-se um desafio, pois geralmente o aumento da produção traz problemas indesejáveis de qualidade do produto e operacionais. Durante as etapas de produção (Figura 1-1) alguns processos dão origem a impurezas indesejáveis, inclusões não metálicas, que necessitam ser removidas antes de chegarem ao molde para que não sejam absorvidas durante a solidificação do metal.

Por se tratar do último processo no lingotamento contínuo, o distribuidor vem ganhando atenção especial entre os processos siderúrgicos no tratamento da qualidade do aço. Designado inicialmente somente para armazenar e distribuir o aço para os moldes, o distribuidor passa a ser um dos mais eficientes locais para se promover a coalescência, flotação e remoção destas inclusões pela escória, além da homogeneização térmica e de mistura [Mazumdar e Guthrie, 1999].

Historicamente, em busca de conhecer e otimizar o escoamento nos mais diversos tipos de distribuidores, pesquisadores e engenheiros de processo têm feito uso das ferramentas de simulação numérica e modelamento físico. Como decorrência desses estudos surgiu o emprego de barreiras e diques, inicialmente com o objetivo de eliminar volumes de curto-circuito e de aumentar os tempos mínimos e médios de residência.

Posteriormente, surgiram os inibidores de turbulência que, além de aumentar os tempos característicos do escoamento, ajudavam na partida da máquina, diminuindo problemas relacionados à emulsificação e arraste de escória.

Mais recentemente tem se estudado a utilização de injeção de argônio no interior do distribuidor, visando influenciar e controlar a distribuição dos fluxos de material no mesmo. Esta prática ganha atenção especial, pois além de descartar a colocação de barreiras e diques no distribuidor, a injeção eleva a intensidade de turbulência na interface metal-escória, produzindo emulsificação escória-metal quando desejável, melhorando os coeficientes de transferência de calor e de massa. A geração de bolhas finas também provê o aumento da área da interface bolha-metal líquido, favorecendo a colisão e aprisionamento de inclusões [Zhang, 2004].

Na indústria siderúrgica, onde a realização de experimentos com as condições reais de operação é na maioria das vezes impossível de se executar devido às altas temperaturas, riscos de explosão etc., a utilização de modelos numéricos computacionais e experimentais torna-se de fundamental importância.

A evolução dessas ferramentas tem permitido ao engenheiro a análise de problemas cada vez mais próximos às verdadeiras condições de operação do projeto, difundindo assim a utilização das mesmas nos setores de pesquisa e desenvolvimento de diversas indústrias.

Feitas as considerações iniciais, o objetivo deste trabalho é desenvolver e avaliar um procedimento computacional de forma a quantificar e qualificar o escoamento no interior de um distribuidor de lingotamento contínuo dado um conjunto de configurações de modificadores de fluxo - inibidores, diques, barreiras e injeção de argônio. Para isso será necessário conhecer as diferentes alternativas de escoamento do aço, um escoamento complexo de se resolver por ser multifásico com a presença de partículas e argônio, quando a injeção deste gás for alternativa escolhida.

1.1 Revisão Bibliográfica

Neste item serão abordados os aspectos mais importantes para o trabalho proposto. Será realizada uma breve revisão do estado da arte para os principais temas envolvidos: modelagem numérica em distribuidores de lingotamento contínuo e metodologias de quantificação e qualificação do escoamento em distribuidores.

1.1.1 Modelagem numérica em distribuidores de lingotamento contínuo

Como mencionado na seção anterior, em busca de conhecer melhor o escoamento no interior do distribuidor de lingotamento contínuo, a partir da década de 80 iniciaram-se os primeiros estudos através do modelamento físico e simulação numérica para esse componente.

Em virtude das limitações, tanto de conhecimento do processo como de métodos numéricos e máquinas, as primeiras análises numéricas utilizavam modelos bidimensionais, permanentes, como o estudo desenvolvido por Debroy e Sychterz (1985).

Em 1987, He e Sahai realizaram estudos em um modelo semelhante ao utilizado por Debroy e Sychterz, porém considerando uma largura no distribuidor e desta forma capturando características tridimensionais do escoamento. A Figura 1-3 compara os vetores de velocidade no plano de simetria entre os dois modelos, bidimensional e tridimensional. O estudo indicou claramente o comportamento tridimensional do escoamento no interior do distribuidor e a partir de então tais modelos passaram a assumir um papel importante na análise do equipamento.

A evolução dos modelos tridimensionais permitiu o estudo de modificadores de fluxo no interior do distribuidor, como barragens, diques e inibidores de turbulência. Com a inclusão dos modificadores, outra característica do escoamento tomou-se importância: a caracterização da turbulência no modelo numérico.

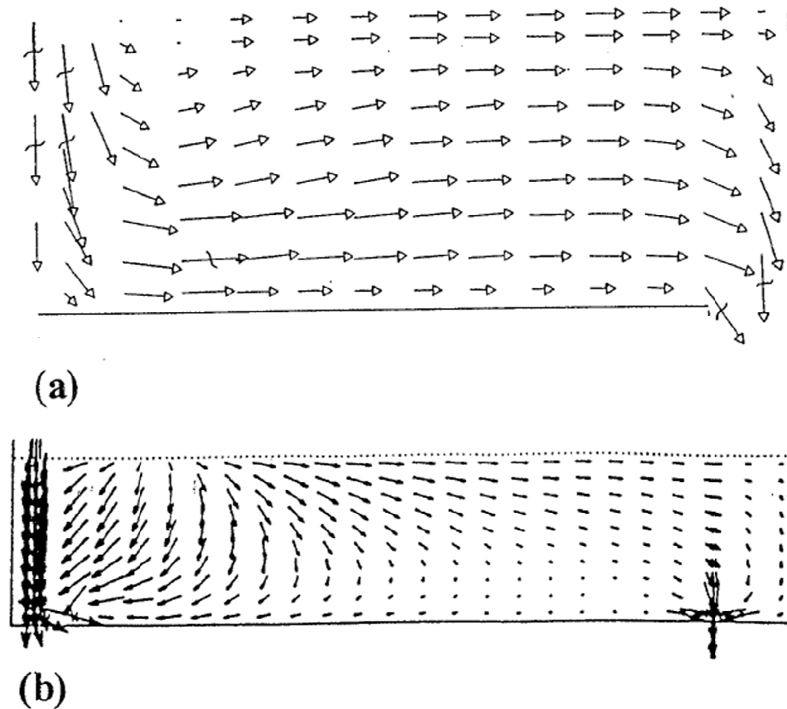


Figura 1-3 Comparação entre vetores de velocidade no plano de simetria para os casos bidimensional e tridimensional. a) Debroy e Sychterz b) He e Sahai (Fonte: Mazumdar, 1999).

Kumar, Korla e Mazumdar (2004) demonstraram que o escoamento no interior do distribuidor possui um comportamento altamente turbulento na região de entrada e praticamente laminar ao longo do restante do domínio. Dessa forma, a larga utilização dos modelos de turbulência baseados na dissipação da energia turbulenta ($k-\epsilon$), passou a ser questionada uma vez que apresentam restrições para modelagem da camada limite em escoamentos de baixa velocidade, como encontrado em algumas regiões do distribuidor. Os próprios autores mencionados apresentam um estudo comparando o modelo $k-\epsilon$ com o modelo de Tensão de *Reynolds* (RSM), no qual se resolve diretamente todos os tensores de *Reynolds*. Apesar dos melhores resultados obtidos com o modelo RSM, os autores ainda indicam a utilização do modelo $k-\epsilon$, em virtude do alto custo computacional apresentado pelo modelo RSM.

Outros autores como Mazumdar e Guthrie (1999) e Daoud (2006), apesar de utilizarem o modelo $k-\epsilon$ também sugerem um estudo mais refinado quanto ao modelo de turbulência.

Silva (2007) sugere como alternativa a utilização de uma modelagem híbrida proposta por Menter (1994) conhecido como modelo SST. A formulação utiliza o modelo $k-\omega$ nas regiões próximas a parede, e o modelo $k-\epsilon$ nas regiões afastadas das mesmas, apresentando assim, consistência física para o escoamento próximo à parede para qualquer

nível de velocidade. O presente trabalho utiliza essa formulação por apresentar-se mais adequada para o escoamento no interior de distribuidores.

Outra consideração importante no modelamento numérico de distribuidores está na consideração da superfície livre sobre o distribuidor. A condição real no topo do distribuidor é extremamente complexa, pois aí está a camada de escória. Além disso, em algumas situações, há um intenso movimento turbulento devido à superfície livre, principalmente durante o enchimento do distribuidor. Muitos autores como Sahai e Emi (1996), Craig *et alli.* (2001), Kumar, Koria e Mazumdar (2004), consideram uma altura constante na descrição do modelo, uma vez que o objetivo do estudo está em resolver o escoamento no interior do distribuidor quando este se encontra cheio e em regime permanente. Outros estudos referentes ao processo de enchimento do distribuidor podem ser encontrados na literatura. Nestes, a complexidade é maior por se tratar de um regime transiente e um escoamento multifásico, envolvendo aço, escória e ar.

Portanto, no presente trabalho é utilizada a consideração de altura do banho constante e a camada de escória como uma parede sem atrito. Essa simplificação é ainda mais real, pois todos os modelos aqui desenvolvidos são comparados com modelos experimentais, que utilizam água e ar como fluidos de trabalho. Nas configurações em que há a injeção de gás é utilizada uma condição numérica no topo do distribuidor conhecida como *Degassing*, no qual funciona como saída para a fase dispersa (gás) e parede sem atrito, tensão de cisalhamento nula, para a fase contínua (água), quando o modelo físico é simulado.

Para que se possa realizar a transferência direta dos resultados do modelo experimental/numérico em água para o modelo real em aço, é necessário que alguns critérios de similaridade sejam verificados. Szekely e Themelis (1971) apresentam uma revisão sobre similaridade em diferentes equipamentos (panela, distribuidor) e os processos que devem ser simulados. No presente estudo foram verificados dois tipos de similaridade: a similaridade geométrica e a similaridade dinâmica. A geométrica refere-se ao fator de escala quando se trabalha com modelos em escala. A similaridade dinâmica representa a similaridade de forças entre os sistemas e são representadas normalmente através da igualdade de números adimensionais como o número de *Froude* e o número de *Reynolds*.

Entretanto, nos modelos em escala reduzida utilizando água como fluido de trabalho torna-se impossível respeitar a equivalência simultânea dos números de *Froude* e *Reynolds*, devido à proximidade dos valores de viscosidade cinemática entre a água e o aço. Nestes casos a influência de um dos números deve ser renunciada, optando-se pela similaridade do número que melhor represente o escoamento.

Kemeny e Harris (1981), Sahai e Ahuja (1986), Chiang (1992), dentre outros, mostraram que os escoamentos turbulentos encontrados nos processos siderúrgicos são

governados pelas forças inerciais e gravitacionais, indicando assim a dominância de *Froude* nesses tipos de problemas. Dessa forma, no presente estudo é verificada a similaridade através do número de *Froude* para os modelos em escala reduzida e *Froude* e *Reynolds* para os modelos em escala real.

Em relação à caracterização do escoamento no interior do distribuidor, algumas técnicas vêm sendo bastante difundidas. He e Sahai (1990), Sahai e Emi (1996), Dash e Kumar (2001), Barbosa, Filho e Tavares (2005), entre outros, destacam a utilização da curva de distribuição de tempos de residência do distribuidor (DTR) como ferramenta de quantificação e qualificação do escoamento. As curvas são obtidas através do monitoramento da concentração de um traçador na saída do domínio, após a injeção do mesmo na forma de um pulso na entrada do distribuidor.

Uma grande vantagem dessa metodologia está no fato de que a mesma pode ser facilmente aplicada em experimentos em laboratório, permitindo assim que o modelo numérico seja confrontado com resultados experimentais.

Com a curva é possível extrair características do escoamento como tempo médio de residência das partículas no interior do distribuidor, volumes característicos, presença de curto circuito, e assim, avaliar o impacto da implementação de modificadores de fluxo e injeção de gás no interior dos distribuidores na qualidade final do produto. As técnicas para extrair determinadas características das curvas DTR serão descritas em detalhes no capítulo 4.

Outra metodologia que permite avaliar a eficiência do distribuidor é a análise da trajetória de inclusões. As inclusões são elementos gerados durante o processo de refino do aço que se não removidas durante o lingotamento podem gerar defeitos de qualidade no aço final.

Alguns autores como Daoud (2006) e Schwarze *et alli.* (2001) sugerem a obtenção das curvas DTR através de modelos lagrangeanos, baseados na análise do tempo de residência associado a cada partícula (inclusão).

O modelo lagrangeano, além de altamente vantajoso em termos de custo computacional, uma vez que pode ser baseado em soluções estacionárias, permite verificar o comportamento do distribuidor em relação à remoção das inclusões.

Entretanto, no presente trabalho a análise lagrangeana será abordada somente para avaliar a eficiência dos distribuidores em relação à limpeza, ou seja, verificar a remoção de inclusões de acordo com as características geométricas utilizadas no distribuidor. Em relação a obtenção das curvas DTR, será utilizada a técnica de monitoramento de um traçador, uma vez que apesar de promissora, a metodologia lagrangeana ainda requer validações experimentais mais extensivas.

1.1.2 Metodologias de quantificação e qualificação do escoamento em distribuidores de lingotamento contínuo

O distribuidor de lingotamento contínuo pode assumir diversas configurações geométricas e possuir vários componentes internos como diques, barreiras, inibidores de turbulência, além de alimentar um ou mais veios de saída. Assim, diante de tantas variáveis, determinar um padrão de escoamento no seu interior torna-se complicado. Uma das técnicas mais difundidas e utilizadas para caracterizar o fluxo no interior do distribuidor está relacionada à empregada em reatores químicos e consiste basicamente na análise das curvas de distribuição dos tempos de residência.

O tempo de residência de um fluido em um reservatório é definido como o tempo que cada elemento de fluido dispense no percurso do distribuidor, desde sua entrada até a saída. Dessa forma, o escoamento de um fluido no interior de um distribuidor geralmente é representado por uma distribuição de tempos de residência para diferentes elementos do fluido. Para o escoamento no interior de distribuidores de lingotamento contínuo é desejado que diferentes porções do fluido possuam basicamente o mesmo tempo de residência. Equipamentos que apresentam grandes variações de tempos de residência, devido a presença de regiões de estagnação (zonas mortas), são indesejados tanto no caso dos reatores químicos [Fogler, 2002], quanto no caso de distribuidores de lingotamento contínuo [Sahai e Emi, 1996].

Em modelos físicos e numéricos, a curva de distribuição de tempos de residência de um reator é calculada através da injeção de um traçador na região de entrada e o monitoramento de sua concentração na saída. A Figura 1-4 apresenta uma curva típica de distribuição de tempos de residência para um distribuidor de lingotamento contínuo obtida em modelos físicos, onde C representa a concentração de traçador na saída do distribuidor adimensionalizada e θ o tempo adimensional.

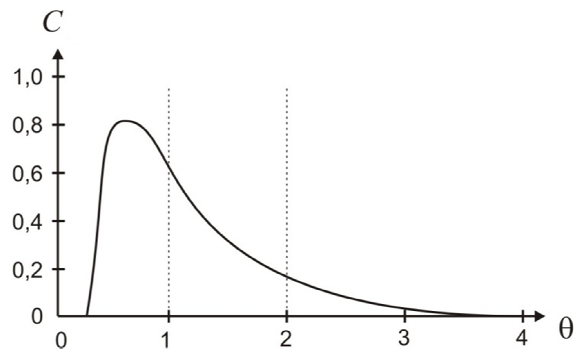


Figura 1-4 Curva típica de distribuição dos tempos de residência (DTR) para um distribuidor de lingotamento contínuo.

Através da curva é possível avaliar os tempos característicos do escoamento, como por exemplo, os tempos mínimo e médio de residência e, quantificar e qualificar as frações de volumes característicos.

Alguns autores, Kemeny e co-autores (1981), citando Szekely e Themelis (1971), trabalham com o conceito de modelos mistos, no qual o volume do sistema pode ser dividido em três tipos: volume pistonado, volume de mistura e volume morto. Tais autores consideram ainda que o volume total é o volume do distribuidor mais o volume dos moldes, que ocuparia 15% do volume total.

O volume pistonado representa a região de movimento lamelar sem mistura, ou seja, no volume pistonado a mistura entre materiais injetados em instantes de tempo distintos é inexistente [Sahai e Emi, 1996]. No escoamento pistonado todos os elementos de fluido possuem o mesmo tempo de residência no interior do distribuidor. O volume de mistura representa as regiões onde ocorre a máxima mistura possível, ou seja, onde as concentrações locais são imediatamente dispersas. Já o volume morto representa a porção do fluido que se move lentamente no interior do distribuidor permanecendo por um período superior a duas vezes o tempo médio de residência.

Porém, Sahai e Emi (1996) apresentaram um estudo mostrando que o modelo ideal para descrever os tipos de escoamentos presentes em um distribuidor de lingotamento contínuo seria o Modelo Combinado, o qual considera o volume total do distribuidor composto por uma região de volume Ativo formado pelos volumes pistonado e mistura, e uma região de volume Morto. O autor acrescenta ainda que o volume Morto pode ser dividido em dois tipos. No primeiro modelo, apresentado esquematicamente na Figura 1-5 (a), é considerado como uma porção do fluido que permanece estagnada no interior do distribuidor, de maneira que não há comunicação com o restante do escoamento. Já no segundo caso, representado na Figura 1-5 (b), há uma porção do fluido que se move muito lentamente permanecendo por um longo tempo no interior do distribuidor. Porém, ainda

assim, existe a troca de fluido entre o volume Ativo e o volume Morto. O modelo mais usual na maioria dos distribuidores de lingotamento contínuo é o segundo, e a curva dos tempos de residência para esse caso é caracterizada por uma longa cauda que excede em duas vezes o valor do tempo médio de residência [Sahai e Emi, 1996].

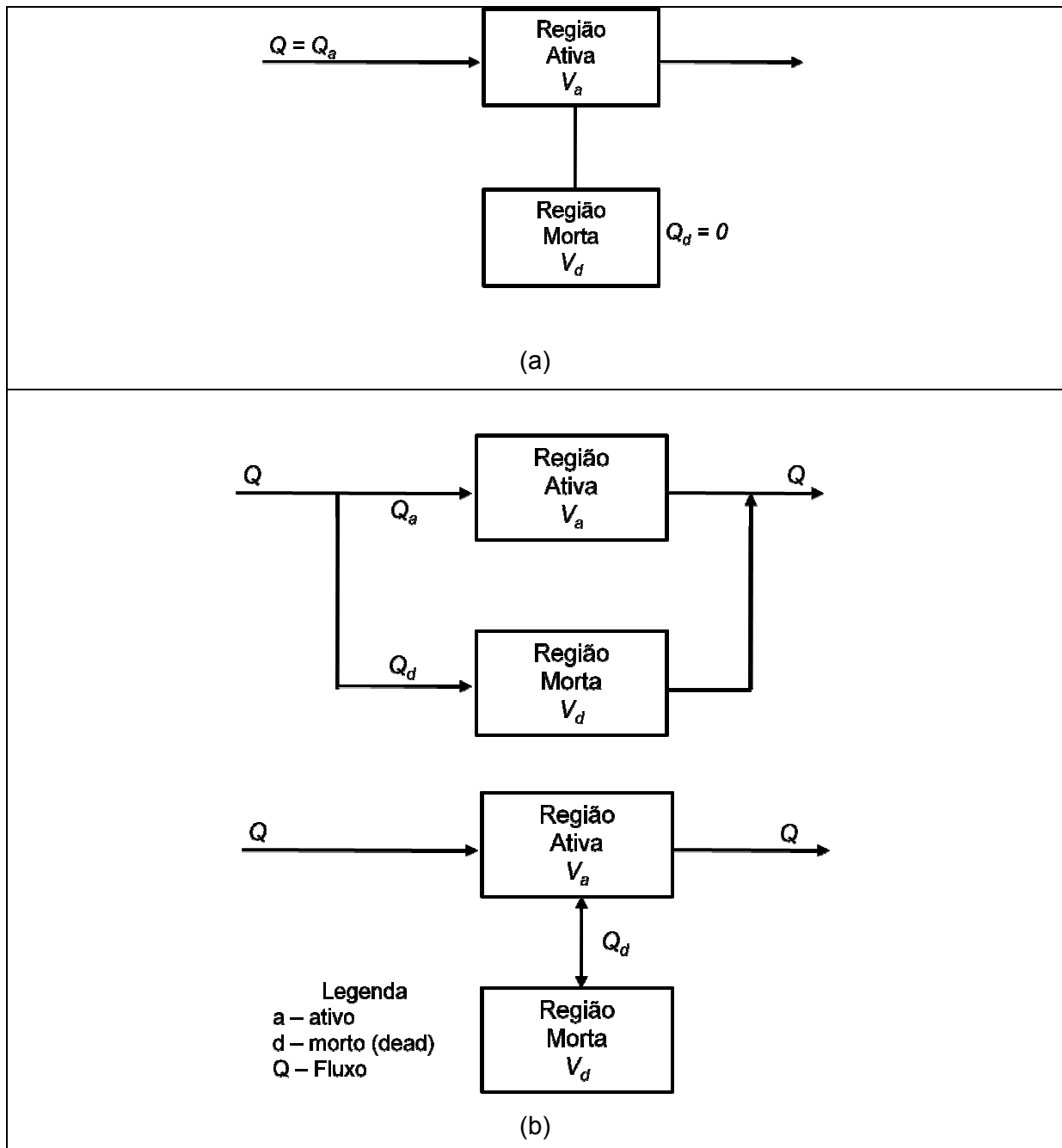


Figura 1-5 Esquema dos fluxos Ativo e Morto na metodologia de Modelo Combinado – (a) Modelo de Volume Morto estagnado; (b) Modelo considerando troca de fluido entre Volume Ativo e Volume Morto.

O tempo médio de residência para um distribuidor a uma determinada vazão deve ser constante, o que significa que para cada região de volume Morto, porção de fluido com alto tempo de residência, deverá haver uma outra porção com tempos de residência muito baixo. Esse fenômeno é conhecido como curto circuito e é caracterizado por um pico inicial na curva de concentração do traçador. Esse pico indica que uma porção do fluido entra e sai do distribuidor em um curto intervalo de tempo. A presença de curto circuito, isto é, tempos pequenos no interior do distribuidor, é indesejada, pois acaba prejudicando o mecanismo de coalescência e remoção das inclusões, dentre outros.

Para quantificar esse volume de fluido em curto circuito Singh e Korla (1995) propõem uma formulação baseada na área inferior do primeiro pico na curva de concentração. Toda a formulação e equacionamento dos volumes e tempos característicos serão apresentados com maiores detalhes no capítulo 4.

Ainda com todas as vantagens e análises que as curvas dos tempos de residência permitem extrair dos distribuidores, alguns autores discutem sua aplicabilidade direta em relação a qualificação quanto a remoção das inclusões. Javurek e co-autores (2002), afirmam que as curvas DTR são inapropriadas para estimar a remoção de inclusões não metálicas, pois não identificam diferenças entre as direções do escoamento e a rotacionalidade. Sinha e Sahai (1993), afirmam que as curvas podem dar respostas indiretas e qualitativas em relação ao grau de limpidez do aço no distribuidor.

Dessa forma, para complementar a análise de qualificação e quantificação dos distribuidores, numericamente utiliza-se o modelo Lagrangeano que permite simular a trajetória das partículas de inclusões.

O modelo consiste basicamente em calcular as forças que agem sobre uma partícula (inclusões) sujeita às condições do escoamento. Uma partícula imersa em um fluido contínuo está sujeita a uma série de forças que descrevem seu movimento e sua influência no fluido.

Yuan e Thomas (2005) demonstraram que as principais forças que atuam em uma inclusão não metálica são as forças de empuxo e as originadas pela diferença de velocidades entre partículas e escoamento, ou seja, o arrasto. Daoud (2006) analisa numericamente a influência das forças relacionadas as flutuações turbulentas na trajetória das inclusões.

No presente trabalho, as análises lagrangeanas desconsideram a influência das partículas sobre o escoamento, sob o ponto de vista dinâmico, de forma que tais trajetórias são calculadas após o escoamento de água no interior do distribuidor ser resolvido.

Esta técnica permite assim, avaliar o comportamento de um determinado conjunto de distribuição de inclusões de acordo com o escoamento no interior de cada distribuidor.

1.2 Considerações Gerais sobre o trabalho

Com o objetivo de desenvolver um procedimento numérico para modelagem do escoamento no interior do distribuidor de lingotamento contínuo, primeiramente os estudos são voltados para validações entre o modelo numérico desenvolvido e os modelos físicos, para configurações com barreiras e inibidores de turbulência, sem a injeção de gás. Dessa forma, nessa primeira etapa é considerado um escoamento monofásico de água, tridimensional, permanente e turbulento. A validação é realizada comparando-se os volumes e tempos característicos calculados através da metodologia de quantificação e qualificação que será exposta em detalhes nas próximas seções.

A primeira fase visa consolidar os modelos propostos (numérico e físico), como escolha de modelo de turbulência, refino e escolha dos tipos de elementos utilizados na malha computacional, dentre outros.

Na sequência, resolve-se o escoamento multifásico, considerando assim a injeção de gás no interior do distribuidor. São considerados não somente as curvas características, mas também uma validação em relação à remoção de inclusões no distribuidor. O comportamento fluidodinâmico das inclusões não metálicas no aço líquido é simulado por partículas de polipropileno de baixa densidade no modelo experimental e representado através do modelo Lagrangeano no modelo numérico.

É importante ressaltar que o objetivo maior está na configuração com injeção de gás, por se tratar de uma metodologia nova na indústria siderúrgica e que pouco se conhece a respeito.

Para o estudo numérico foi empregado o pacote comercial ANSYS CFX®, já que as contribuições do trabalho não se concentram em desenvolvimentos numéricos, e seria extremamente complexo e demorado desenvolver um código computacional que permita a análise que pretendemos fazer nesta dissertação. O ANSYS CFX é um código de Dinâmica dos Fluidos Computacional multipropósito, desenvolvido pela empresa ANSYS, Inc., baseado na técnica dos volumes finitos baseados em elementos, que utiliza um solver multigrid acoplado. A solução acoplada das equações consiste em resolver todas as equações em forma conjunta a partir do mesmo sistema linear. Desta forma qualquer acoplamento entre as variáveis estará automaticamente resolvido, restando apenas as não linearidades, para as quais será necessário um processo iterativo. Os métodos iterativos se mostram eficazes para a redução de erros que apresentam um comprimento de onda da ordem do espaçamento de malha. Como os erros presentes em uma solução iterativa possuem comprimentos de ondas diversos, é necessário o uso de diferentes malhas. O método Multigrid resolve este problema utilizando uma série de malhas que auxiliam no

processo de diminuição dos erros de comprimento de onda compatível com cada malha. O ANSYS CFX aplica o método Multigrid Algébrico, que forma um sistema de equações discretas para as malhas mais grosseiras com base na malha original refinada, não havendo portanto a necessidade de discretizar novamente o domínio de cálculo.

1.3 Organização do presente trabalho

O capítulo 2 destina-se à descrição do distribuidor de lingotamento contínuo em detalhes. Primeiramente foi realizado um histórico do funcionamento do distribuidor e de suas funções no processo siderúrgico. Em seguida, descrevem-se as características desejadas para o escoamento no seu interior e a metodologia experimental utilizada no estudo.

No capítulo 3 é apresentada uma descrição da teoria envolvida nas análises de mecânica dos fluidos computacional, destacando-se as condições de contorno e outras características utilizadas na solução do problema.

No capítulo 4 são apresentadas as técnicas de quantificação e qualificação dos tempos e volumes característicos no interior dos distribuidores de lingotamento contínuo, além da análise de remoção das inclusões através da injeção de gás no interior do distribuidor. O equacionamento da metodologia escolhida é apresentado, bem como as técnicas numéricas e experimentais utilizadas para a aplicação.

O capítulo 5 ilustra os resultados e discussão com as metodologias propostas. Os mesmos são descritos em duas etapas. Inicialmente são apresentados os resultados relativos às análises realizadas para as configurações do modelo monofásico, sem injeção de gás. Em seguida, os resultados obtidos para o modelo multifásico.

O capítulo 6 traz as conclusões da pesquisa e recomendações para trabalhos futuros.

CAPITULO 2

DISTRIBUIDORES DE LINGOTAMENTO CONTÍNUO

Utilizado inicialmente como reservatório e distribuidor de fluxo de massa para os moldes, o *Tundish*, em inglês, ou Distribuidor de Lingotamento Contínuo, ganhou importância a partir da década de 90 com o notável aumento da produção de aço via lingotamento contínuo vinculado à crescente demanda por aços produzidos com alta qualidade.

De um modo geral, antes da consolidação quase que total do processo de lingotamento contínuo, somente dois parâmetros eram considerados necessários para caracterizar a condição do aço durante o refino e posterior lingotamento: a temperatura e a composição química. Entretanto, com os novos processos aplicados no pós-forno, como o refino secundário aplicado na panela e as técnicas no lingotamento contínuo, um terceiro parâmetro passou a ser estudado de forma mais detalhada, o escoamento.

Dessa forma a permanência e a maneira com que o aço escoar pelo distribuidor passa a ter fundamental importância na produção de material de alta qualidade. O longo tempo de permanência do metal no interior do distribuidor passa a ser utilizado para aprimorar a qualidade do material produzido, tanto em relação ao nível de impurezas (inclusões), como em relação à composição de ligas metálicas, níveis de temperatura na saída do molde, entre outros [Sahai e Emi, 1996]. O distribuidor é visto então, não mais como um simples reservatório, mas como um reator utilizado na flotação e separação de inclusões e nos processos de desoxidação e adição de elementos de liga [Refratários e insumos para lingotamento contínuo, 2004]. Deste modo, o papel do distribuidor na prática moderna de lingotamento contínuo é essencial e complexa, desempenhando as seguintes funções:

- Atuar como reservatório de aço durante o tempo de troca de panela;
- Receber o aço líquido da panela, reduzindo e mantendo a pressão metalostática adequada ao controle de fluxo para o molde (velocidade de lingotamento);
- Subdividir o aço em vários veios de alimentação dos moldes;
- Promover a separação aço/escória;
- Ajuste do grau de desoxidação;
- Adição de elementos de liga;
- Dar condições de flotação e remoção das inclusões não metálicas, aumentando o grau de limpidez do aço;
- Evitar queda de temperatura do aço.

Para atingir esses objetivos, várias configurações geométricas de distribuidores foram desenvolvidas e são utilizadas na indústria, de acordo com o volume de aço produzido e a vazão de operação. Algumas dessas formas são ilustradas na Figura 2-1.

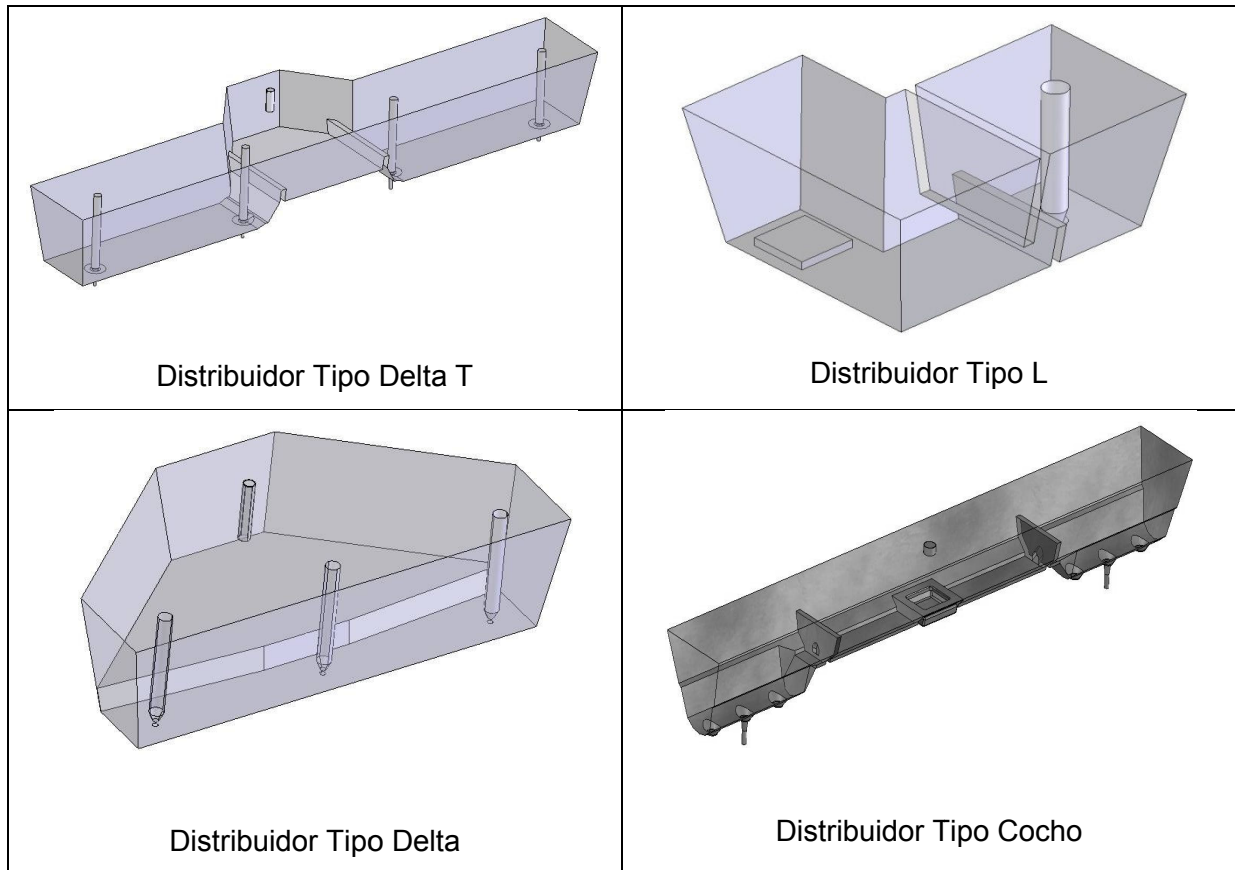


Figura 2-1 Configurações geométricas de distribuidores de lingotamento contínuo utilizados na indústria.

A grande variação de formas geométricas e componentes utilizados no interior dos distribuidores torna o estudo do escoamento ainda mais importante, uma vez que fica evidente a falta de padronização do equipamento.

A geometria do distribuidor deve garantir, em primeiro lugar que o fluxo de metal não seja interrompido durante as trocas de panela, evitando ainda que a altura do banho atinja valores muito baixos, o que poderia contribuir para a aspiração da escória em direção aos veios [Thomas *et alli.*, 2003]. Além disso, o distribuidor deve manter a homogeneidade do aço em relação à composição química, perfil térmico e vazão, nos diferentes veios de saída do distribuidor, garantindo assim a mesma qualidade para o material produzido numa mesma “corrida”.

Outra característica importante são as direções predominantes do escoamento no interior do distribuidor. O mecanismo de remoção das inclusões consiste na flotação das mesmas até a superfície do banho, para em seguida serem coletadas pela escória. Desta forma, fluxos ascendentes, direcionados à superfície, contribuem para que um elevado número de partículas possa atingir a escória [Pereira *et alli.*, 2001] e a remoção seja efetiva. Entretanto, deve se manter a integridade da camada de escória, uma vez que a mesma além de capturar as inclusões não metálicas, faz a proteção do banho quanto à exposição direta com o ar, evitando assim o processo de oxidação. Assim, o fluxo deve ser ascendente, porém com velocidades controladas para que não haja o comprometimento dessa camada.

Para favorecer o coalescimento das inclusões não metálicas e promover uma melhor homogeneização química e térmica, as regiões de mistura no interior do distribuidor também são importantes. Essas regiões estão intimamente ligadas com o padrão de turbulência do escoamento. As flutuações turbulentas de velocidade podem contribuir para a homogeneização química e térmica do material, e ainda para a aglomeração das inclusões em partículas de maior diâmetro, o que facilitaria a flotação das mesmas [Tozawa *et alli.*, 1999].

Dessa forma, é importante haver uma combinação de regiões de mistura com regiões de fluxo ascendente, de modo que primeiramente haja a homogeneização química e térmica e a aglomeração das inclusões, e em seguida a flotação das inclusões e o escoamento desse material homogeneizado até os veios de saída. Assim é interessante que as regiões de mistura, com elevado padrão de turbulência, sejam localizadas e confinadas próximo à região de entrada do distribuidor e o restante do domínio possua um escoamento pistonado com fluxos preferencialmente ascendentes.

Já as áreas de recirculação ou volumes mortos devem ser evitadas, pois podem implicar no resfriamento excessivo do aço, uma vez que o mesmo fica um elevado período de tempo estagnado nessas regiões. Além disso, poderia se imaginar que áreas de recirculação aumentassem o tempo médio de residência do aço no interior do distribuidor. Porém como mencionado anteriormente, esse valor será o mesmo, pois a existência de fluidos com tempos de residência elevados implica na existência de porções de fluido com tempos de residência muito baixos, fenômeno conhecido como curto-circuito. A fração de volume em curto circuito se caracteriza pelo comportamento semelhante ao do volume pistonado, porém com tempo de permanência no distribuidor quase que instantâneo e direcionado ao veio.

Assim, em busca de todas essas características expostas, com o objetivo de eliminar volumes de curto-circuito, aumentar os tempos mínimos e médios de residência, criar

regiões de mistura confinadas e fluxos preferencialmente ascendentes, além das várias configurações geométricas exibidas na Figura 2-1, surgiu o emprego de dispositivos internos modificadores do escoamento. Os modificadores de fluxo, ou controladores de fluxo, são peças constituídas de material refratário cujo único objetivo é alterar o padrão do escoamento no interior do distribuidor.

A escolha desses dispositivos bem como a posição estratégica em que serão colocados no interior do distribuidor são realizados através de estudos. Devido à alta complexidade de se realizar os estudos *in-loco*, as utilizações da modelagem experimental e numérica tornam-se fundamentais no processo de avaliação do escoamento no interior destes equipamentos.

Recentemente uma outra forma de promover a alteração no fluxo tem sido a utilização de injeção de um gás inerte no interior do distribuidor. Essa técnica, já antes utilizada no tubo longo entre a panela e o distribuidor, consiste em fazer o borbulhamento de gás inerte pelo fundo do distribuidor, através de plugue poroso localizado entre a região de impacto do jato vindo da panela e os veios de saídas, conforme Figura 2-2.

O processo baseia-se no princípio de que o fluxo gasoso produz uma região de alta turbulência, gerando bolhas de pequenas dimensões que se dispersam no metal líquido elevando a probabilidade de colisão com as inclusões não metálicas. Além disso, o fluxo de gás cria uma espécie de barragem para o escoamento de aço gerando assim uma característica de fluxo ascendente.

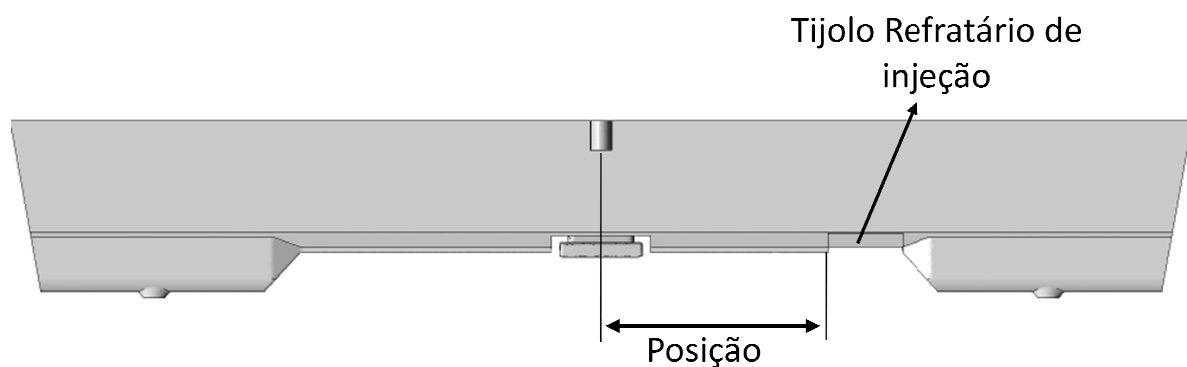


Figura 2-2 Distribuidor de lingotamento contínuo com a presença de plugue poroso para injeção de gás.

Diversos fatores tais como posição do plugue poroso, vazão do gás inerte e distribuição do tamanho das bolhas do gás interferem na eficiência do processo. O aumento da vazão de gás, por exemplo, implica no aumento do número e tamanho das bolhas de gás. Por

outro lado, grandes vazões de gás podem causar a abertura na interface metal-escória, provocando emulsão da camada de escória e possibilitando a ocorrência de oxidação do metal líquido devido o contato direto com o ar externo.

Assim, apesar de promissora a metodologia exige um alto grau de detalhamento e estudos dos fatores que interferem no processo, além da complexidade de se realizar o modelamento matemático da interação das fases aço-gás ou água-gás.

2.1 Controladores de fluxo do aço líquido

Os controladores de fluxo apareceram na década de 90 juntamente com o aumento da importância do distribuidor no processo de lingotamento contínuo. Inicialmente os projetos de distribuidores tinham como preocupação simplesmente sua atuação como reservatório, restringido-se basicamente à característica geométrica do equipamento, estando relacionada apenas ao seu volume e à vazão de operação. Com o aumento dos requisitos de qualidade do produto final e desenvolvimento dos métodos experimentais e numéricos que possibilitaram conhecer melhor as características do escoamento no interior dos distribuidores, foram aparecendo os dispositivos controladores de fluxo.

Primeiramente, com o objetivo de eliminar volumes de curto-circuito e de aumentar os tempos mínimos e médios de residência, surgiram as barreiras e diques. Em seguida, visando minimizar os efeitos de partida da máquina, relacionados à emulsão e arraste da escória surgiram os inibidores de turbulência. Além destes, um outro dispositivo fortemente utilizado atualmente para controlar a vazão nos veios de saídas são os tampões.

Dessa maneira os controladores de fluxo se tornaram indispensáveis no processo de aumento da limpidez do aço no distribuidor de lingotamento contínuo. As principais funções exercidas por eles, segundo Sinha e Sahai (1993), são:

- “Controle” e confinamento da turbulência do escoamento na região de entrada do distribuidor, favorecendo a colisão e coalescência das inclusões;
- Direcionamento do escoamento para a superfície, fluxo ascendente, favorecendo a remoção das inclusões não metálicas através do contato com a escória;
- Eliminar a presença de volumes de curto circuito;
- Eliminar a formação de vórtices no momento de troca de panela, evitando assim que frações de escória sejam arrastadas para os moldes;
- Aumentar o tempo de residência do aço no interior do distribuidor, mediante acréscimo da distância percorrida pelo escoamento.

De acordo Koria e Singh (1994), Palafox *et alli.* (2001), os principais controladores de fluxo utilizados em distribuidores são as barragens e diques, os tampões e os inibidores de turbulência.

2.1.1 Barragens e diques

Como mencionado anteriormente, as barragens foram os primeiros modificadores de fluxo a serem utilizados e visavam basicamente evitar que uma porção do fluido chegasse rapidamente ao veio de saída, caracterizando um volume de curto circuito. Dessa forma, as mesmas são caracterizadas por peças que se estendem do fundo do distribuidor e vão até uma determinada altura. Geralmente a altura da barragem não deve chegar muito próxima à camada de escória para evitar que o fluido tenha altas velocidades, o que poderia provocar o arraste da camada.

Posteriormente, além de evitar o curto circuito, se passou a utilizar as barragens no direcionamento do fluxo de metal para a superfície, auxiliando no processo de remoção de inclusões [Koria e Singh, 1994]. Com isso, vários novos formatos de barragens foram aparecendo. A Figura 2-3 ilustra algumas geometrias de barragens.

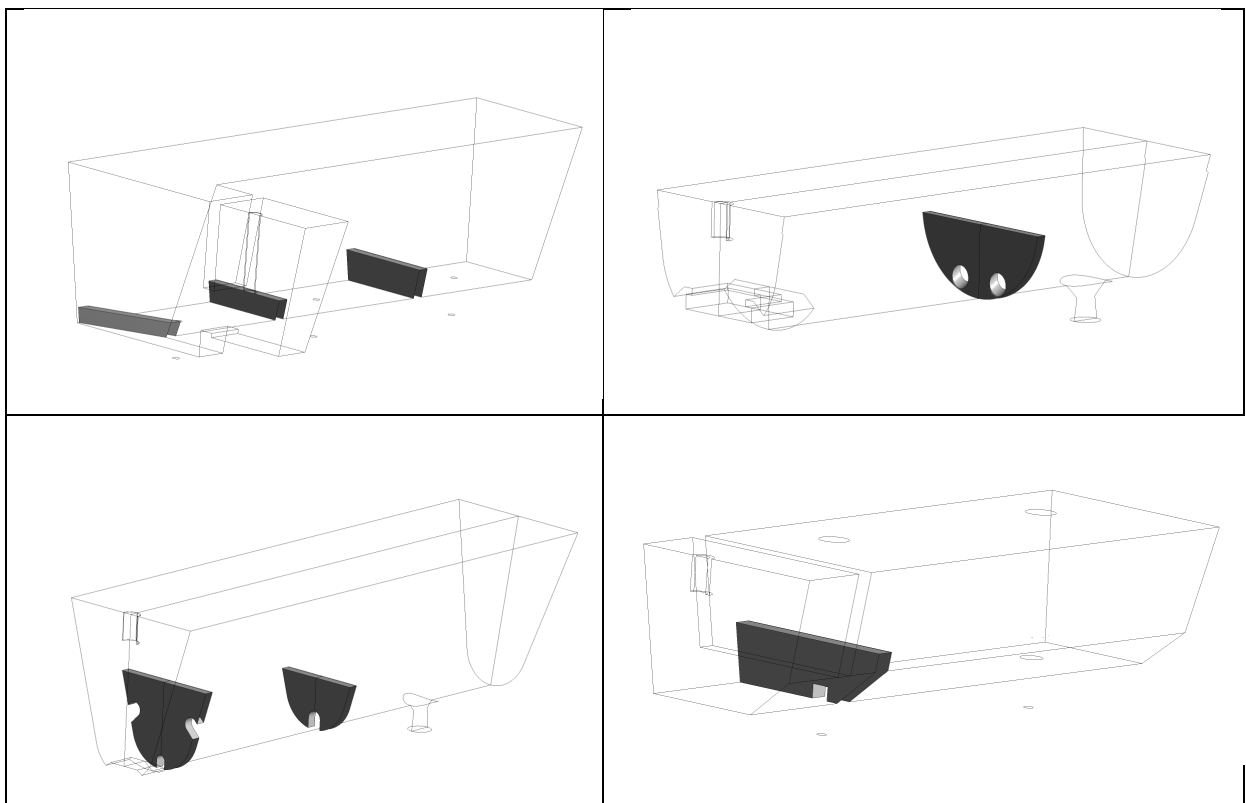


Figura 2-3 Geometrias de barragens utilizadas em distribuidores de lingotamento contínuo.

Os diques, Figura 2-4, vieram em seguida, com o objetivo principal de aumentar o percurso do metal no interior do distribuidor, aumentando assim o tempo médio de residência. Essas peças, ao contrário das barragens, são fixadas na parte superior do distribuidor e se estendem até uma determinada altura. Desse modo, os mesmos são utilizados sempre em conjunto com outros controladores, uma vez que sozinhos não trariam melhorias, pois direcionam o fluxo para o fundo do distribuidor.

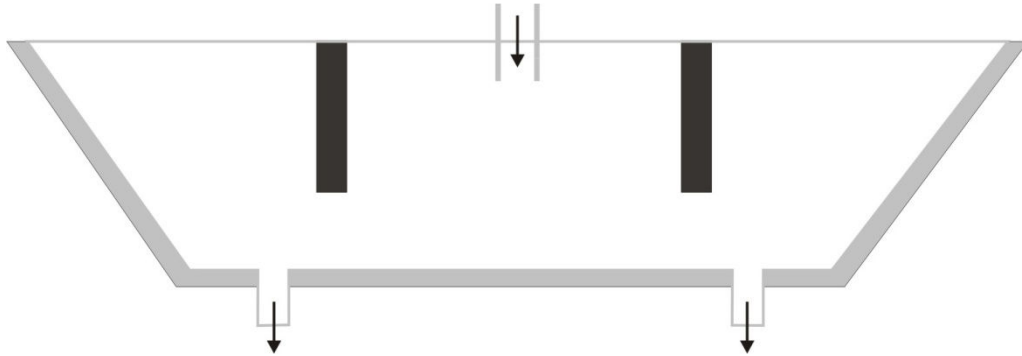


Figura 2-4 Desenho esquemático de um distribuidor de lingotamento contínuo com a presença de Diques (Fonte: Silva, 2007).

2.1.2 Inibidores de turbulência

Os inibidores de turbulência, *impact pad*, são peças constituídas de material refratário colocadas no fundo do distribuidor e centralizadas com o tubo longo com o objetivo de receber o impacto do jato de aço vindo da panela.

A concepção de um inibidor deve considerar a captura, desaceleração e reorganização do jato de aço proveniente do tubo longo como premissa básica para um bom funcionamento [Carboni, 2007].

Um dos grandes problemas encontrados no início de uma sequência de lingotamento contínuo é o fenômeno conhecido como *splash*, no qual há a formação de uma zona de grande turbulência na região do jato de entrada do metal líquido no distribuidor. Essa característica do escoamento pode ocasionar a incorporação de oxigênio e nitrogênio ao aço, além da possibilidade do arraste de escória e fragmentos de refratários para o interior do distribuidor.

Assim, o objetivo principal dos inibidores é conter os níveis elevados de velocidade do escoamento nas regiões próximas à entrada do distribuidor, fazendo com que o restante do domínio apresente uma maior quantidade de volume pistonado.

Estudos realizados por Morales *et alli.* (1998) mostraram que a utilização de inibidores tem um efeito significativo no aumento da fração de volume pistonado e na redução do efeito *splashing* nos distribuidores.

O efeito de confinamento das altas velocidades e o perfil ascendente do escoamento na região do inibidor contribui para a mistura e homogeneização do metal proveniente da panela, promovendo ainda a colisão e coalescência de inclusões e aumentando as chances das mesmas serem coletadas na escória [Sinha e Sahai, 1993].

Outro fenômeno evitado com a utilização do inibidor é a presença de curto circuito, que pode arrastar inclusões diretamente para o molde.

Por fim, os inibidores evitam o contato direto do jato de metal proveniente da panela com as paredes do distribuidor, reduzindo sobretudo o desgaste do equipamento.

Assim como as barragens, devido às várias funções que os inibidores de turbulência podem assumir, pesquisadores e engenheiros vêm desenvolvendo várias configurações em busca de melhores resultados.

A Figura 2-5 ilustra um desenho esquemático de dois modelos de inibidores de turbulência utilizados na indústria.

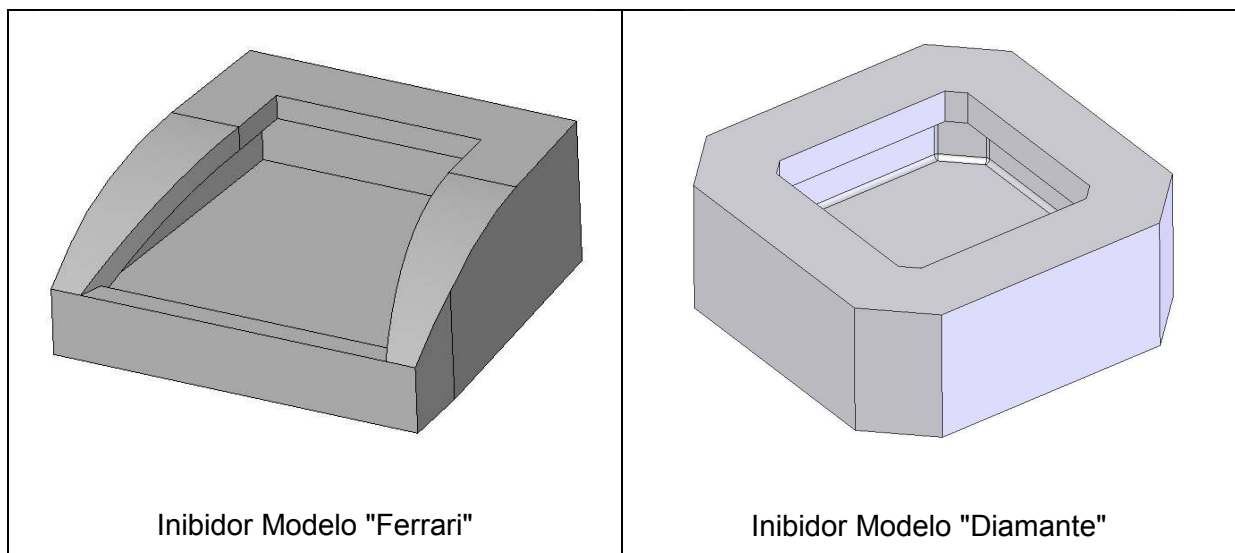


Figura 2-5 Desenho esquemático de inibidores de turbulência utilizados na indústria siderúrgica.

2.1.3 Tampões

Os tampões são dispositivos utilizados basicamente no controle do vazamento do aço do distribuidor para o molde. Os principais tipos de tampões existentes são ilustrados na

Figura 2-6. O tampão tradicional (Figura 2-6. a), usado inicialmente, apresentava uma estrutura composta de luvas e cabeça. Com a evolução e necessidade de aumentar a vida dos dispositivos, foi desenvolvido o tampão monolítico, o qual é constituído de uma única peça de refratário.

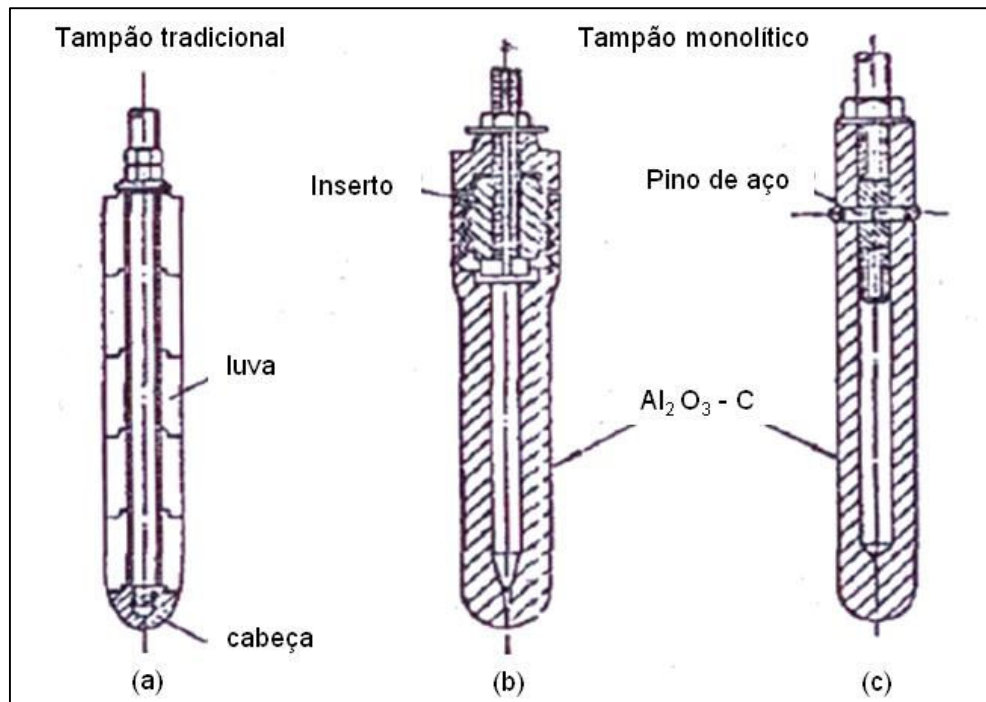


Figura 2-6 Tampões utilizados no controle de vazamento de aço líquido no distribuidor
(Fonte: Barbosa, 2005).

Além disso, apesar de não contribuírem para a melhoria dos volumes e tempos característicos, os tampões desempenham o importante papel de evitar a formação de vórtices próximos aos veios do distribuidor. Este fenômeno pode ocorrer durante as trocas de panelas, quando os níveis do banho podem atingir valores relativamente baixos [Thomas *et alli.*, 2003]. Esses vórtices, quando ocorrem, são responsáveis pelo arraste de escória para os moldes, contaminando assim o produto final.

2.2 Modelagem física de distribuidores de lingotamento contínuo

A utilização da modelagem física no estudo de processos siderúrgicos vem sendo aplicada com sucesso nas últimas décadas. As várias dificuldades encontradas para se realizar medições *in-loco* do escoamento no interior do distribuidor vêm incentivando

engenheiros e pesquisadores a utilizarem modelos físicos e matemáticos para avaliação do escoamento no interior destes equipamentos. Um grande número de estudos com modelos físicos são utilizados nessa área para entender e quantificar os fenômenos e a influência de variáveis operacionais e geométricas na otimização desses processos.

Segundo Damle e Sahai (1995), a modelagem física de distribuidores de lingotamento contínuo permite a obtenção da curva de distribuição de tempos de residência e a visualização do escoamento, além de servir como referência para validações de estudos numéricos.

O modelamento físico dos distribuidores de lingotamento é realizado geralmente em distribuidores confeccionados em acrílico transparente, o que favorece a visualização do escoamento, e utilizam a água como fluido modelador do aço líquido. O emprego da água se deve principalmente a proximidade entre os valores de viscosidade cinemática do aço e da água, como apresentado na tabela 2.1.

Tabela 2.1 – Propriedades físicas da água e do aço. Fonte (Mazumdar, 1999).

Propriedade	Água (20° C)	Aço (1600°C)
Viscosidade Molecular (μ), [kg/(m.s)]	0,001	0,0064
Densidade (ρ), [kg/m ³]	1000	7014
Viscosidade Cinemática ($\nu = \mu / \rho$), [m ² /s]	10 ⁻⁶	0,913x10 ⁻⁶

Contudo, para que os modelos físicos representem com fidelidade as características do escoamento do distribuidor industrial é necessário que alguns critérios de similaridade sejam satisfeitos. No caso dos distribuidores, onde na maioria dos estudos se utiliza modelos em escala, é importante garantir a similaridade geométrica e dinâmica com os modelos originais. A similaridade térmica pode ser desconsiderada uma vez que o estudo considera a hipótese de processo isotérmico. Seria interessante manter a similaridade térmica, mas é muito difícil conduzir experimentos em temperaturas elevadas como as encontradas no processo.

A similaridade geométrica é a relação entre dimensões homólogas do modelo e do protótipo e deve atender a um fator de escala, λ , que deve ser constante.

Já a similaridade dinâmica representa a similaridade de forças entre ambos os sistemas. Normalmente elas são representadas através da igualdade de números adimensionais como, por exemplo, o número de *Froude* e o número de *Reynolds*.

O número de *Reynolds* representa a relação entre os fluxos advectivos e difusivos de quantidade de movimento, enquanto que o número de *Froude* representa a relação entre os fluxos advectivos e os fluxos gerados pelas forças gravitacionais, ambos de quantidade de movimento. Como mencionado anteriormente, estudos realizados na área de metalurgia indicam que o escoamento turbulento no interior dos distribuidores é regido principalmente por efeitos gravitacionais e advectivos.

Dessa forma, o desenvolvimento do modelamento em escala reduzida no presente trabalho, utiliza o número de *Froude* como critério de similaridade. Tal condição é atingida pela seguinte igualdade:

$$Fr_M = Fr_P \quad (2.1)$$

Onde o índice *M* refere-se ao modelo e o *P* ao caso real, ou protótipo.

O desenvolvimento dessa igualdade permite chegar às seguintes relações entre as variáveis do modelo real e do modelo em escala:

- Relação entre dimensões:
$$\frac{L_M}{L_P} = \lambda \quad (2.2)$$

- Relação entre volumes:
$$\frac{V_M}{V_P} = \lambda^3 \quad (2.3)$$

- Relação entre vazões volumétricas:
$$\frac{Q_M}{Q_P} = \lambda^{5/2} \quad (2.4)$$

- Relação entre velocidades:
$$\frac{u_M}{u_P} = \lambda^{1/2} \quad (2.5)$$

Além disso, é necessário estabelecer uma relação entre os tamanhos das inclusões existentes no aço com as partículas modeladas uma vez que a eficiência na remoção é influenciada pela distribuição de tamanho das partículas e da cortina de bolhas na região de injeção do gás.

Para a faixa de tamanhos das inclusões encontradas nos distribuidores de lingotamento pode-se assumir que as mesmas escoam pelo aço segundo a velocidade terminal regida

pela lei de *Stokes*. Assim, a velocidade de ascensão das partículas no modelo e no protótipo podem ser escritas respectivamente como:

$$u_p^m = \frac{2r_p^2 g (\rho_L^m - \rho_p^m)}{9\mu_L^m} \quad (2.6)$$

$$u_p^P = \frac{2r_p^2 g (\rho_L^P - \rho_p^P)}{9\mu_L^P} \quad (2.7)$$

Para que haja a similaridade da distribuição de velocidades e das trajetórias das partículas entre o modelo e o protótipo é necessário que,

$$\left(\frac{u_L}{u_P} \right)_M = \left(\frac{u_L}{u_P} \right)_P \quad (2.8)$$

onde u_L e u_P são a velocidade do líquido e a velocidade da partícula, respectivamente.

Utilizando a relação de velocidades dada pela equação 2.5:

$$\frac{u_p^m}{u_p^P} = \frac{1}{\sqrt{\lambda}} \quad (2.9)$$

Por fim, substituindo pelas equações da velocidade de ascensão das partículas e assumindo a relação de viscosidade cinemática entre aço e a água próxima de 1 encontra-se:

$$\frac{r_{p(m)}}{r_{p(P)}} = \lambda^{-1/4} \sqrt{\frac{\left(1 - \frac{\rho_p}{\rho_L}\right)_P}{\left(1 - \frac{\rho_p}{\rho_L}\right)_m}} \quad (2.10)$$

Esta equação indica a relação entre os raios das inclusões do modelo e protótipo para que as trajetórias das mesmas sejam semelhantes em ambos os distribuidores.

Estabelecida todas as similaridades necessárias para a utilização do modelo físico um outro fator deve ser considerado: a forma de inspeção e análise dos resultados, ou seja, como analisar o escoamento no interior do distribuidor.

Nesse sentido várias técnicas experimentais vêm sendo utilizadas. Dentre elas pode-se destacar a Anemometria e Velocimetria a Laser, a injeção de corante e a condutimetria como as mais consolidadas e utilizadas por pesquisadores e engenheiros.

A Anemometria e Velocimetria a Laser são métodos quantitativos utilizados para medida dos campos de velocidade ou de turbulência em duas ou três dimensões. Neles são necessárias uma fonte laser e a adição de partículas de densidade semelhante a da água. A grande vantagem desse método é que o mesmo não promove perturbações no escoamento, ou seja, é não intrusivo. As técnicas mais utilizadas nesse tipo de estudos de modelos físicos são: a velocimetria por Laser-Dopler (LDV); velocimetria de alta densidade de imagens de partículas (PIV); e velocimetria por acompanhamento de partículas (PTV). Entretanto, apesar das grandes potencialidades a aplicação destas técnicas envolve um investimento superior aos experimentos tradicionais utilizando traçadores, devido ao custo dos equipamentos utilizados.

Através da injeção de corantes é possível caracterizar qualitativamente o escoamento no interior do distribuidor através da observação das linhas de corrente. O transporte do corante é registrado através de uma sequência de fotografias ou filmagem.

A técnica da condutimetria, bastante tradicional e largamente utilizada nos últimos anos, consiste na injeção de um traçador (sal, tinta) na entrada do distribuidor e o monitoramento da concentração desse traçador nos veios de saída ao longo do tempo. Sensores de condutividade elétrica são colocados nos veios de saída e monitoram ao longo de intervalos de tempo a condutividade instantânea da solução, no qual, é convertida em seguida em concentração de traçador. A dispersão temporal dos valores de concentração do traçador é relacionada então com a distribuição dos tempos de residência (DTR) do equipamento [Sahai e Emi, 1996]. Assim são obtidas as curvas de distribuição de tempos de residência, ou seja, concentração *versus* tempo, das quais pode-se extrair informações como tempos e volumes característicos, além da análise indireta da eficiência de remoção e flotação das inclusões.

Além dessas técnicas, novos estudos visam ainda reproduzir o comportamento das inclusões no interior do distribuidor. Embora estes experimentos ainda não estejam tão bem consolidados como os métodos apresentados, devido principalmente à dificuldade de se respeitar todas as condições de similaridades envolvidas, podem fornecer resultados qualitativos importantes a cerca da do comportamento das inclusões [Mazumdar e Guthrie, 1999].

As inclusões não metálicas podem ser simuladas através de micro-esferas ocas de vidro ou através de partículas de polipropileno de baixa densidade. A razão entre as massas específicas das micro-esferas e da água, 0,37, é muito próxima da razão entre as inclusões não metálicas e o aço líquido, 0,45.

O método com o material polipropileno necessita que sejam utilizados os critérios de similaridade apresentados anteriormente.

Os experimentos em laboratório são uma ferramenta indispensável na execução de projetos de distribuidores, provendo o engenheiro de informações valiosas à cerca do modelo.

2.2.1 Modelo Experimental utilizado no trabalho

O presente trabalho, como mencionado anteriormente, foi realizado em duas etapas. Na primeira fase, visando consolidar as técnicas aplicadas para os modelos numéricos, o estudo foi realizado em diferentes configurações de distribuidores, porém sem a consideração de injeção de gás. Dessa maneira os modelos experimentais utilizados para corroboração dos modelos numéricos consideram somente o escoamento de água no interior do distribuidor. Na segunda etapa, visando o estudo do escoamento multifásico, os modelos experimentais consideram a injeção de gás no interior do distribuidor.

Em ambas as etapas, para realizar a quantificação e qualificação do escoamento nos distribuidores foi utilizada a técnica de condutimetria.

Para cada um dos distribuidores estudados foi construído um modelo em escala em acrílico. O fator de escala de cada um varia de acordo com a dimensão original.

A vazão de água foi controlada por uma bomba peristáltica instalada no tubo longo de entrada do distribuidor e em cada um dos veios de saída é colocado um sensor de condutividade elétrica. Assim, após a estabilização do fluxo em regime permanente para uma determinada vazão de água, é injetado um traçador na entrada do distribuidor. Esse traçador, geralmente um sal, é injetado na forma de um pulso.

A concentração de traçador nos veios é monitorada pelos sensores em intervalos de tempo determinados até que praticamente a concentração seja zero, ou seja, todo traçador tenha deixado o distribuidor.

Dessa maneira, obtêm-se para cada modelo de distribuidor as curvas características de distribuição de tempos de residência.

Já para a avaliação de eficiência de remoção das inclusões realizada no distribuidor com injeção de gás, o modelo experimental construído é um pouco mais complexo. A montagem conta também com uma bomba peristáltica para a injeção da água instalada na

entrada do distribuidor e com peneiras metálicas com 0,063 mm de abertura adaptadas nos veios de saída. O objetivo das peneiras é coletar as partículas sólidas que saem através dos veios.

Para a simulação da injeção de gás pelo fundo do distribuidor foi montado em um dos lados do distribuidor um sistema de injeção de ar comprimido, com medidor de vazão, acoplado a uma peça porosa retangular de material cerâmico.

A Figura 2-7 ilustra esquematicamente a montagem do modelo.

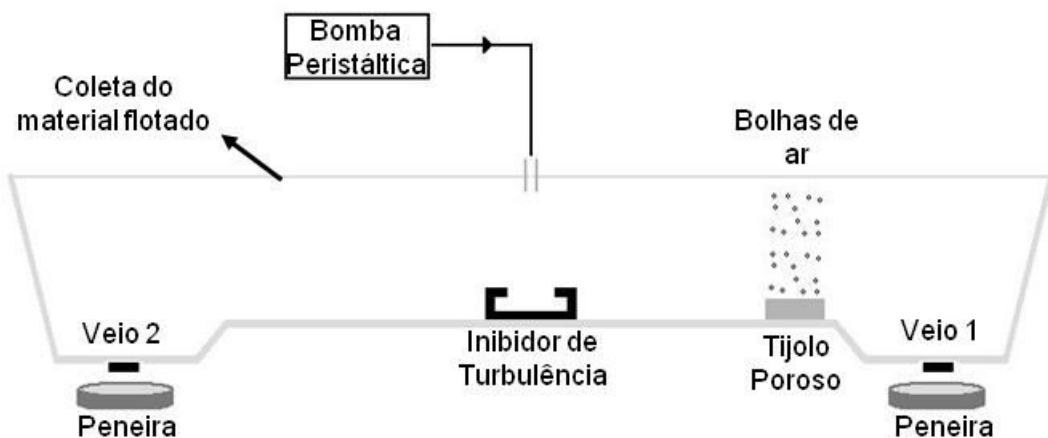


Figura 2-7 Esquema da montagem do modelo do distribuidor com injeção de gás.

O comportamento fluidodinâmico das inclusões é simulado por partículas de polipropileno de baixa densidade, peso específico de $0,97 \text{ g/cm}^3$. O material é embebido em álcool para a formação de uma polpa injetável pela bomba. A determinação do tamanho das partículas de polipropileno foi definida através da relação entre os raios das inclusões não metálicas e das partículas utilizadas no modelo, equação 2.10. A utilização nos modelos de partículas com granulometria entre 105 e 297 microns, por exemplo, simula a ação de inclusões, na escala industrial, entre 32 e 90 microns.

Desse modo, os experimentos são realizados da seguinte forma:

- O fluxo de água no modelo é estabilizado em regime permanente para uma determinada vazão;
- O sistema de injeção de ar comprimido é acionado e a vazão é regulada formando uma cortina de bolhas em um dos lados do distribuidor;
- É injetada a polpa com as partículas de polipropileno durante um determinado período de tempo;
- São observados mais alguns minutos sem a adição de material para que o teste seja finalizado;

- São coletados os materiais passantes pelos veios e aprisionados nas peneiras, além do material flotado na superfície do distribuidor;
- Esses materiais são secados em estufa e por fim realizada a pesagem em balança de precisão.

Assim, ao final do experimento é possível determinar a massa de partículas removidas em cada veio e a massa de material flotada.

Os modelos foram desenvolvidos nas Universidades Federais de Ouro Preto e do Rio Grande do Sul pela empresa Magnesita Refratários S.A..

CAPITULO 3

CFD APLICADO A DISTRIBUIDORES DE LINGOTAMENTO CONTÍNUO

3.1 Introdução

A Dinâmica dos Fluidos Computacional (CFD) é baseada na teoria dos Fenômenos dos Transportes e utiliza a simulação numérica para a predição dos fenômenos de escoamento.

Para tratar o problema computacionalmente é necessário primeiramente expressar de forma adequada as equações governantes e a região (domínio) em que elas são válidas.

Dessa forma a primeira etapa no modelamento de um problema através de CFD é a definição e construção do domínio de análise, ou seja, da geometria tridimensional. A geometria e suas fronteiras devem ser definidas de acordo com as condições de contorno conhecidas do problema.

Como não podemos obter soluções numéricas de forma contínua, o próximo passo é a discretização do domínio, ou seja, a divisão do domínio em diversos volumes, conhecidos como malha computacional. A construção e distribuição da malha no domínio é extremamente importante para a obtenção de uma solução numérica representativa do escoamento.

Em seguida, após realizado a construção da malha, são definidos as condições de contorno, condições iniciais, propriedades físicas dos materiais e os parâmetros do escoamento que especificam o problema a ser tratado.

Com os modelos adequados aplicados, as equações são resolvidas através de métodos numéricos fornecendo a solução do problema.

Por fim, esses resultados devem ser analisados através de ferramentas de visualização. Essa etapa final é conhecida como pós processamento.

3.2 Modelagem matemática

A simulação numérica aplicada a problemas envolvendo mecânica dos fluidos deve descrever os aspectos mais importantes da física do problema real através de um conjunto de equações diferenciais e expressões algébricas, com condições iniciais e de contorno bem estabelecidas, conhecido como modelo matemático.

Os primeiros estudos matemáticos realizados em distribuidores não levavam em consideração a geometria do equipamento e procuravam descrever algumas características

físicas do escoamento. O problema era descrito por equações empíricas ou semi-analíticas e adotavam um grande número de simplificações.

Com a evolução dos métodos matemáticos e principalmente dos recursos computacionais, em 1985 surgiram os primeiros estudos em distribuidores considerando características geométricas. Os modelos eram para escoamentos em regime permanente, bidimensionais e já empregavam técnicas de mecânica dos fluidos computacional.

Em seguida, He e Sahai (1990) iniciaram os estudos tridimensionais em distribuidores. O modelo era semelhante ao utilizado por Debroy e Sychterz (1985), porém considerando um valor de largura no distribuidor e desta forma capturando características tridimensionais do escoamento.

Atualmente, com o desenvolvimento de ferramentas computacionais comerciais e a evolução de novas técnicas para geração e tratamento de malhas em geometrias complexas, as análises tridimensionais, considerando todos os detalhes internos dos distribuidores, tornou-se uma das metodologias mais aplicadas para avaliação, otimização e desenvolvimento de novos equipamentos. A grande vantagem dos modelos numéricos 3D é a reprodução geométrica bem mais fiel dos modelos reais, permitindo a análise da influência de diferentes parâmetros construtivos no desempenho do distribuidor, sem a necessidade da construção física dos modelos necessários para as análises experimentais [Silva, 2007]. Além disso, as ferramentas computacionais disponíveis hoje em dia permitem uma análise detalhada dos resultados, através da visualização tridimensional de linhas de correntes, vetores de velocidades, planos de contorno, dentre outros.

Para se modelar o escoamento no interior do distribuidor de lingotamento contínuo deve se utilizar as equações de conservação de massa, quantidade de movimento e energia. Considerando o escoamento isotérmico e sem forças de campo, as equações de conservação de massa e quantidade de movimento escritas para coordenadas cartesianas assumem as formas:

$$\frac{\partial \rho}{\partial t} + \frac{\partial}{\partial x_i} (\rho u_i) = 0 \quad (3.1)$$

$$\frac{\partial}{\partial t} (\rho u_i) + \frac{\partial}{\partial x_j} (\rho u_i u_j) = -\frac{\partial p}{\partial x_i} + \frac{\partial}{\partial x_j} \left\{ \mu \left(\frac{\partial u_i}{\partial x_j} + \frac{\partial u_j}{\partial x_i} \right) \right\} \quad (3.2)$$

Entretanto, a complexidade destas equações limita, até mesmo para casos simples, a obtenção de uma solução com os recursos computacionais atualmente disponíveis se uma

simulação considerando todas as escalas espaciais e temporais (transientes) for desejada. A aplicação destas equações na sua forma discreta impossibilita também a representação de estruturas turbulentas cujas dimensões espaciais e temporais são inferiores aos refinamentos de malha e passos de tempo empregados no modelo computacional [Freire, Menut e Su, 2002]. A utilização de malhas e passos de tempo refinados o suficiente para capturar inclusive as menores escalas turbulentas presentes no escoamento, abordagem conhecida como Simulação Numérica Direta (DNS), é praticamente inviável em nível industrial, pois a representação das menores estruturas turbulentas poderia implicar na utilização de malhas excessivamente refinadas, associadas a passos de tempo muito pequenos, da ordem de 10^{-8} s, tornando as análises muito caras computacionalmente (computadores sofisticados) e demoradas.

Para modelar estes escoamentos são utilizados então modelos aproximados, tais como as equações de *Navier-Stokes* com valores médios no tempo, conhecidas como *Reynolds Averaged Navier-Stokes Equations* (RANS) e que são empregadas neste trabalho.

Decompondo-se as variáveis u e p em componentes médias e flutuações, associadas à turbulência, de forma que, $u_i = U_i + u_i'$ e $p = P + p'$, as equações médias de *Reynolds* que governam o escoamento ficam

$$\frac{\partial \rho}{\partial t} + \frac{\partial}{\partial x_i} (\rho U_i) = 0 \quad (3.3)$$

$$\frac{\partial}{\partial t} (\rho U_i) + \frac{\partial}{\partial x_j} (\rho U_i U_j) = -\frac{\partial P}{\partial x_i} + \frac{\partial}{\partial x_j} \left\{ \mu \left(\frac{\partial u_i}{\partial x_j} + \frac{\partial u_j}{\partial x_i} \right) - \overline{\rho u_i' u_j'} \right\} \quad (3.4)$$

Assim, tomando-se a média das equações de *Navier-Stokes* surgem novos termos, $-\overline{\rho u_i' u_j'}$, conhecido por tensões de *Reynolds* [Freire, Menut e Su, 2002], que carregam as características turbulentas e transitórias do escoamento. Com isso torna-se necessário a modelagem dessas flutuações.

Boussinesq propôs que as tensões de *Reynolds* sejam aproximadas em função de uma viscosidade turbulenta (μ_t) e das taxas de deformação do escoamento médio, dando origem à hipótese de *Boussinesq*

$$-\overline{\rho u_i' u_j'} = \mu_t \left(\frac{\partial U_i}{\partial x_j} + \frac{\partial U_j}{\partial x_i} \right) \quad (3.5)$$

O tensor de *Reynolds* pode ser interpretado então como a difusividade turbulenta da quantidade de movimento, ou seja, as flutuações de velocidade turbulentas colaboram para o aumento do transporte das propriedades.

Assim, o desafio dos modelos de turbulência baseados na hipótese de *Boussinesq* é determinar a viscosidade turbulenta. Os modelos dessa classe mais conhecidos e industrialmente aplicados atualmente são os de duas equações, como por exemplo, os modelos $k-\varepsilon$ e o $k-\omega$. O modelo $k-\varepsilon$, de Launder e Spalding (1974), trabalha com duas equações de transporte a mais para as variáveis energia cinética turbulenta (k) e dissipação viscosa turbulenta (ε). O modelo ainda utiliza algumas constantes que são definidas empiricamente. Essa abordagem representa muito bem as regiões de alta velocidade, onde as características turbulentas do escoamento são predominantes.

Assim, devido aos bons resultados e principalmente a sua robustez, o método é hoje o mais utilizado a nível industrial, não somente na área de metalurgia como em outras como automobilística e geração de energia.

Entretanto, o método possui algumas limitações na modelagem do escoamento com baixas velocidades, principalmente nas regiões próximas à parede [Menter, 1994], que levaram alguns autores, Gardin *et alli.* (1999), Robert e Mazumdar (2001), dentre outros, a questionarem sua aplicação na modelagem de distribuidores de lingotamento contínuo. Infelizmente, não existem modelos de turbulência que satisfaçam todas as regiões do escoamento, e por isso são necessárias as constantes que são adequadas para determinadas classes de problemas e regiões de escoamento.

Como destacado anteriormente, o escoamento no interior do distribuidor apresenta regiões com níveis de velocidade distintos. A região de entrada é caracterizada por uma zona de alta turbulência devido o impacto do jato de aço com as paredes do distribuidor. Já o restante do distribuidor possui baixas velocidades, caracterizando quase que um escoamento laminar.

Dessa forma os métodos baseados na dissipação da energia cinética turbulenta, $k-\varepsilon$, por exemplo, seriam adequados para a região de entrada do distribuidor, porém poderiam comprometer os resultados nas regiões de baixas velocidades. Já os modelos baseados na frequência turbulenta, $k-\omega$, conseguem representar de forma mais eficiente os fenômenos relacionados à camada limite turbulenta, principalmente nas regiões de baixa velocidade. Em contrapartida, podem apresentar grande sensibilidade à frequência turbulenta nas regiões afastadas da parede [Menter, 1992].

Contudo, Silva (2007), propôs a utilização de uma abordagem híbrida, criada por Menter em 1994, que leva em consideração as vantagens dos dois modelos. O modelo, nomeado

SST (*Shear Stress Transfer*), utiliza o modelo $k - \omega$ nas regiões próximas à parede e $k - \varepsilon$ nas regiões afastadas das mesmas.

Uma função $F1$ que varia de 0, nas regiões afastadas da parede, a 1, nas regiões próximas à parede, é utilizada para realizar a transição entre os modelos. Ainda assim, Daoud *et alli.* (2005), Schwarze, Obermeier e Janke (2001), concluíram em seus trabalhos que nenhum modelo de turbulência foi capaz de caracterizar, com a mesma qualidade, todas as configurações geométricas testadas para um determinado distribuidor. Uma conclusão esperada em função da dificuldade dos modelos em representar todo o espectro turbulento em um escoamento.

Portanto, a escolha do modelo deve ser relacionada ao conhecimento prévio das características do escoamento do equipamento em estudo.

Para o trabalho presente, devido às características já mencionadas, decidiu-se pela utilização do modelo SST.

3.2.1 Métodos numéricos para solução das equações

Até pouco tempo um dos grandes limitantes na solução de problemas matemáticos eram os métodos numéricos. Para os escoamentos incompressíveis de fluidos Newtonianos, o modelo matemático é estabelecido com as equações de conservação da quantidade de movimento e da massa.

Estas equações, quando submetidas a condições de contorno e iniciais apropriadas, representam, matematicamente, um problema particular (Shames, Irving Herman, 1973). A solução analítica das mesmas só é possível para escoamentos muito simples. Para se analisar problemas reais, a única alternativa então é o uso dos chamados métodos numéricos. A discretização ou aproximação das equações apresentadas para criação do modelo computacional é que caracteriza as diferentes metodologias numéricas. Os métodos mais conhecidos utilizados para solução numérica de equações diferenciais são os métodos das Diferenças Finitas, dos Elementos Finitos e dos Volumes Finitos [Maliska, 2004].

Dentre estes, o método dos volumes finitos destaca-se pelo seu princípio conservativo. O método 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 os volumes de controle, garante-se a conservação das propriedades físicas em nível discreto para qualquer refino de malha.

Para o presente estudo, o método utilizado foi uma variação do método dos Volumes Finitos, conhecido como método dos volumes finitos baseado em elementos (EbFVM), [Maliska, 2004], que representa a modelagem utilizada pelo software ANSYS CFX.

No método EbFVM os volumes de controle são criados através do método das medianas, unindo os centróides de cada elemento com os pontos médios de suas faces. Dessa maneira o método não utiliza diretamente os elementos de malha como volume de controle. Os mesmos são criados através da montagem elemento por elemento dos subvolumes de controle envolvidos, como ilustra a Figura 2-8.

Uma das grandes vantagens do método é a utilização de malhas não estruturadas, muito mais flexíveis e que permitem a discretização de geometrias complexas. Entretanto, como nos métodos dos elementos finitos, necessita-se conhecer as relações de conectividade entre os elementos.

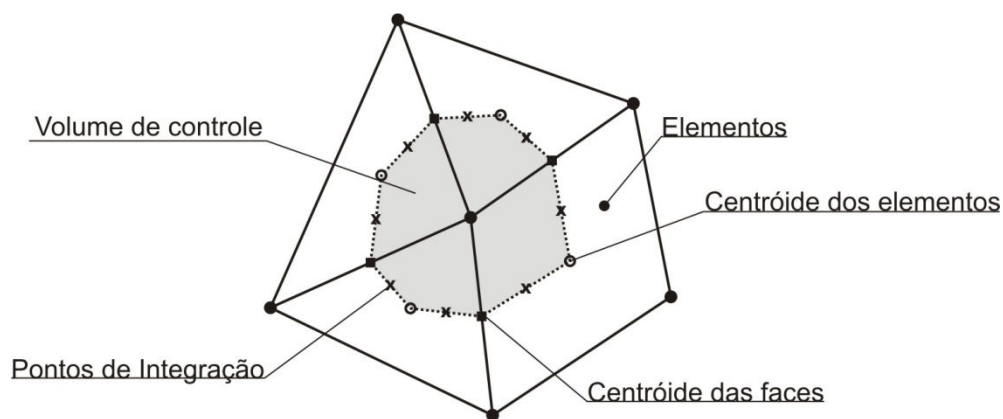


Figura 3-1 Processo de obtenção dos volumes de controle no método EbFVM e posicionamento dos pontos de integração (Maliska, 2004 e Silva, 2007).

Ao se integrar as equações de conservação no volume de controle indicado surgem integrais volumétricas, que são descritas em função do valor médio das propriedades no interior do volume de controle, e integrais de superfície, que são obtidas pelo somatório ao longo das faces do volume associados aos pontos de integração.

Para que os valores associados aos pontos de integração possam ser obtidos a partir dos valores das propriedades armazenadas nos vértices da malha, pontos nodais, são utilizadas funções de interpolação. A utilização de funções de interpolação exata, obtida das próprias equações diferenciais que se deseja resolver, leva a solução numérica do problema à exatidão, independentemente do tamanho de malha e da dimensionalidade do problema [Maliska, 2004].

Entretanto, essas funções só são conhecidas para uma pequena classe de problemas nas quais a solução analítica é conhecida. Assim, na maioria dos problemas industriais, torna-se necessário a utilização de funções de interpolação aproximadas. O uso dessas

funções dá origem aos chamados erros de truncamento, que podem gerar as conhecidas oscilação ou difusão numérica.

A escolha das funções e conseqüentemente os erros associados possui relação direta com a física dos respectivos termos da equação diferencial nos quais a função será aplicada.

As funções de interpolação para os termos difusivos não apresentam problemas de estabilidade para o método numérico [Maliska, 2004]. Por este motivo empregam esquemas simplificados, baseados na interpolação linear dos valores nodais. No método EbFMV esta interpolação é criada com auxílio das funções de forma, provenientes do método dos elementos finitos [ANSYS CFX, 2006].

Já para os termos advectivos, os fluxos dependem dos valores da variável no ponto de integração, que devem, portanto, ser determinados a partir dos valores nodais. Embora esquemas baseados na interpolação linear dos valores nodais também pudessem ser aplicados, a aproximação se tornaria pouco eficiente e geraria oscilações numéricas para problemas fortemente advectivos [Maliska, 2004], e por isso uma função de interpolação baseada na direção do vetor velocidade é adotada. O valor da propriedade no ponto de integração ϕ_{Pi} é neste caso descrito em função do valor da propriedade numa posição à montante do escoamento, ϕ_U , e do gradiente da função na direção da velocidade [ANSYS CFX, 2006]:

$$\phi_{Pi} \approx \phi_U + \beta \frac{\partial \phi}{\partial r} \cdot \Delta r \quad (3.6)$$

onde r representa a direção do escoamento e β uma variável adimensional que permitirá a obtenção de diferentes esquemas de interpolação.

Fazendo o valor da função no ponto de integração ϕ_{Pi} igual ao valor da variável numa posição à montante do escoamento, ou seja, assumindo β igual a zero, obtém-se o esquema de interpolação conhecido como *Upwind*.

O *Upwind* é um esquema de primeira ordem, estável numericamente e bastante aplicável a problemas de advecção dominante. Entretanto, o fato da derivada na direção do vetor velocidade ser desconsiderada dá origem a erros associados a um gradiente da propriedade, conhecidos como Difusão Numérica.

Por outro lado, considerando valores diferentes de zero para β e a derivada da variável ϕ na direção da velocidade tem-se uma função de interpolação de alta ordem. Os esquemas de alta ordem são menos robustos e mais lentos que os de primeira ordem. No

entanto, apresentam soluções mais precisas e melhor aplicação a problemas advectivos-difusivos. Além disso, a utilização de funções de interpolação de alta ordem pode dar origem às chamadas oscilações numéricas em regiões de fortes gradientes, como destacado por Maliksa [2004].

Para reduzir esses problemas, no software ANSYS CFX, a função conhecida como *High Resolution* calcula o valor de β de forma que o valor da propriedade no ponto de integração não ultrapasse os valores máximos e mínimos observados nos vértices vizinhos ao mesmo.

Dessa maneira, a função permite a redução da ordem de grandeza dos erros de truncamento envolvidos nos esquemas Upwind e reduz os problemas de oscilação numérica característicos aos esquemas de interpolação de alta ordem.

No presente estudo, em virtude de todas as características expostas anteriormente foi utilizado o modelo *High Resolution* como função de interpolação para os termos difusivos e advectivos.

Contudo, as curvas de DTR são obtidas através de simulações transientes e, portanto é necessário ainda estabelecer funções de interpolação para os termos transientes da equação de transporte. Para utilização de passos de tempos maiores sem comprometer a qualidade das análises transientes foi escolhido uma aproximação de alta ordem disponibilizada no ANSYS CFX conhecida como aproximação de segunda ordem de Euler:

$$\left. \frac{\partial \phi}{\partial t} \right|_{t=t} \approx \frac{1}{\Delta t} \left(\frac{3}{2} \phi - 2\phi^0 + \frac{1}{2} \phi^{00} \right) \quad (3.7)$$

onde ϕ^{00} representa a solução obtida na penúltimo nível de tempo.

3.2.2 Modelo Multifásico Euleriano

As equações de conservação apresentadas na seção anterior são capazes de descrever todas as informações a respeito do escoamento quando o mesmo é composto somente de uma fase, ou seja, considerando somente o aço líquido, no modelo real, ou água, para o modelo experimental, escoando no interior do distribuidor.

Porém, como já mencionado, a segunda parte do trabalho visa o estudo do escoamento de água no interior do distribuidor com a injeção de gás. O escoamento composto pela água e bolhas dispersas de ar é simulado por um modelo multifásico Euleriano, ou seja, cada fase possui seu próprio campo de velocidades, enquanto o campo de pressão é compartilhado

por ambas. Os campos de velocidade são então acoplados por um modelo de arraste empírico, responsável pela transferência de momento entre as fases.

As equações do modelo multifásico são derivadas das equações do modelo monofásico. Sendo assim, as equações da continuidade para cada fase são:

$$\nabla \cdot \mathbf{V}_{agua} = S_{massa_{agua}} \quad (3.8)$$

$$\nabla \cdot \mathbf{V}_{gás} = S_{massa_{gás}} \quad (3.9)$$

onde \mathbf{V} é o vetor velocidade médio no tempo de cada fluido $\{\mathbf{V}_x \mathbf{V}_y \mathbf{V}_z\}$. O termo S_{massa} é o termo fonte de geração ou retirada de massa.

As duas equações de conservação da quantidade de movimento são também similares à equação do modelo monofásico, com a exceção de um termo extra para a transferência de quantidade de movimento entre as fases:

$$\nabla \cdot (f_{agua} (\rho_{agua} \mathbf{V}_{agua} \otimes \mathbf{V}_{agua})) = \nabla \cdot (f_{agua} \mu_{eff} (\nabla \mathbf{V}_{agua} + (\nabla \mathbf{V}_{agua})^T)) - f_{agua} \nabla \mathbf{p} + c_{agua\ gás}^{(arraste)} (\mathbf{V}_{gás} - \mathbf{V}_{agua}) + S_{QM_{agua}} \quad (3.10)$$

$$\nabla \cdot (f_{gás} (\rho_{gás} \mathbf{V}_{gás} \otimes \mathbf{V}_{gás})) = \nabla \cdot (f_{gás} \mu_{eff} (\nabla \mathbf{V}_{gás} + (\nabla \mathbf{V}_{gás})^T)) - f_{gás} (\mathbf{B}_{gás} - \nabla \mathbf{p}) + c_{gás\ agua}^{(arraste)} (\mathbf{V}_{agua} - \mathbf{V}_{gás}) + S_{QM_{gás}} \quad (3.11)$$

onde ρ é a densidade, \mathbf{p} é a pressão, f é a fração volumétrica, \mathbf{B} é a força de campo representando o empuxo e $\mathbf{S}_{QM} = \{\mathbf{S}_{QM_x}, \mathbf{S}_{QM_y}, \mathbf{S}_{QM_z}\}$ é o termo fonte de geração de quantidade de movimento.

Os termos de arraste entre as fases $c_{agua\ gás}^{(arraste)}$ e $c_{gás\ agua}^{(arraste)}$ são definidos como:

$$c_{agua\ gás}^{(arraste)} = \frac{3}{4} \frac{C_D}{d} f_{gás} \rho_{agua} |\mathbf{V}_{gás} - \mathbf{V}_{agua}| \quad (3.12)$$

$$c_{\text{gás água}}^{(\text{arraste})} = \frac{3 C_D}{4 d} f_{\text{água}} \rho_{\text{gás}} |\mathbf{V}_{\text{água}} - \mathbf{V}_{\text{gás}}| \quad (3.13)$$

O coeficiente de arraste C_D é uma função do número de *Reynolds* de bolha Re_b , dado por

$$Re_b = \frac{\rho_{\text{água}} |\mathbf{V}_{\text{água}} - \mathbf{V}_{\text{gás}}| d}{\mu_{\text{água}}} \quad (3.14)$$

A relação entre C_D e Re_b é determinada experimentalmente e é conhecida como curva de arraste. No presente trabalho utilizou-se a relação para $0 \leq Re_b \leq 1000$, também conhecida como correlação *Schiller-Nauman*:

$$C_D = \frac{24}{Re_b} (1 + 0,15 Re_b^{0,687}) \quad (3.15)$$

3.2.2.1 Empuxo entre as fases

Devido a diferença de densidade entre a água e o ar, a força de empuxo é importante no cálculo do escoamento da fase gasosa. A mesma é a principal responsável de o gás abandonar o domínio pela parte superior do distribuidor.

No presente trabalho foi utilizada a simplificação de densidade constante para a fase gasosa, desprezando-se o efeito da coluna de água.

A força de empuxo é introduzida na equação da quantidade de movimento como uma força de campo, \mathbf{B} :

$$\mathbf{B} = (\rho_{\text{água}} - \rho_{\text{gás}}) \mathbf{g} \quad (3.16)$$

onde \mathbf{g} é o vetor gravidade.

3.2.3 Modelagem matemática para injeção do traçador

A injeção do traçador no modelo matemático é semelhante ao procedimento experimental. Ela se dá na forma de um pulso onde uma determinada concentração de traçador é injetada.

No ANSYS CFX a injeção é determinada através de uma função “step”:

$$\text{Pulso} = 0,001[\text{kg}/\text{m}^3] * \text{step} ((1[\text{s}]-t)/1[\text{s}])$$

Essa função basicamente diz que $0,001 [\text{kg}/\text{m}^3]$ de traçador entram no sistema durante o intervalo de 1 segundo.

Paralelamente, uma variável escalar (traçador) é criada, com unidade de $[\text{kg}/\text{m}^3]$, sendo que sua difusão e advecção dentro do distribuidor são resolvidas durante o tempo necessário para que a concentração do traçador nas saídas (veios) atinja valores próximos de zero.

Matematicamente, a equação a ser resolvida é a seguinte

$$\frac{\partial \phi}{\partial t} + \nabla \cdot (U\phi) = \nabla \cdot \left(\left(\rho D_\phi + \frac{\mu_T}{Sc_T} \right) \nabla \cdot \left(\frac{\phi}{\rho} \right) \right) + S_\phi \quad (3.17)$$

onde, ϕ é a concentração do traçador em $[\text{kg}/\text{m}^3]$, D_ϕ é a difusividade e Sc_T é o número de *Schmidt* turbulento (≈ 1). A difusividade da solução na água vale aproximadamente $1,83 \text{ e-}9 \text{ m}^2/\text{s}$.

3.2.4 Modelagem lagrangeana das inclusões

A formulação Lagrangeana consiste na solução da trajetória para inclusões imersas no escoamento, realizando um balanço de forças sobre as mesmas.

O comportamento das inclusões no interior do distribuidor de lingotamento contínuo é caracterizado por diversos fenômenos complexos como colisão, coalescência e aderência das partículas às paredes do equipamento [Sinha e Sahai 1993], [Tazawa *et alli.*, 1999], [Ishi *et alli.*, 2001]. A complexidade dos fenômenos dificulta a modelagem e validação dos estudos, levando pesquisadores recorrerem a modelos simplificados que desconsideram tais ocorrências [De Kock, 2005], [Daoud, 2006].

No presente trabalho, as análises lagrangeanas desconsideram a influência das partículas sobre o escoamento, ou seja, as partículas são passivas, de forma que tais trajetórias são calculadas após o escoamento de água no interior do distribuidor ser resolvido. O objetivo é, considerando um distribuidor com injeção de gás em um dos lados, verificar a fração de partículas que são removidas em cada veio de saída e que são removidas pelo contato com a superfície superior por flotação.

As partículas injetadas no domínio são rastreadas por uma formulação lagrangeana, que reconstrói a trajetória das mesmas através de uma sucessão de deslocamentos, calculados com base em um passo de tempo infinitesimal, δt , na última posição e velocidade avaliada para a partícula (\mathbf{x}_p^0 \mathbf{U}_p^0), na forma:

$$\mathbf{x}_p = \mathbf{x}_p^0 + \mathbf{U}_p^0 \delta t \quad (3.18)$$

A nova velocidade da partícula é calculada por

$$m_p \frac{\partial \mathbf{U}_p}{\partial t} = \sum F_p \quad (3.19)$$

onde m_p representa a massa da partícula, e F_p as forças atuando sobre a mesma.

Diversas forças atuam sobre as partículas, dentre elas o arrasto, o empuxo, a força de sustentação e de massa adicional. Porém, recentemente, Yuan e Thomas (2005) realizaram estudos verificando a relevância dessas forças no cálculo das trajetórias pelo método lagrangeano. Os resultados mostraram que as principais forças atuando em inclusões não metálicas no distribuidor são as de empuxo e o arrasto.

Dessa maneira, a ação das forças sobre as partículas pode ser representada pela seguinte equação [ANSYS CFX, 2006]

$$m_p \frac{\partial \mathbf{U}_p}{\partial t} = \frac{1}{8} \pi \rho d_p^2 C_D |\mathbf{U}_p - \mathbf{U}| \cdot (\mathbf{U}_p - \mathbf{U}) + \frac{1}{6} \pi d_p^3 (\rho_p - \rho) \mathbf{g} \quad (3.20)$$

Onde m_p é a massa da partícula, d_p o diâmetro da partícula, \mathbf{U}_p a velocidade da partícula e ρ_p a massa específica da partícula.

Como era esperado, na equação, partículas de maior diâmetro apresentam maiores chances de serem capturadas pelo efeito de flotação devido ao maior empuxo. O primeiro termo do lado direito da equação representa as forças relacionadas com a diferença de

velocidades entre a partícula e o fluido, ou seja, o arrasto. Já o segundo termo representa a força relacionada ao empuxo.

O termo C_D é conhecido como coeficiente de arraste e é calculado pelo modelo de *Schiller Naumann* por

$$C_D = \frac{24}{R_e} (1 + 0,15 R_e^{0,687}) \quad (3.21)$$

O número de *Reynolds* depende das propriedades da fase contínua, no caso a água, e é definido como

$$R_e = \frac{\rho |\mathbf{U} - \mathbf{U}_p| d_p}{\mu} \quad (3.22)$$

Contudo, no cálculo das trajetórias das partículas, a flutuação instantânea de velocidade, que é responsável pela dispersão local das partículas, não é obtida diretamente, pois apenas as componentes médias do campo fluidodinâmico são estabelecidas pelas equações RANS. Assim, utiliza-se o modelo de Dispersão de Turbulência, disponível no ANSYS CFX, no qual as flutuações instantâneas de velocidades 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).

Miki e Thomas, 1999, realizaram estudos para verificar a influência da utilização do modelo de dispersão de turbulência no cálculo das trajetórias das partículas no interior do distribuidor. Os estudos indicaram uma forte influência do modelo sobre as partículas de menores diâmetros, aumentando significativamente a remoção das mesmas pela superfície da escória. Entretanto representou uma queda na flotação das partículas de maiores diâmetros (Figura 3-2).

No trabalho apresentado, foram realizados estudos com e sem a utilização do modelo de dispersão. Os resultados foram confrontados com os dados experimentais e serão apresentados nas próximas seções.

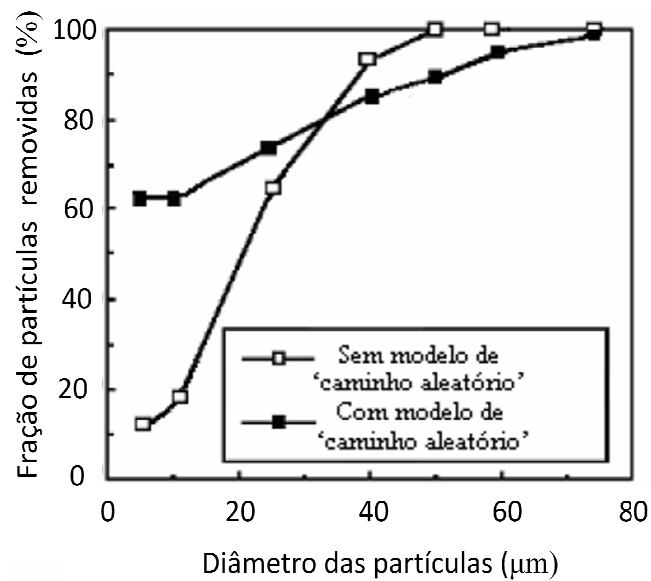


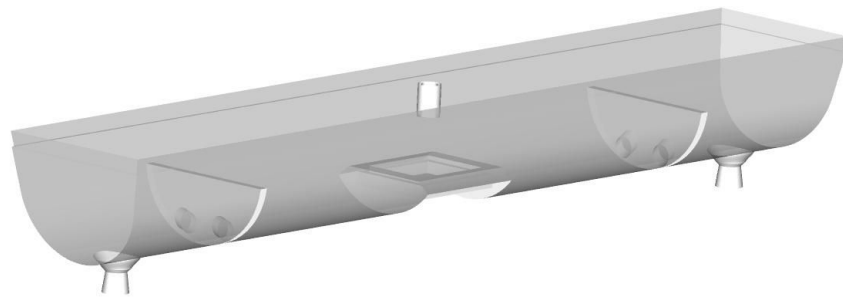
Figura 3-2 Avaliação do efeito da Dispersão de Turbulência. (Fonte: Daoud, 2006).

3.3 Os modelos computacionais desenvolvidos para os distribuidores

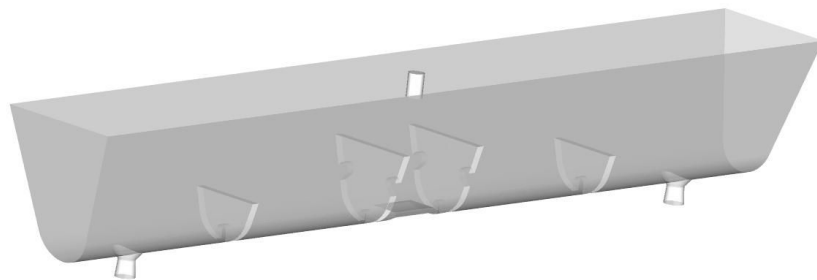
Nesta seção serão apresentadas as características dos modelos computacionais desenvolvidos para a realização do presente estudo.

Inicialmente, para o estudo das metodologias de quantificação e qualificação do escoamento no interior dos distribuidores de lingotamento foi considerado um modelo monofásico com água e avaliado quatro configurações diferentes de distribuidores.

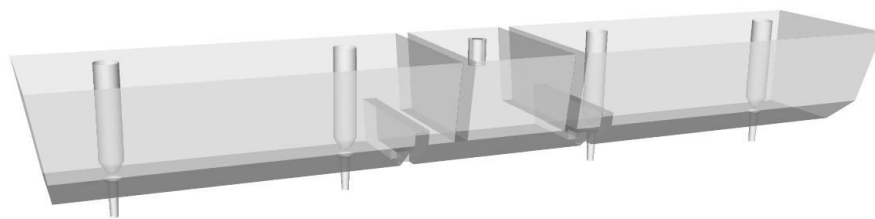
A Figura 3-3 ilustra as quatro configurações estudadas nessa primeira etapa.



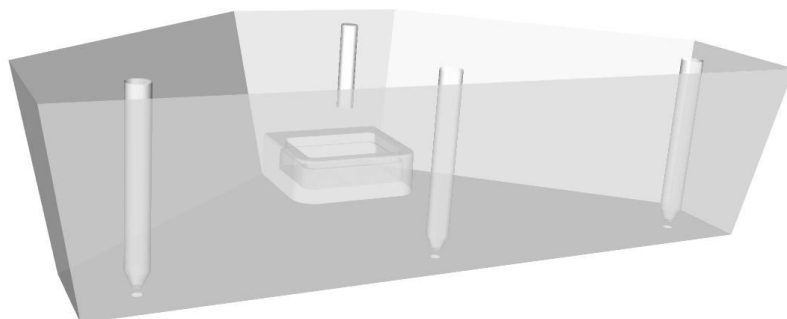
Configuração 1



Configuração 2



Configuração 3



Configuração 4

Figura 3-3 Configurações geométricas analisadas no trabalho.

Todas as geometrias avaliadas são modelos reais utilizados em escala industrial. Para a análise multifásica, considerando a injeção de gás no interior do distribuidor, foi avaliada uma única configuração de distribuidor (Figura 3-4), porém com duas variações na posição do tijolo poroso no qual se dá a injeção. Vale ressaltar, que para efeitos de comparação na remoção de inclusões, a injeção de gás se dá somente em um dos lados do distribuidor. Dessa forma, ao final, pode-se comparar a saída de inclusões nos veios e verificar assim a efetividade do processo de injeção.

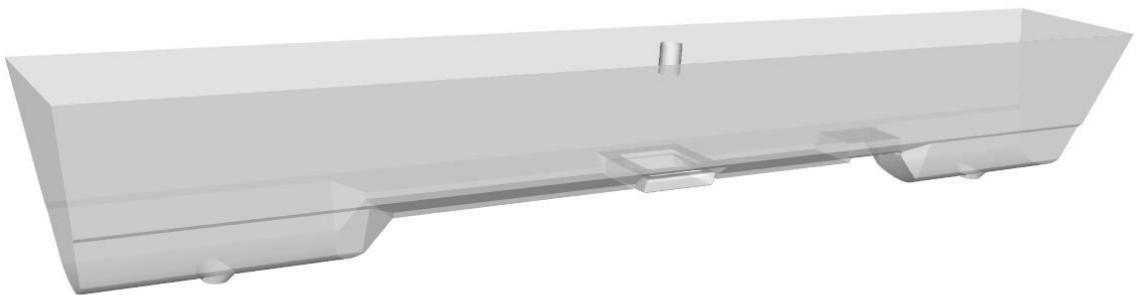


Figura 3-4 Configuração geométrica do distribuidor com injeção de gás.

3.3.1 Malha computacional

A etapa de geração de malha, ou discretização do domínio de cálculo é uma das etapas mais importantes do pré-processamento de uma análise de CFD e é com certeza uma das mais decisivas na qualidade das soluções numéricas obtidas.

Muitos modelos numéricos são sensíveis à qualidade da malha, fazendo com que diferentes discretizações de um mesmo domínio possam apresentar resultados distintos para o mesmo conjunto de condições de contorno. Isto ocorre devido a problemas de orientação, refino e qualidade dos elementos da malha

Dessa forma, foi realizado um estudo de refino e elementos de malha para avaliar a independência dos resultados.

Inicialmente foi selecionada uma geometria do caso monofásico, Configuração 1, e realizado simulações variando-se o número de nós da malha buscando atingir os melhores resultados quando comparados com o modelo físico. Nessa primeira etapa foi utilizada uma

malha hexaédrica (Figura 3-5). Ao final chegou-se em um valor satisfatório para uma malha em torno de 500.000 nós para uma geometria de $\frac{1}{4}$ (um quarto) de distribuidor.

Entretanto, apesar de apresentar maior controle sobre a qualidade dos elementos proporcionado pela presença de uma topologia de múltiplos blocos, as malhas hexaédricas nem sempre podem ser usadas para geometrias mais complexas.

Já as malhas tetraédricas apresentam uma grande flexibilidade para a discretização de geometrias complexas devido ao seu caráter não estruturado. Em muitos casos as malhas tetraédricas apresentam-se como a única solução para a discretização do domínio. Segundo Maliska (2004), as malhas tetraédricas são bastantes empregadas, pois mostram-se mais versáteis que as malhas hexaédricas quando representam geometrias complexas.

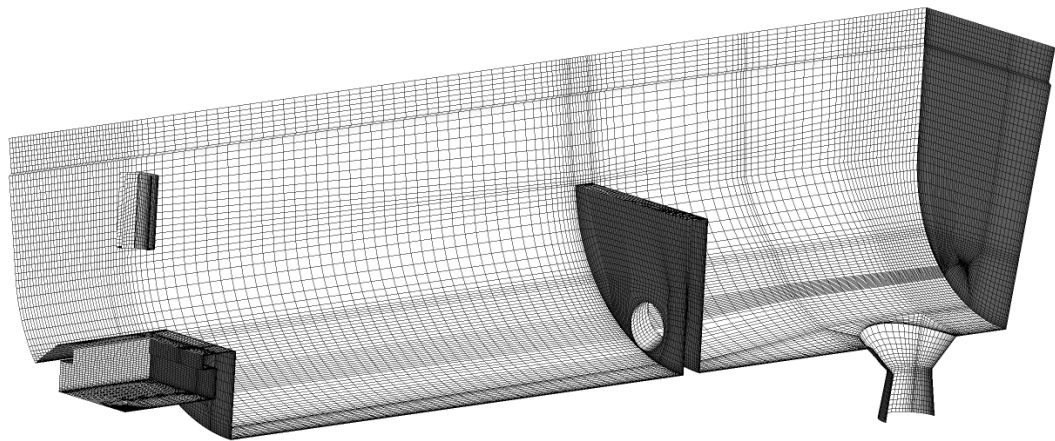


Figura 3-5 Malha computacional hexaédrica.

Neste trabalho, para se obter alguns esclarecimentos sobre a aplicabilidade destas malhas, foi realizado um estudo de comparação entre malhas hexaédrica e tetraédrica/prismática. Foi utilizada uma malha híbrida (Figura 3-6), composta por tetraedros e prismas, com os mesmos números de nós da hexaédrica para comparação. A utilização dos elementos prismáticos próximo às paredes se faz necessário para melhor caracterização da camada limite nas superfícies.

Os resultados obtidos, que serão apresentados na seção 5, se mostraram bastante satisfatórios, permitindo assim a utilização de malhas híbridas – tetraédricas e prismáticas no decorrer do trabalho.

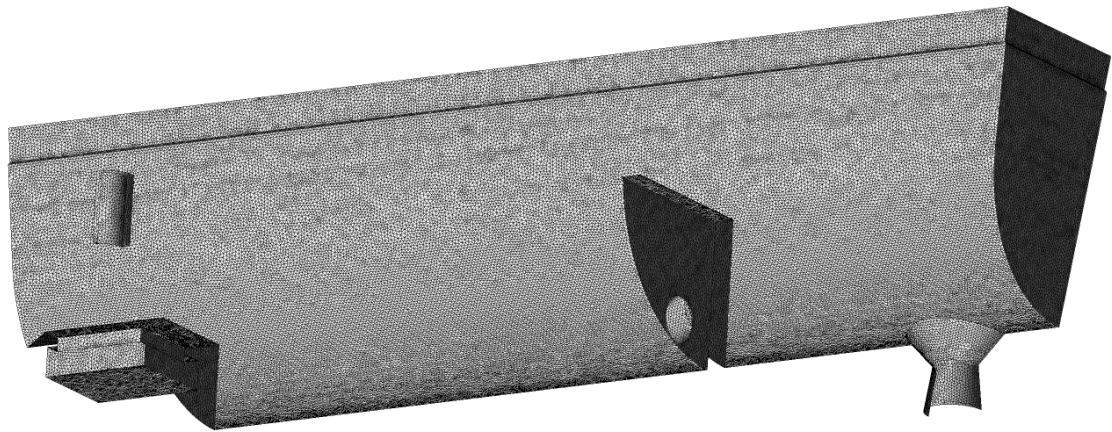


Figura 3-6 Malha computacional híbrida – tetraédrica/prismática.

3.3.2 Condições de contorno

Para o fechamento do problema numérico é necessário definir as condições de contorno para cada fronteira do domínio. A seguir são apresentadas as condições de contorno utilizadas para a modelagem do distribuidor.

- **Entrada**

Na entrada foi aplicado um valor de vazão de água calculado em função da velocidade de lingotamento da máquina e considerando os efeitos de similaridade e adimensionalização entre o modelo real e o de escala. Como observado na Figura 3-7 foi aproveitado o fato de haver simetria nos modelos e aplicado um quarto ou metade da vazão, de acordo com cada modelo.

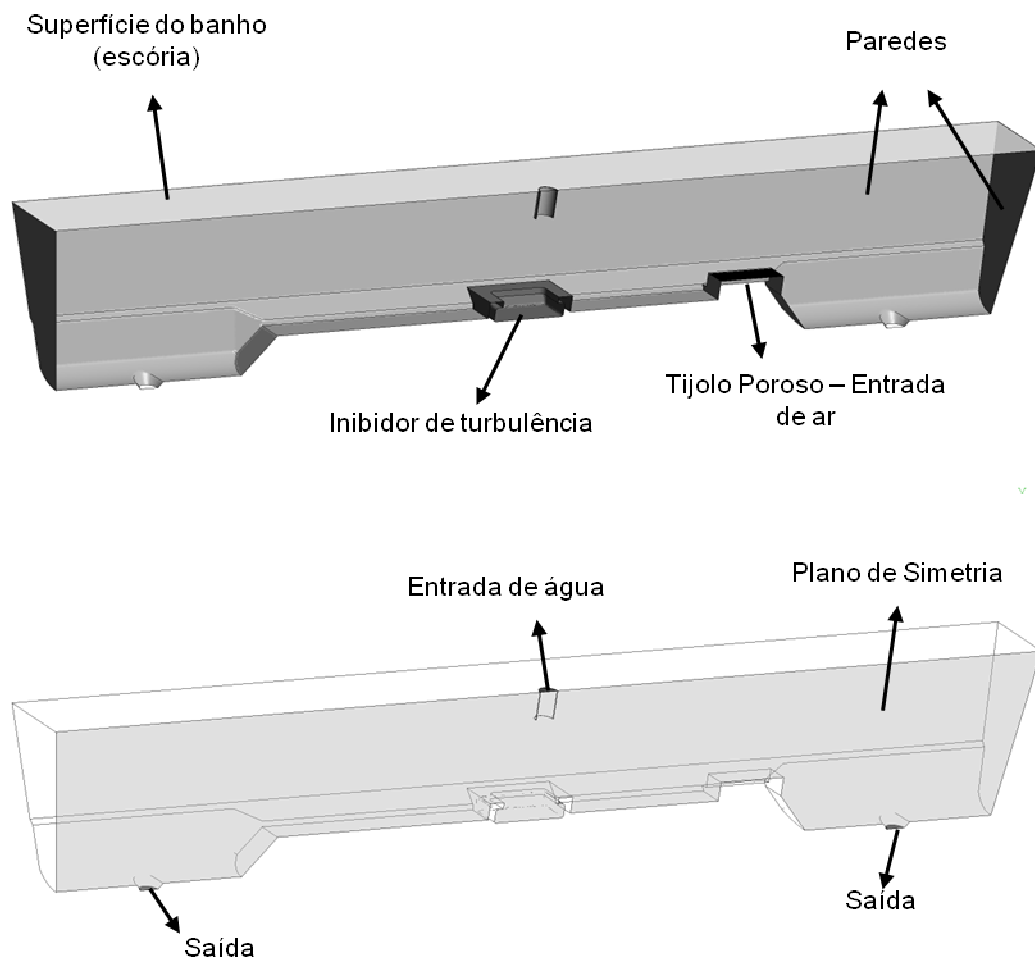


Figura 3-7 Condições de contorno.

Nas análises transientes para obtenção das curvas de DTR a concentração de traçador na entrada assume a forma de um pulso, com valores constantes e diferentes de zero no primeiro segundo, e em seguida valores nulos até o final do experimento. No caso das simulações multifásicas, a injeção de ar se deu na face do tijolo poroso, impondo-se a mesma vazão de ar utilizada no modelo experimental. Nas análises Lagrangeanas as partículas são injetadas uniformemente na entrada e assume-se que elas possuam a mesma velocidade do fluido.

- **Saída**

Foi utilizada a condição de contorno de pressão prescrita na região de saída do distribuidor (veios). Como o escoamento é tratado como incompressível, especificou-se um

valor de referência arbitrário igual a zero Pa, sendo que para as demais variáveis definiu-se gradiente nulo na direção normal à saída.

- **Escória**

A condição real no topo do distribuidor é mais complexa, devido a camada de escória. Além disso, em algumas situações, há um intenso movimento turbulento devido à superfície livre, principalmente durante o enchimento do distribuidor. No modelo em escala, onde o fluido simulado é água, foi empregada uma condição assumindo a tensão de cisalhamento nula.

Nas análises lagrangeanas o coeficiente de restituição para as colisões das partículas na escória é nulo, indicando que todas as partículas que entrarem em contato com a mesma serão consideradas capturadas. Nas configurações com injeção de gás foi utilizada a condição de contorno de *degassing*, a qual funciona como saída para a fase dispersa (gás) e parede com deslizamento, tensão de cisalhamento nula, para a fase contínua (água).

- **Paredes Externas, Inibidor de Turbulência e Barragens**

A condição de parede é aplicada em todas as paredes do distribuidor e dos modificadores de fluxo: diques, barreiras e inibidores.

Nestas regiões aplica-se a condição de não-escorregamento dos fluidos junto às paredes, isto é, $\mathbf{V}_x, \mathbf{V}_y, \mathbf{V}_z = 0$. Nas análises Lagrangeanas foram considerados coeficientes de restituição perfeitamente elásticos para as inclusões.

- **Plano de Simetria**

Para os casos sem injeção de ar referentes às configurações 1 e 2, o domínio de cálculo em questão compreende apenas um quarto de toda a geometria. Isto porque foram definidos dois planos de simetria. Já nos modelos 3 e 4, e no distribuidor com injeção, considerou-se somente um plano de simetria. Nestas regiões, as componentes de velocidade normais à fronteira são iguais a zero e, para as demais variáveis, é definido gradiente normal nulo.

Além das condições de contorno impostas, algumas hipóteses e simplificações são realizadas na modelagem numérica. As principais considerações e características gerais no presente trabalho são:

- O escoamento no interior do distribuidor é considerado tridimensional, turbulento, incompressível, isotérmico, monofásico quando se tem somente água e multifásico quando a injeção de gás é uma alternativa;
- Modelo estacionário para o cálculo do escoamento da água no interior do distribuidor e transiente para a modelagem do traçador;
- O modelo de turbulência empregado na simulação do distribuidor foi o SST, com a formulação de parede híbrida, denominada de *Automatic Near-Wall Treatment*;
- A função de interpolação utilizada para os termos advectivos foi o *High Resolution*;
- A superfície do topo é considerada sem atrito, assim como no modelo experimental, e com um nível de banho fixo;
- As análises do escoamento consideram as equações de conservação de massa e quantidade de movimento;
- As análises transientes para obtenção das curvas de DTR utilizam passos de tempo proporcionais ao tempo teórico de residência do distribuidor;
- As trajetórias das inclusões são calculadas para uma classe de partículas – 50 μ m. São injetadas 1000 partículas na entrada do domínio;
- O modelo Lagrangeano para as partículas não considera os efeitos de quebra, coalescência e colisão entre as partículas;
- São consideradas partículas esféricas e de tamanho definido no modelo Lagrangeano.

3.3.3 Propriedades físicas dos materiais utilizados no estudo

Os fluidos de trabalho empregados tanto no modelo físico quanto no modelo numérico foram a água e o ar. A Tabela 3.1 apresenta as propriedades físicas empregadas para os fluidos analisados.

Tabela 3.1 – Propriedades físicas dos materiais utilizados neste trabalho

Propriedade	Água	Ar
Densidade (ρ), [kg/m ³]	997	1,185
Viscosidade Dinâmica [kg/m.s]	8,899e-4	1,831e-05

Em relação às partículas utilizadas no modelo Lagrangeano, foi considerado partículas sólidas com densidade de $0,97 \text{ g/cm}^3$ e com diâmetros de $50 \text{ }\mu\text{m}$. Para o traçador, por se tratar de um escalar passivo, foi necessário definir somente a difusividade do mesmo na água, que para esse caso é de $1,83\text{e-}9 \text{ m}^2/\text{s}$.

3.3.4 Metodologia aplicada neste trabalho

Conforme exposto anteriormente, o trabalho foi realizado em duas etapas. Na primeira etapa foram avaliados os escoamentos em quatro diferentes configurações de distribuidores. Primeiramente foram selecionadas e construídas as geometrias dos equipamentos. A escolha por configurações completamente diferentes tem como objetivo abordar os principais tipos de distribuidores utilizados atualmente nas indústrias siderúrgicas quanto à validação do método das curvas de distribuição dos tempos de residência.

Em seguida, a malha de cada domínio foi construída no software ANSYS ICEM 11.0. Para o estudo da influência de malha, em uma das geometrias foram analisados dois tipos de malha, uma composta por hexaedros e outra por tetraedros e prismas.

Desenvolvidos os modelos e suas respectivas condições de contorno, a primeira fase consistiu na solução do escoamento de água em regime permanente no interior do distribuidor, sem considerar a injeção de traçador ou a trajetória das partículas (inclusões).

Com o campo de velocidades definido para cada configuração, foram realizadas as análises transientes para obtenção das curvas de DTR através da injeção do traçador.

Por fim, a validação de cada modelo foi realizada através da comparação das curvas de DTR e das características extraídas das mesmas, volumes e tempos característicos, com os respectivos modelos experimentais.

Com a metodologia já validada, na segunda etapa apenas uma geometria foi estudada, considerando agora a injeção de gás no interior do distribuidor. Assim como no primeiro estudo, foram realizadas as etapas de construção de geometria, malha, solução do escoamento em regime permanente e injeção de traçador. A principal diferença e complexidade nessa etapa foi a solução do escoamento multifásico composto por água e ar injetado no interior do equipamento.

Além das curvas de DTR, na segunda etapa foram desenvolvidas as análises Lagrangeanas como mais uma maneira de comparar os resultados numéricos e experimentais, e assim avaliar a influência da injeção de gás na limpidez do distribuidor.

CAPITULO 4

QUANTIFICAÇÃO E QUALIFICAÇÃO DO ESCOAMENTO EM DISTRIBUIDORES

Durante muito tempo procurou-se várias formas de avaliar a eficiência dos distribuidores no processo de lingotamento contínuo. Conhecido como o último e eficiente local para se promover a remoção das inclusões e melhorar a qualidade do aço final, a eficiência dos distribuidores era avaliada pela quantidade de material descartado após o término de cada corrida. Porém, a crescente demanda por aços de melhor qualidade alavancaram estudos, surgindo inclusive uma área específica de desenvolvimento denominada metalurgia do *Tundish*.

O desenvolvimento dos modelos experimentais e numéricos possibilitou os engenheiros e pesquisadores entender melhor o comportamento do escoamento no interior do distribuidor, e de acordo com os objetivos requeridos promover alterações.

Com a analogia dos distribuidores com os reatores químicos, em termos de desempenho, tornou-se possível a aplicação das técnicas de caracterização do escoamento. A técnica de análise das curvas de distribuição de tempos de residência permite avaliar o escoamento em função de características como tempo médio do fluido no interior do distribuidor, tempo mínimo, além de caracterizar os tipos de volumes existentes. Assim é possível realizar comparações entre as diversas configurações dos distribuidores e avaliar o uso de modificadores de fluxo para cada caso.

4.1 Análise das curvas de distribuição de tempos de residência (DTR)

Como citado anteriormente, as curvas de distribuição de tempos de residência são obtidas, experimentalmente ou numericamente, através da injeção de um traçador no tubo longo do distribuidor e do monitoramento da concentração desse traçador nos veios de saída.

Diversas metodologias podem ser aplicadas sobre as curvas de distribuição para obtenção das características do escoamento. No presente estudo, foi abordada a metodologia indicada por Sahai e Emi (1996), e modificada posteriormente por Ahuja e Sahai, conhecida por Modelo Combinado (*Combined Model*). O modelo assume que escoamento no interior do distribuidor de lingotamento contínuo é composto basicamente por três tipos de regiões ou volumes, sendo elas: região de volume pistonado, região de volume de mistura e região de volume morto. O escoamento pode ser então representado pela combinação entre regiões de volume pistonado e volume de mistura, como ilustrado na

Figura 4-1. A ordem da sequência dos volumes não altera a característica da curva de concentração.

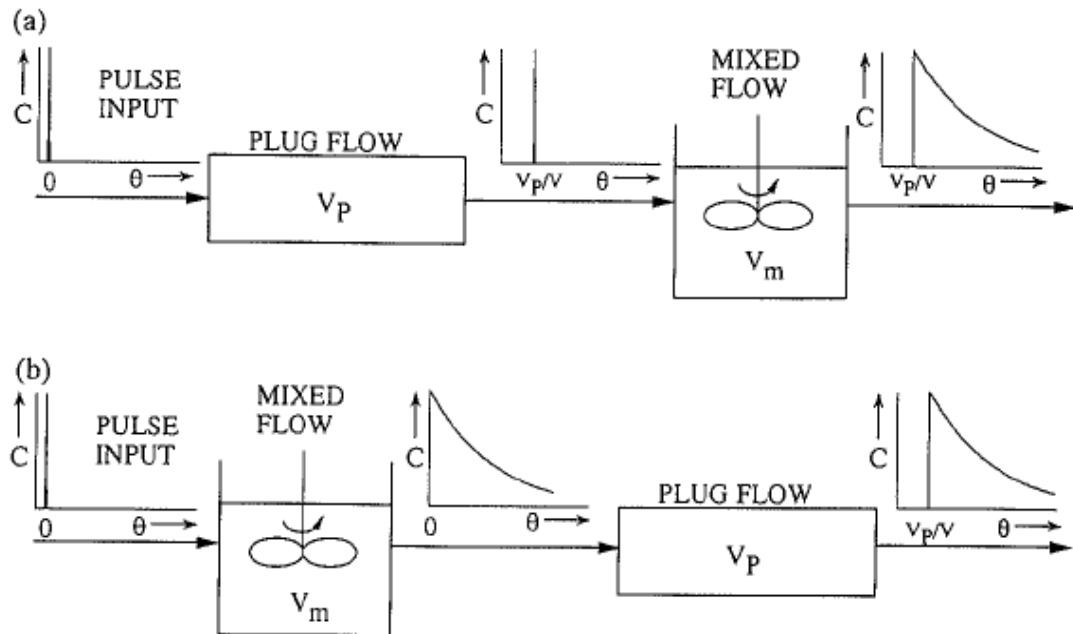


Figura 4-1 Modelo Combinado representando os volumes pistonado e de mistura
(Fonte: Sahai e Emi, 1996).

O modelo considera então que o escoamento no interior do distribuidor é representado por uma parcela de volume ativo, composto pelo volume pistonado e de mistura, e uma parcela de volume morto. Para ajudar no esclarecimento da metodologia é importante inicialmente esclarecer os termos e características avaliadas.

Os volumes característicos, já anteriormente mencionados, representam porções do fluido no interior do distribuidor e são assim caracterizados:

- Volume pistonado (V_p): fração do fluido que se caracteriza por não haver mistura no sentido longitudinal, ou seja, não há mistura entre materiais injetados em instantes de tempo distintos. O tempo de residência é constante para qualquer elemento do fluido (Levenspiel, 1974);
- Volume de mistura (V_m): ao contrário do volume pistonado, caracteriza-se pela grande mistura do escoamento. Essas regiões são importantes para ajudar no coalescimento das inclusões;

- Volume Morto (V_d): o volume morto possui várias definições, porém no presente trabalho é caracterizado como a porção do fluido que permanece no interior do distribuidor por um período de tempo superior a duas vezes o tempo médio de residência. Geralmente os volumes mortos acarretam na formação de materiais heterogêneos nos veios de saída, problemas de solidificação prematura e formação de curto-circuito;
- Volume de curto circuito (V_{sc}): fração de volume com comportamento semelhante ao volume pistonado, porém com um tempo de permanência quase instantâneo. Esse tipo de volume pode ser evitado com a utilização de barragens e inibidores de turbulência, que impedem que o fluido que entre seja diretamente direcionado ao veio de saída.

Dessa forma, ao se analisar os volumes em um distribuidor, é desejado que primeiramente não haja volumes de curto circuito, que tenha um alto percentual de volume pistonado, um valor razoável de volume de mistura para ajudar na coalescência das inclusões e o menor possível de volume morto.

Além dos volumes, outra variável importante e utilizada na metodologia são os tempos característicos, que são definidos como:

- Tempo teórico de residência (t): definido pela razão entre o volume ocupado pelo fluido no interior do distribuidor, V_D , e a vazão volumétrica de operação do equipamento, Q_D . Importante notar que esse tempo independe da curva de concentração. Está simplesmente relacionado às características geométricas e operacionais do sistema;

$$t = \frac{V_D}{Q_D} \quad (4.1)$$

- Tempo médio de residência (t_{med}): representa a média dos tempos de residência de todo o fluido no interior do distribuidor;
- Tempo mínimo de residência (t_{min}): representa o tempo em que as primeiras concentrações do traçador começam a aparecer nos veios de saída. No presente estudo é considerado como o tempo necessário para que 2% da massa de traçador saia do distribuidor;

- Tempo de pico (t_{pico}): representa o tempo correspondente à máxima concentração detectada no veio.

Com os parâmetros definidos, a primeira etapa para caracterização dos distribuidores consiste na adimensionalização da curva DTR. A adimensionalização é importante para tirar qualquer influência da quantidade de traçador injetada em cada caso e estabelecer um critério de comparação, uma vez que os distribuidores podem apresentar tempos teóricos de residência distintos.

A adimensionalização do tempo é realizada dividindo-se cada instante de tempo, t_i , desde o início da injeção, pelo tempo teórico de residência, t , como

$$\theta = \frac{t_i}{t} \quad (4.2)$$

Os tempos mínimo e de pico definidos anteriormente seguem a mesma metodologia e, portanto, ficam respectivamente:

$$\theta_{\min} = \frac{t_{\min}}{t} \quad (4.3)$$

$$\theta_{pico} = \frac{t_{pico}}{t} \quad (4.4)$$

Para a adimensionalização da variável concentração de traçador é utilizado um valor de referência, C_r , definido pela relação entre a massa de traçador injetada, m_t , e o volume do distribuidor, V_D . Assim:

$$C_r = \frac{m_t}{V_D} \quad (4.5)$$

e o valor normalizado da concentração, C_i :

$$C_i = \frac{c_i}{C_r} \quad (4.6)$$

Dessa forma, a curva de distribuição de tempos de residência adimensionalizada fica C versus θ , e o tempo médio de residência adimensional, θ_{med} , pode ser calculado como

$$\theta_{med} = \frac{\sum_{\theta=0}^{\infty} C_i \theta_i}{\sum_{\theta=0}^{\infty} C_i} \quad (4.7)$$

A fração de volume ativo que compõe o escoamento é representada pela relação entre o fluxo ativo, Q_a , e o fluxo total do distribuidor, Q , e pode ser definida pela área sob a curva $C(\theta)$ até $\theta = 2$:

$$\frac{Q_a}{Q} = \sum_{\theta=0}^2 C_i \Delta\theta \quad (4.8)$$

Assim, a fração de volume morto é calculada pela seguinte equação:

$$V_d = 1 - \frac{Q_a}{Q} \bar{\theta}_{med} \quad (4.9)$$

onde $\bar{\theta}_{med}$ representa o tempo médio de residência calculado sob a curva $C(\theta)$ até $\theta = 2$, e é definido pela equação:

$$\bar{\theta}_{med} = \frac{\sum_{\theta=0}^2 C_i \theta_i}{\sum_{\theta=0}^2 C_i} \quad (4.10)$$

Como o tempo de concentração mínima, θ_{min} , é diferente do tempo de concentração máxima, θ_{pico} , então existe dispersão axial e a fração de volume pistonado é calculada como

$$V_p = \frac{\theta_{min} + \theta_{pico}}{2} \quad (4.11)$$

Por fim, a fração de volume de mistura fica:

$$V_M = 1 - V_P - V_d \quad (4.12)$$

Contudo, a metodologia permite quantificar e qualificar o escoamento no interior de um distribuidor de lingotamento e realizar comparações entre várias configurações de maneira a atingir as características desejadas.

A otimização de um distribuidor é realizada em busca das seguintes características:

- Maior volume pistonado;
- Menor volume morto;
- Maior tempo médio;
- Maior tempo mínimo;
- Maior remoção de inclusões.

Dentre todas as características somente a remoção das inclusões não pode ser obtida de forma direta com a metodologia indicada acima. Os volumes e tempos podem fornecer de forma indireta uma ideia em termos de melhoras no processo de remoção de inclusões.

Porém, como um dos objetivos do trabalho é desenvolver uma metodologia para avaliar a influência da injeção de gás no interior do distribuidor no processo de remoção de inclusões, na segunda etapa do estudo, além da análise das curvas de DTR foi aplicada a modelagem Lagrangeana.

4.2 Flotação de inclusões com o auxílio de injeção de gás inerte

A inclusão, geralmente aluminatos, sulfetos ou óxidos simples e complexos, pode ser originada ao longo de todo o processamento do aço líquido. Sua influência nas propriedades mecânicas do aço será mais ou menos prejudicial em função do tamanho, tipo e forma da inclusão. Dentre esses parâmetros, o tamanho das inclusões torna-se de fundamental importância uma vez que grandes inclusões são extremamente danosas às propriedades mecânicas do aço.

Portanto, a limpidez do aço envolve não somente o controle do percentual das inclusões, mas também, evitar inclusões maiores que um tamanho crítico, o qual cause dano ao produto [Zhang e Thomas, 2003].

De acordo com Zhang, Aioki *et alli.* (2004), a prática de injeção de gás na indústria siderúrgica visa influenciar e controlar a distribuição de fluxos na panela, distribuidor e no molde, além de aumentar a turbulência na interface metal – escória, produzindo a emulsificação quando desejável.

Assim, a injeção de gás inerte pelo fundo do distribuidor de lingotamento contínuo é uma opção que pode apresentar vantagens em relação à flotação de inclusões, tempos e volumes característicos, quando comparado com os métodos mais tradicionais como a implementação de diques e barreiras.

Wolf (2003), segundo Kitano *et alli.* (1986), mostrou a influência da injeção de argônio no distribuidor de lingotamento contínuo sobre o número de inclusões do aço líquido. Observou-se uma redução significativa no número de inclusões, principalmente nos tamanhos maiores.

Moravec *et alli.* (2001) avaliaram o mesmo efeito em um distribuidor dotado de seis veios simétricos, colocando injeção de argônio em apenas um dos lados. O resultado foi uma quantidade muito maior de inclusões nos veios de saída do lado sem a injeção de gás.

A Figura 1-5 ilustra o procedimento de injeção em um distribuidor. A “cortina” de gás (Rogler *et alli.*, 2004) gera um campo ascendente de aço líquido na direção da interface metal-escória, favorecendo assim uma maior remoção devido o contato da inclusão com a escória. A geração de bolhas finas prevê um aumento da área de interface bolha-metal líquido, favorecendo a colisão e aprisionamento das inclusões.

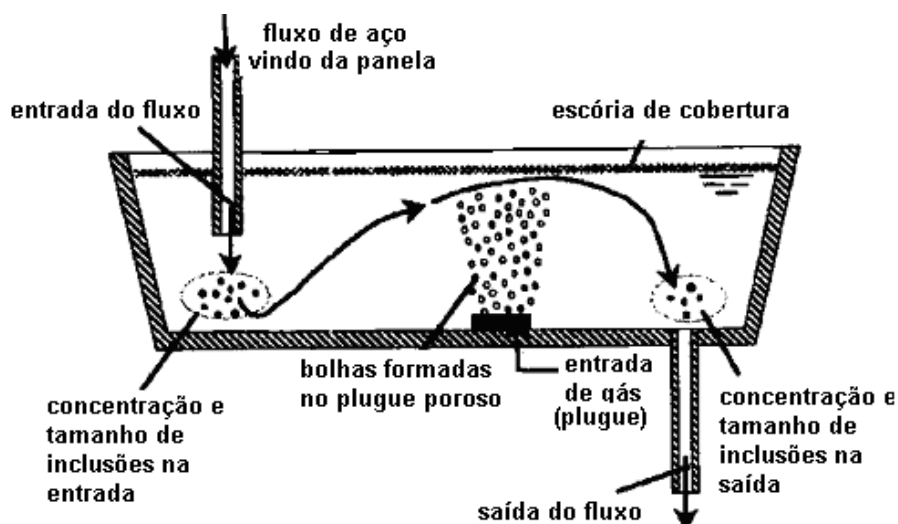


Figura 4-2 Representação esquemática do distribuidor sem modificadores de fluxo, equipado apenas com dispositivo de injeção de argônio para a remoção de inclusões (Fonte: Rogler *et alli.*, 2004).

A eficiência de remoção de inclusões está diretamente ligada à distribuição de tamanhos das partículas e das bolhas do gás inerte. A eficiência de captura das partículas finas de inclusões no aço aumenta com a diminuição do tamanho médio e aumento do número de bolhas e o aumento dos tempos de residência das bolhas.

Yamaura *et alli.* (2003), estudaram o efeito da vazão do gás inerte sobre o volume de bolha formada. O aumento da vazão do gás implica no aumento do número e tamanhos das bolhas. A utilização de diâmetros menores nos poros do plugue poroso resulta em menores tamanhos e maiores populações de bolhas. No entanto, a diminuição do número de poros do plugue acarreta na diminuição do número e aumento do tamanho médio das bolhas, independentemente da vazão de gás.

A efetividade de captura de inclusões na região de injeção é, segundo Marique *et alli.* (1991), influenciada pela posição e projeto do plugue poroso, vazão do gás e nível de aço líquido, além da configuração do distribuidor.

Segundo Miki e Takeuchi (2003), e Thomas, Yuan *et alli.* (2003), as inclusões são capturadas pelas bolhas quando entram no campo de interação das mesmas, ou seja, nas linhas de fluxo em torno das bolhas que ascendem no aço.

A Figura 1-6 ilustra esquematicamente o mecanismo e o campo de captura de uma inclusão por uma bolha ascendente no distribuidor de lingotamento contínuo.

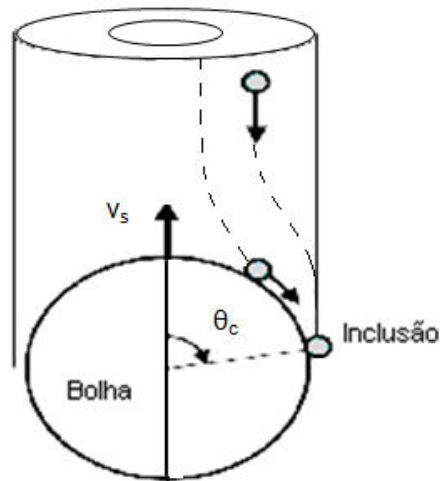


Figura 4-3 Trajetórias de colisão entre a inclusão não metálica e uma bolha em trânsito pelo aço líquido no distribuidor (Fonte: Thomas, Yuan *et alli.*, 2003).

Rogler *et alli.* (2004), mostram as relações angulares entre a bolha ascendente e as partículas no entorno dela. Estes autores estimaram a probabilidade de colisão entre a partícula e a bolha e conseqüentemente a probabilidade de remoção da inclusão pela bolha.

A probabilidade de captura da inclusão pela bolha ascendente no aço líquido, (Thomas *et alli.*, 1997) depende também do número e distribuição de tamanhos das inclusões. Thomas e Yuan *et alli.* (2006), reportam que a probabilidade de colisão entre duas inclusões no aço líquido eleva-se com o aumento de suas dimensões. Assim, promover a colisão entre as partículas torna-se importante para que inclusões maiores e clusters, aglomerados de inclusões, se formem de forma a facilitar a flotação. Zhang e Thomas (2003), atribuem à maior probabilidade de colisão e formação de clusters na região de entrada, zona do jato no distribuidor, e ao maior tempo disponível para flotação das partículas na região de fluxo laminar do distribuidor, ao fato da grande eficiência dos distribuidores na remoção das inclusões.

Com a utilização da cortina de gás, além da turbulência natural do escoamento no interior do distribuidor, principalmente na região de entrada quando se faz uso dos inibidores de turbulência, a intervenção do fluxo de gás aumenta o estado de turbulência auxiliando na colisão, nucleação e crescimento dos clusters.

Os resultados obtidos por Wang *et alli.* (2005) mostram que o crescimento das inclusões segundo colisões turbulentas é o mais importante efeito na remoção das mesmas e indica a importância da geração de pequenas bolhas de gás para o melhoramento da eficiência de remoção.

A flexibilidade do processo de injeção de gás para captura e remoção de inclusões não metálicas permite sua utilização nas diversas regiões dentro do distribuidor de acordo com os dispositivos modificadores de fluxo, como barreiras e inibidores de turbulência. A otimização do arranjo desses dispositivos modificadores de fluxo, bem como do formato e dimensões do distribuidor e da prática de injeção de gás, conduzem a bons resultados metalúrgicos.

Contudo, por se tratar de uma tecnologia que pode ser altamente vantajosa, porém que pouco se conhece na literatura, o presente estudo procurou desenvolver uma metodologia computacional que permita avaliar a influência dos parâmetros considerados na injeção de gás na remoção de inclusões e conseqüentemente limpidez do aço final. Assim, apesar do modelo Lagrangeano utilizado na modelagem numérica desconsiderar os efeitos de colisão entre partículas, coalescimento e colisão entre inclusão e bolha de gás, o mesmo, quando validado qualitativamente com resultados experimentais, torna-se uma importante ferramenta no processo de análise e otimização dos distribuidores de lingotamento.

CAPITULO 5

RESULTADOS E DISCUSSÃO

Os resultados foram divididos em três etapas. Seguindo a sequência na qual o trabalho foi desenvolvido, inicialmente serão apresentados os resultados relativos às validações realizadas para o estudo de malha.

Em seguida as configurações do modelo monofásico, sem injeção de gás. Nestas duas etapas, todos os modelos numéricos serão confrontados com modelos experimentais através das curvas de distribuição de tempos de residência e dos dados extraídos das mesmas.

Por fim, as análises dos modelos com injeção de gás serão avaliadas. Para esses modelos, além das características obtidas pelas curvas de DTR serão utilizados os resultados da análise de remoção de partículas.

5.1 Estudo de influência de malha

Como mencionado anteriormente, os resultados de muitos dos modelos numéricos são altamente dependentes do tipo e qualidade de malha computacional utilizada. Estudos como Daoud (2006) e Silva (2007) mostram essa dependência e representam uma boa indicativa de como deve ser a malha para modelos numéricos de distribuidores de lingotamento contínuo.

Silva (2007) apresenta um estudo de refino de malha hexaédrica na obtenção das curvas de DTR. Os resultados indicam uma ótima relação de custo computacional por qualidade dos resultados para malhas a partir de 500 mil nós para um quarto do distribuidor.

A utilização de malhas hexaédricas é muito vantajosa quando se trabalha com geometrias parametrizadas, uma vez que a metodologia de criação dos blocos da topologia pode ser automatizada. A restrição à criação de malhas hexaédricas estruturadas em múltiplos blocos faz com que o processo de discretização do domínio resuma-se à escolha de uma topologia (conjunto de blocos) que melhor se adapte à geometria analisada.

A topologia escolhida deve permitir a construção de elementos hexaédricos sem problemas de distorção, elementos colapsados e razões de aspecto e crescimento muito elevadas.

Entretanto, quando o estudo envolve diversos tipos de geometrias, algumas delas com certo grau de complexidade como no presente estudo, a utilização de malhas hexaédricas

pode-se tornar um problema, uma vez que nem sempre é possível a criação de uma topologia que garanta as qualidades necessárias da malha para uma geometria.

Nesses casos a utilização da malhas tetraédricas torna-se a melhor alternativa, uma vez que, como mencionado anteriormente, apresentam uma grande flexibilidade para a discretização de geometrias complexas devido ao seu caráter não estruturado.

Porém, por outro lado, o uso de malhas tetraédricas pode estar relacionado a problemas de difusão numérica, que poderia alterar os resultados das curvas de DTR. Além disso, devido o seu caráter não estruturado os elementos tetraédricos não são os mais adequados para capturar os efeitos de camada limite próximos às paredes, tornando-se necessária a aplicação de uma camada refinada de elementos prismáticos nessa região.

Contudo, com todas essas variáveis, foi realizado um estudo de validação para garantir à utilização de malhas tetraédricas e prismáticas a mesma qualidade dos resultados da malha hexaédrica.

Primeiramente a metodologia apresentada foi aplicada para o distribuidor Configuração 1, ilustrado na Figura 3-3, para uma malha hexaédrica de aproximadamente 500 mil nós. Foram utilizados dois planos de simetria no modelo numérico. A Figura 5-1 ilustra a comparação entre as curvas de distribuição de tempos de residência para o modelo experimental e o numérico.

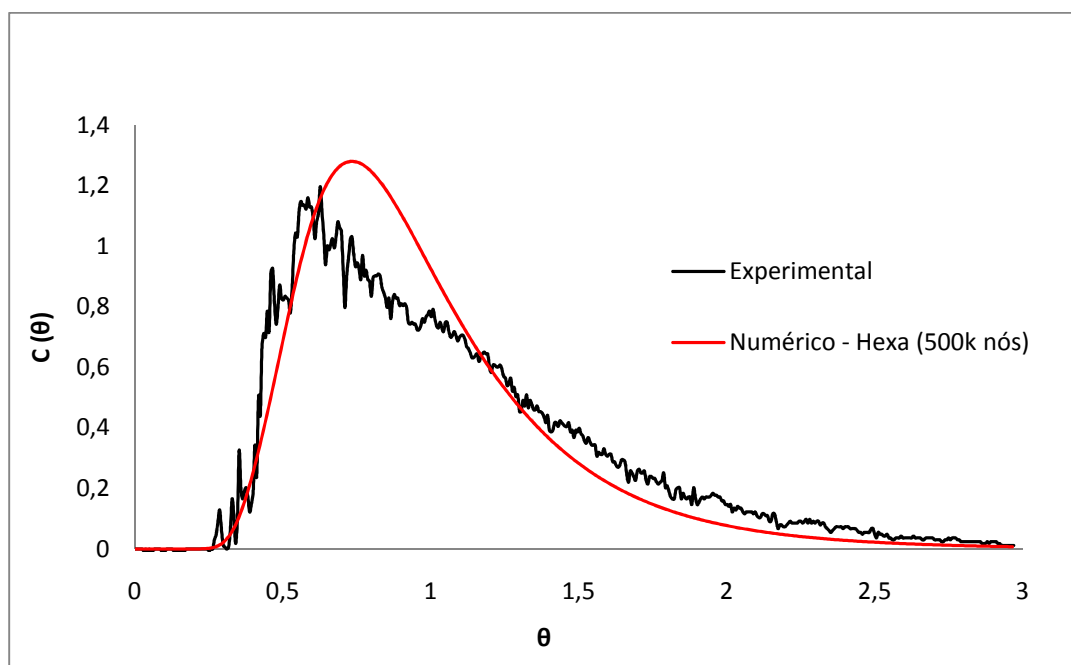


Figura 5-1 Comparação entre os resultados experimental e numérico para a malha hexaédrica de 500k nós.

Pode-se observar uma boa concordância quanto à forma e magnitude da curva característica quando comparada com a experimental, típica de escoamentos com porções pistonadas e de mistura. Não se observam volumes de curto circuito, geralmente caracterizados por picos logo nos instantes iniciais.

Uma característica da curva obtida através do modelo experimental são as oscilações nos valores de concentração devido a sensibilidade e precisão dos aparelhos de monitoramento. Determinadas oscilações devem receber atenção especial, pois podem maximizar erros relativos a quantidade de traçador e a interpretação dos picos encontrados.

Em relação à curva do modelo numérico, verifica-se uma pequena alteração no posicionamento do valor de pico em relação ao experimental, que deslocou-se para a direita, o que irá acarretar um aumento de volume pistonado. Já em relação ao próprio valor do pico de concentração, observa-se um pequeno aumento na curva numérica, que deve ser responsável por um aumento no volume morto.

Para verificar quantitativamente esses valores e avaliar a validação do modelo numérico, aplicando-se a metodologia descrita no Capítulo 4 tem-se:

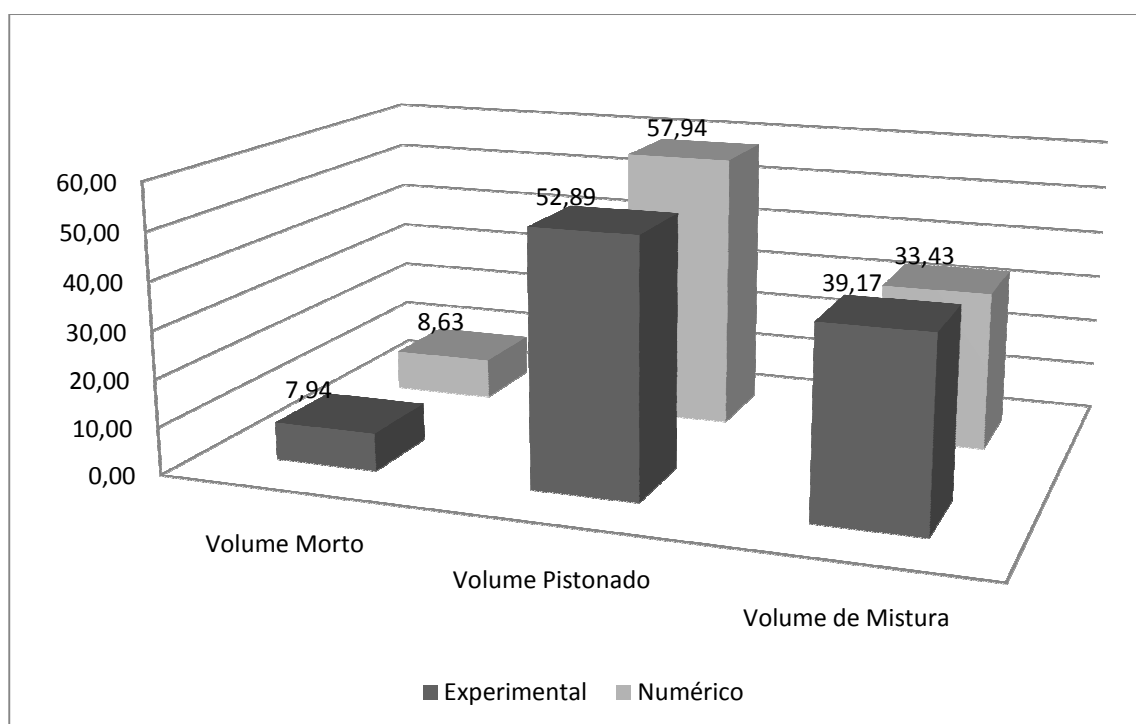


Figura 5-2 Cálculo dos volumes característicos - Experimental x Numérico.

A maior diferença entre os modelos está no volume de mistura, reflexo da pequena alteração na posição e valor do pico de concentração. Entretanto o modelo apresenta-se

coerente com os dados experimentais, caracterizado por aproximadamente 90% de volume ativo no interior do distribuidor.

Outro dado importante na caracterização dos distribuidores e na validação do modelo numérico são os tempos característicos. A Figura 5-3 ilustra o tempo médio e mínimo de residência encontrado nos modelos experimental e numérico.

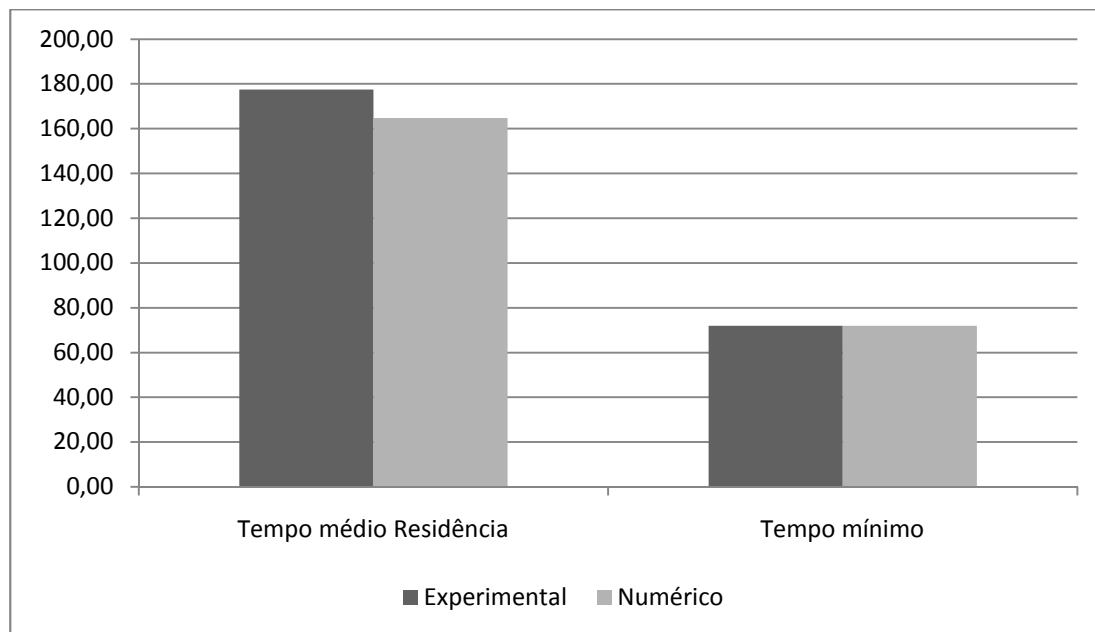


Figura 5-3 Tempos característicos - Experimental x Numérico.

Assim como observado na comparação das curvas de DTR e no cálculo dos volumes característicos, os valores dos tempos oferecem fortes garantias que o modelo numérico proposto pode ser utilizado na caracterização do escoamento no interior do distribuidor.

Realizada a validação do modelo para a malha hexaédrica, a mesma geometria do distribuidor foi discretizada utilizando-se elementos tetraédricos e prismáticos, e mantendo-se aproximadamente o mesmo número de nós, 500 mil.

Na Figura 5-4 é possível observar os detalhes da malha volumétrica, como o refino e a transição entre os elementos tetraédricos e prismáticos. O plano em destaque nesta figura está posicionado na região da barragem no interior do distribuidor.

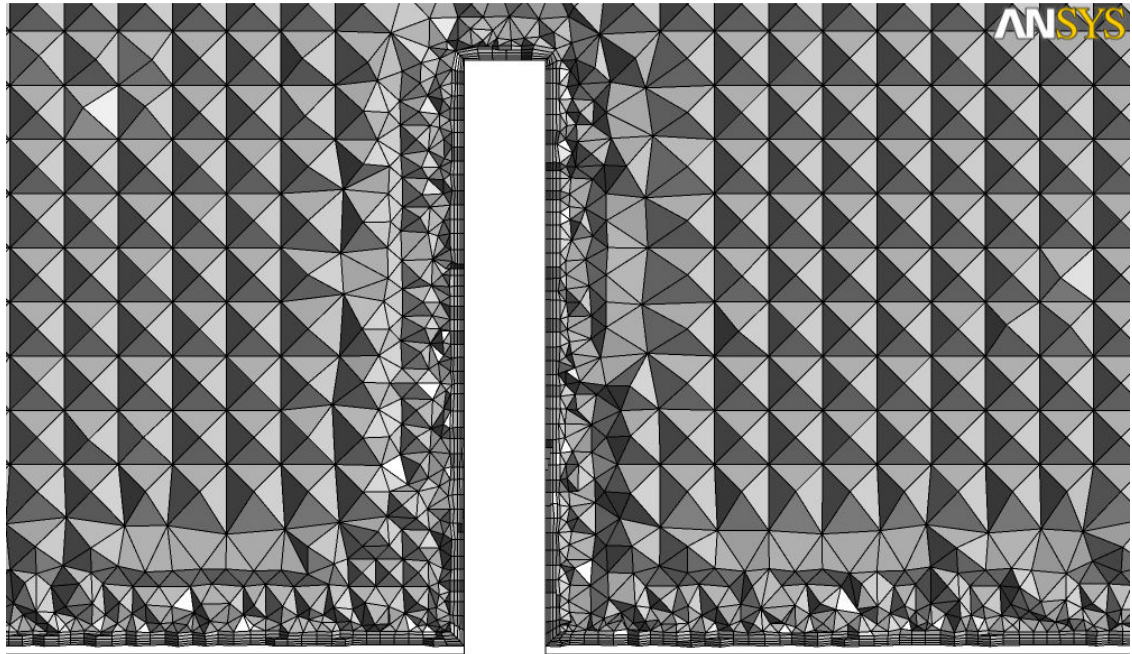


Figura 5-4 Detalhes da malha volumétrica composta por elementos tetraédricos e prismáticos.

Os perfis de velocidade no plano de simetria, apresentados na Figura 5-5, não apontam diferenças significativas entre os modelos com malha hexaédrica e tetraédrica. As regiões de maiores velocidades concentradas no interior do inibidor e a zona morta logo após a barragem são características marcantes.

Entretanto, o efeito da difusão numérica pode ser evidenciado claramente na região do jato de entrada e no interior do inibidor de turbulência no modelo de malha tetraédrica.

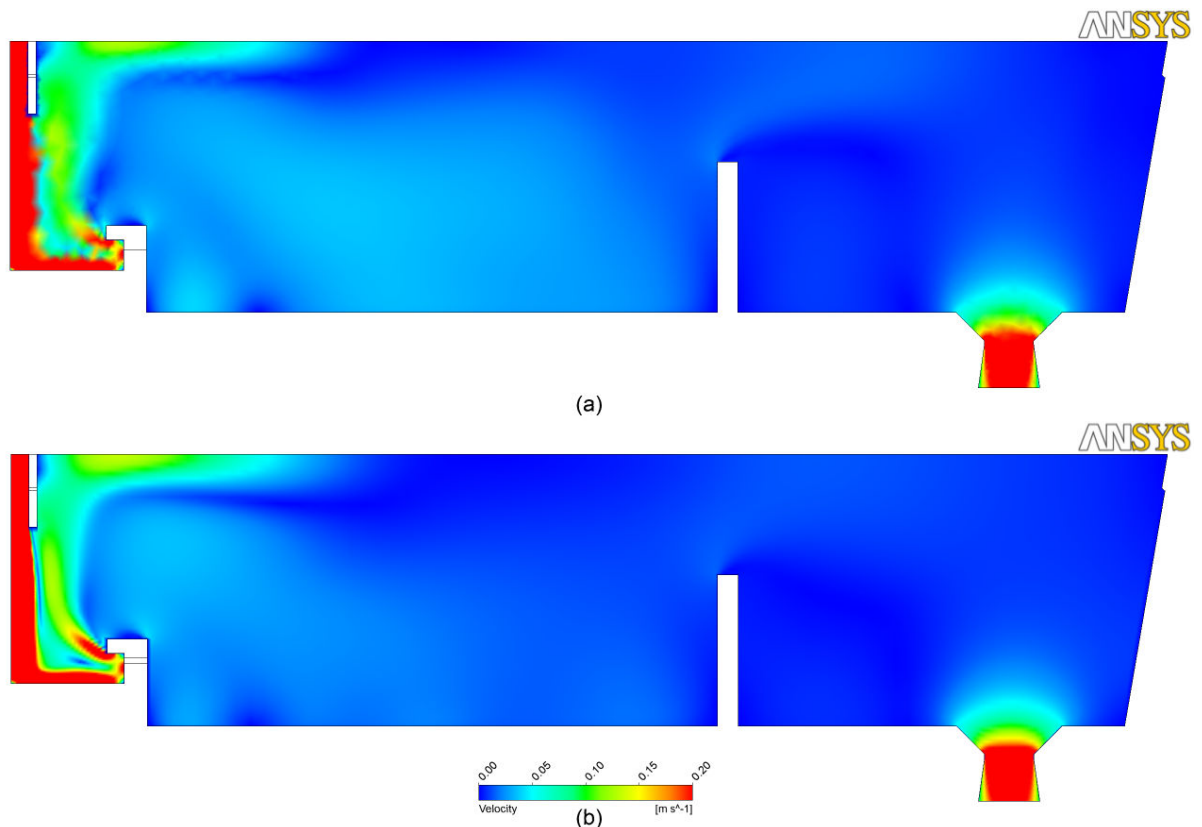


Figura 5-5 Perfil de velocidades no plano de simetria – (a) malha tetraédrica/prismática; (b) malha hexaédrica.

Para avaliar a influência da difusão numérica e verificar a necessidade de um refino ainda maior para a utilização da malha híbrida, foi levantada a curva de distribuição de tempos de residência e calculado os volumes característicos, assim como no primeiro modelo.

Na Figura 5-6, as curvas indicam uma pequena diferença no valor de pico de concentração máxima. O efeito da difusão numérica promove uma dispersão maior do traçador reduzindo assim, o valor de máxima concentração. Esse efeito pode mascarar os resultados em alguns casos, como em particular no distribuidor em estudo, aproximando o efeito da solubilidade do traçador na água e os resultados numéricos do modelo experimental.

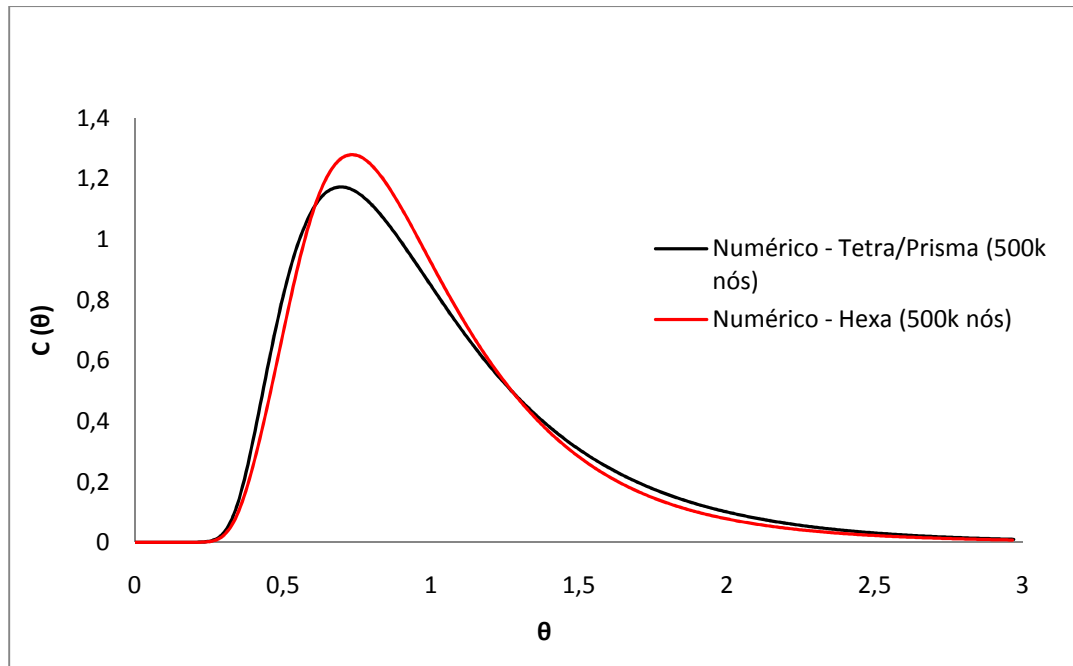


Figura 5-6 Comparação entre os resultados numéricos – malha hexaédrica x malha tetraédrica/prismática.

Na Figura 5-7 os volumes característicos comprovam os bons resultados obtidos com a utilização da malha híbrida. Novamente, as maiores diferenças aparecem devido ao deslocamento e valor do pico de concentração máxima de traçador.

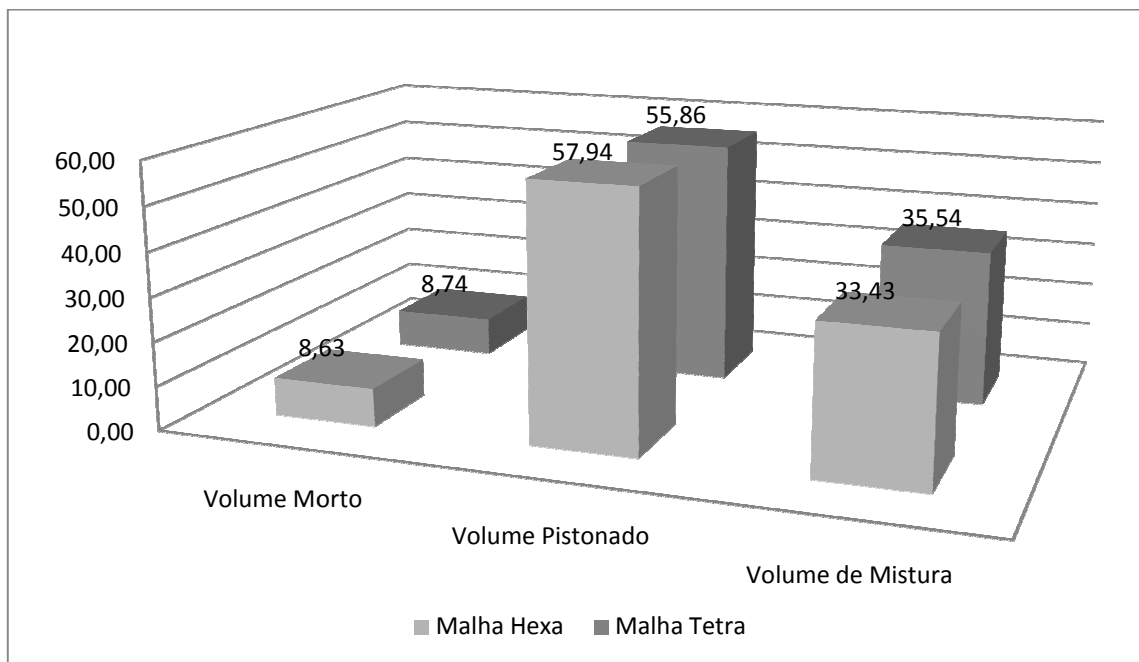


Figura 5-7 Volumes característicos – malha hexaédrica x malha tetraédrica/prismática.

Contudo, o estudo dessa primeira etapa do trabalho demonstra a robustez da metodologia numérica empregada quanto à utilização de malhas não estruturadas e permite com que as mesmas sejam aplicadas, desde que atendendo os requisitos de refino e qualidade aqui demonstrados, nos próximos modelos.

5.2 Resultados dos modelos monofásicos

Realizada a validação do modelo numérico com malhas não estruturadas para a Configuração 1 do distribuidor, a metodologia foi aplicada às geometrias apresentadas na Figura 3-3, Configuração 2, 3 e 4.

A utilização e disposição dos modificadores de fluxo, bem como a forma geométrica do distribuidor são responsáveis pelas características principais do escoamento no interior do equipamento. Algumas dessas configurações podem gerar fenômenos como por exemplo descolamento de camada limite, gradiente adverso e outros, que por sua vez necessitam de modelos numéricos mais refinados para capturá-los.

Dessa maneira, o objetivo nessa etapa foi qualificar a metodologia desenvolvida para uma variedade maior de configurações de distribuidores de lingotamento contínuo utilizados atualmente na indústria siderúrgica.

As curvas experimentais para validação dos modelos foram obtidas na Universidade Federal de Ouro Preto (UFOP) e Universidade Federal do Rio Grande do Sul (UFRGS).

A primeira configuração estudada, Configuração 2, possui características semelhantes ao modelo validado, com fundo esférico e barragens, porém sem a presença de inibidor de turbulência e com o dobro de capacidade volumétrica.

Assim como no primeiro modelo, o distribuidor possui dois veios de saída e foram utilizados dois planos de simetria.

A comparação com o modelo experimental da curva de distribuição de tempos de residência, Figura 5-8, indica uma concordância qualitativa coerente com os resultados. As curvas possuem uma porção inicial de fluido saindo rapidamente do distribuidor. Porém, não representam volumes de curto circuito pois não são caracterizadas por um pico elevado de concentração.

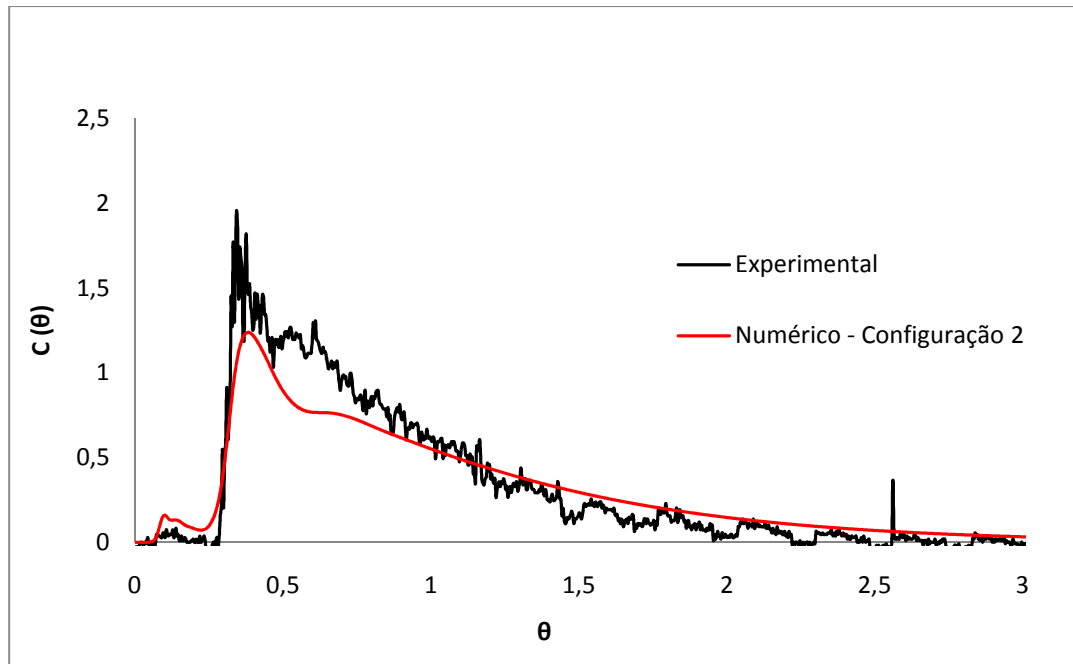


Figura 5-8 Curva de Distribuição de tempos de residência - Experimental x Numérico (Configuração 2).

Diferentemente da Configuração 1, a posição de concentração das curvas experimental e numérica não apresentam diferenças significativas, aproximando ainda mais os volumes característicos calculados, Figura 5-9. A maior diferença percentual para esse modelo foi de 3% para o volume de mistura.

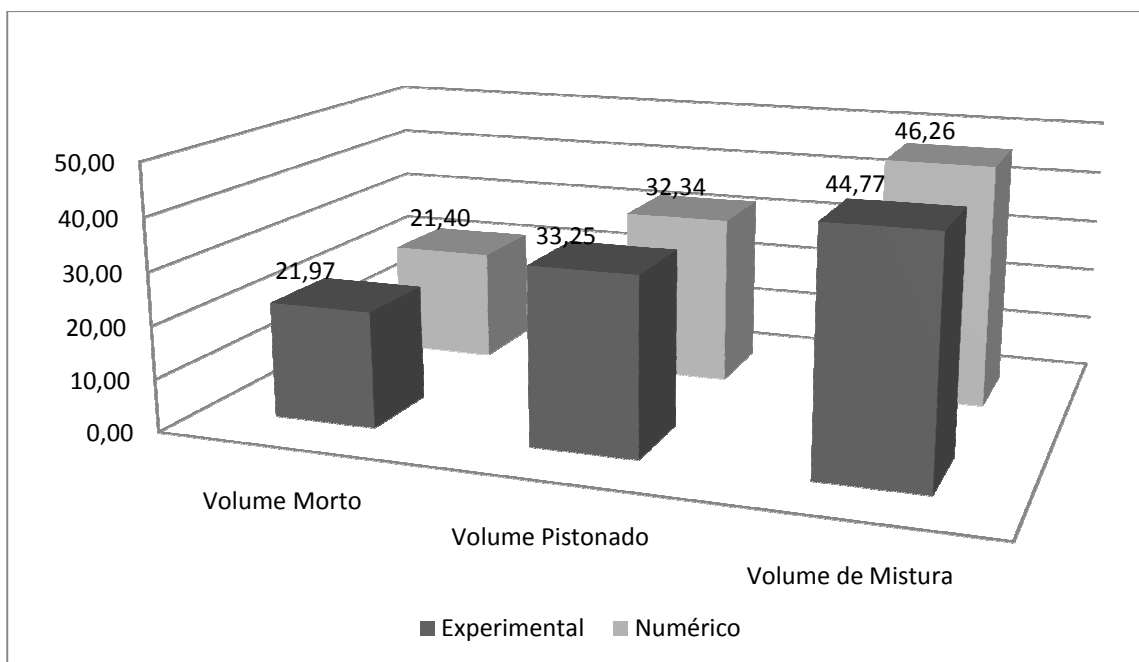


Figura 5-9 Cálculo dos volumes característicos - Experimental x Numérico.

O modelo estudado para a Configuração 3, é conhecido como distribuidor do tipo cocho e a grande diferença, além do perfil geométrico, está na quantidade de veios de saídas, 4 no total. Como comentado anteriormente, o distribuidor deve garantir um escoamento balanceado entre os veios, envolvendo não somente a vazão, mas também a equivalência das propriedades mecânicas e composição químicas observadas em saídas diferentes do distribuidor. Nesse sentido, as curvas de DTR podem fornecer um bom indicativo do padrão do escoamento nos diversos veios de saída.

Além disso, o modelo contempla a utilização de diques, tampões e apenas um plano de simetria.

Na Figura 5-10, as curvas, separadas entre veio interno e externo, indicam diferenças maiores que as encontradas nos modelos de 2 veios quando comparadas com os dados experimentais. Para o veio interno os resultados se mostraram coerentes, com apenas uma redução evidenciada no valor do pico de concentração máxima.

Já para o veio externo, além da redução no pico de concentração a curva apresenta uma dispersão maior, evidenciada pela longa cauda. Verifica-se que mesmo com o tempo adimensional de 3 vezes o tempo médio, ainda há uma grande quantidade de traçador a ser eliminado do distribuidor.

Os valores de tempo mínimo característicos para os dois veios apresentaram uma boa concordância, 55s no modelo numérico para o veio interno contra 49s no modelo experimental e 155s no modelo numérico para o veio externo contra 148s no modelo experimental.

Apesar da diferença visual na comparação das curvas, o modelo numérico apresentou bons resultados nos volumes característicos, com 59% de volume ativo para o veio interno contra 55% do modelo experimental e 77% de volume ativo para o veio externo contra 74% do experimental.

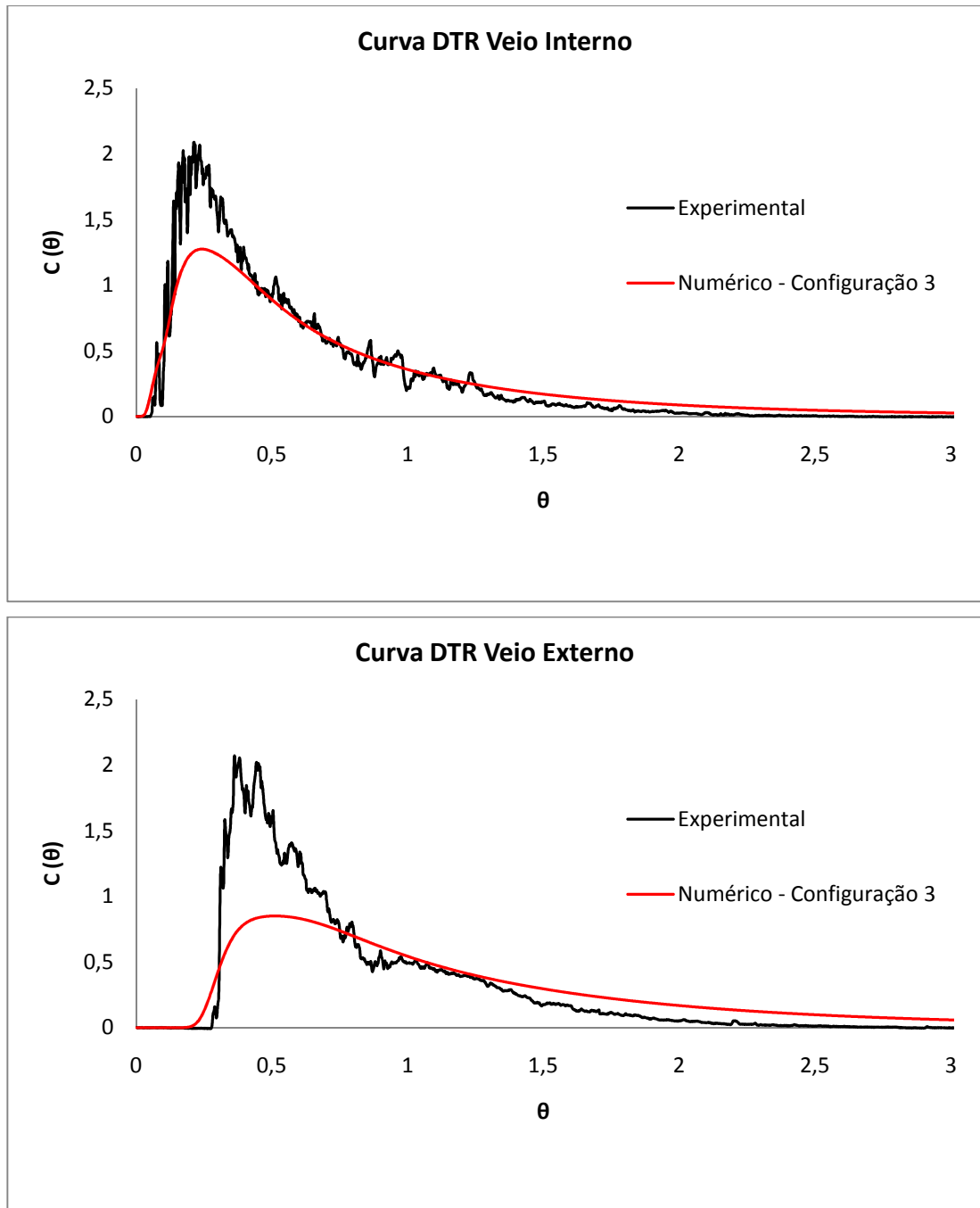


Figura 5-10 Curvas de Distribuição de tempos de residência - Experimental x Numérico (Configuração 3).

Por fim, a última configuração de distribuidor avaliada, Configuração 4, trata-se de um modelo tipo Delta, de 3 veios, muito conhecido e utilizado na indústria. Esse modelo possui uma peculiaridade que os veios ficam alinhados paralelamente à entrada, e não sequencialmente como nos outros casos. Assim como a Configuração 3 foi utilizado somente um plano de simetria.

As curvas do modelo numérico, representadas na Figura 5-11, apresentam uma boa concordância com os dados experimentais, tanto para o veio interno quanto para o externo.

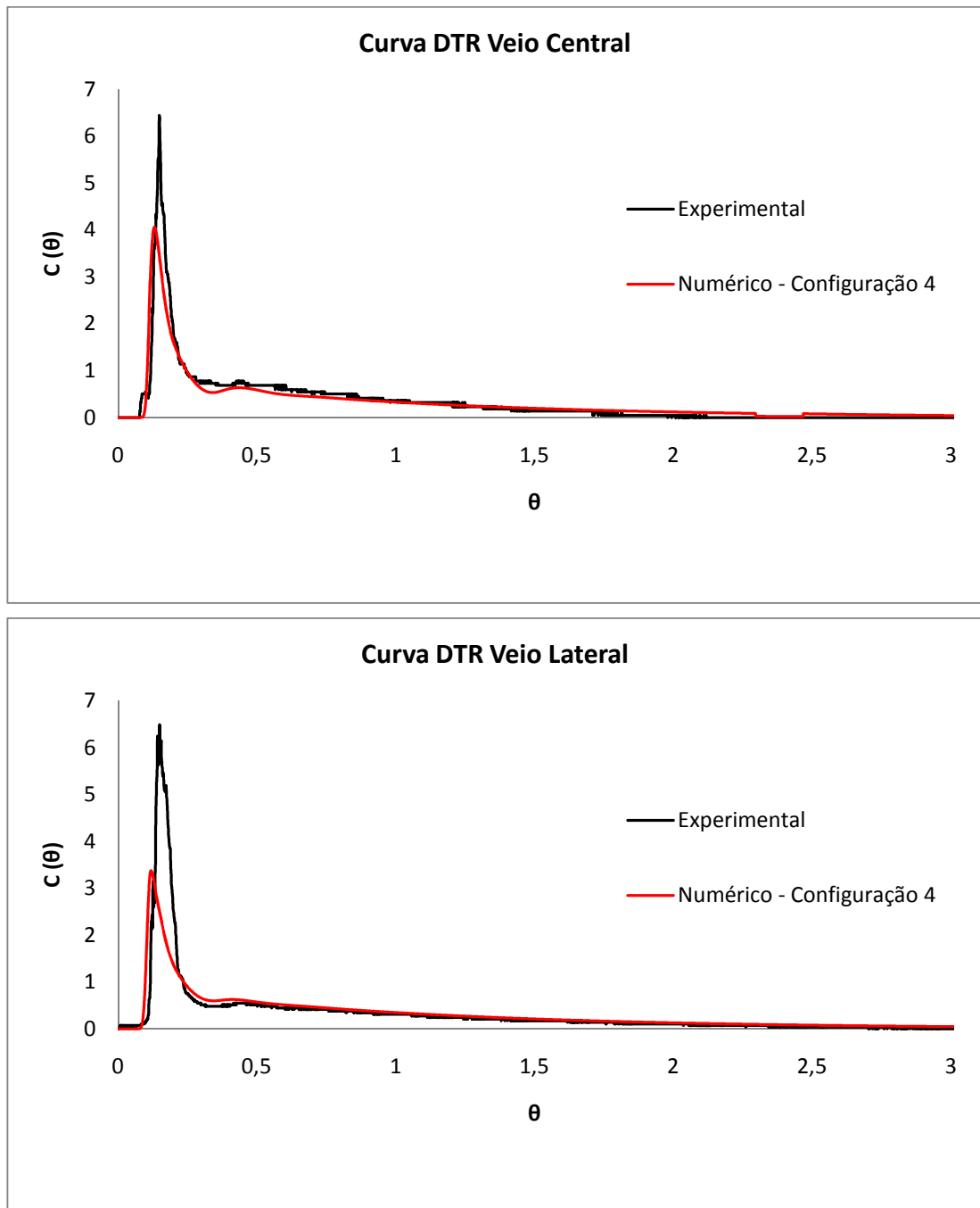


Figura 5-11 Curvas de Distribuição de tempos de residência - Experimental x Numérico (Configuração 4).

Para a Configuração 4, assim como o modelo anterior de 4 veios, nota-se uma redução significativa no valor do pico de concentração máxima, principalmente para o veio lateral. Com isso, novamente há uma inversão entre os modelos numérico e experimental em relação aos volumes de mistura e morto, ou seja, como não há diferenças significativas na posição do pico de concentração máxima, os volumes pistonados apresentam uma boa corroboração, 13,3% no modelo experimental para o veio central contra 12,3% no modelo numérico e 13,4% no modelo experimental para o veio lateral contra 12,4% no modelo numérico. As maiores diferenças ficam por conta dos volumes morto e de mistura.

A porcentagem de volume ativo em cada veio apresenta-se coerente com 58% no modelo numérico para o veio lateral contra 53% no modelo experimental e 56% para o veio interno contra 55% no experimental.

Outra característica importante verificada nas curvas do distribuidor em Delta, tanto no modelo experimental quanto no numérico em relação à fração de volume pistonado é que como não há uma grande variação entre o tempo mínimo e o tempo de pico, o volume pistonado existente sofre pouca dispersão axial.

Contudo, respeitando-se as devidas condições de similaridade, números adimensionais, a metodologia numérica desenvolvida apresenta-se confiável para a aplicação para as diversas formas e configurações de distribuidores.

5.3 Resultados dos modelos multifásicos

Para o caso multifásico foi modelado uma única configuração de distribuidor, porém com duas variações na posição de injeção de gás: uma denominada tijolo externo, mais próxima ao veio de saída e a outra, tijolo interno, mais próxima ao tubolongo de entrada. Como comentado, para efeitos de comparação na remoção de inclusões, a injeção de gás se dá somente em um dos lados do distribuidor. Para o estudo presente foi utilizado uma vazão de ar de 10 l/min e considerado um plano de simetria.

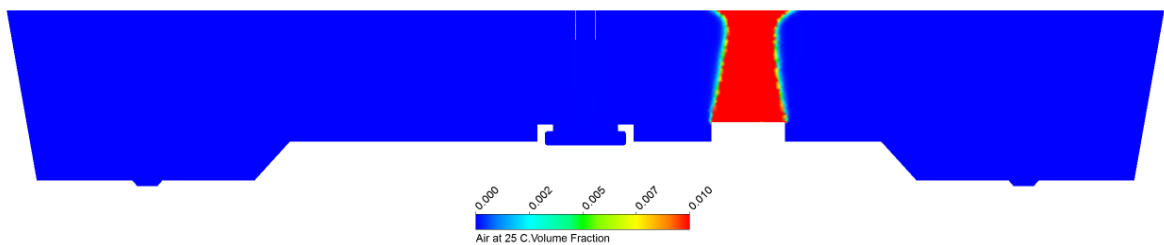
A Figura 5-12 ilustra a fração volumétrica de ar no interior do distribuidor para as duas configurações formando, assim como esperado, uma “cortina” de gás no escoamento de água. Pode se verificar que a variação da posição do tijolo de injeção não produz grandes variações no efeito de “cortina” do gás.

ANSYS



(a)

ANSYS



(b)

Figura 5-12 Fração volumétrica de gás na simetria – (a) tijolo externo; (b) tijolo interno.

No plano transversal posicionado em cada configuração ao centro do tijolo, Figura 5-13, pode-se observar que há uma área de passagem de água nas laterais do distribuidor sem a presença de gás. Esse mesmo comportamento é evidenciado nos modelos experimentais. Devido à característica geométrica do distribuidor, com seção variável ao longo da altura, a cortina de gás acaba não preenchendo toda a extensão do reator, criando as regiões evidenciadas na figura.

Assim como no plano de simetria, a variação na posição do tijolo não promove grandes alterações no escoamento de ar no interior do distribuidor.

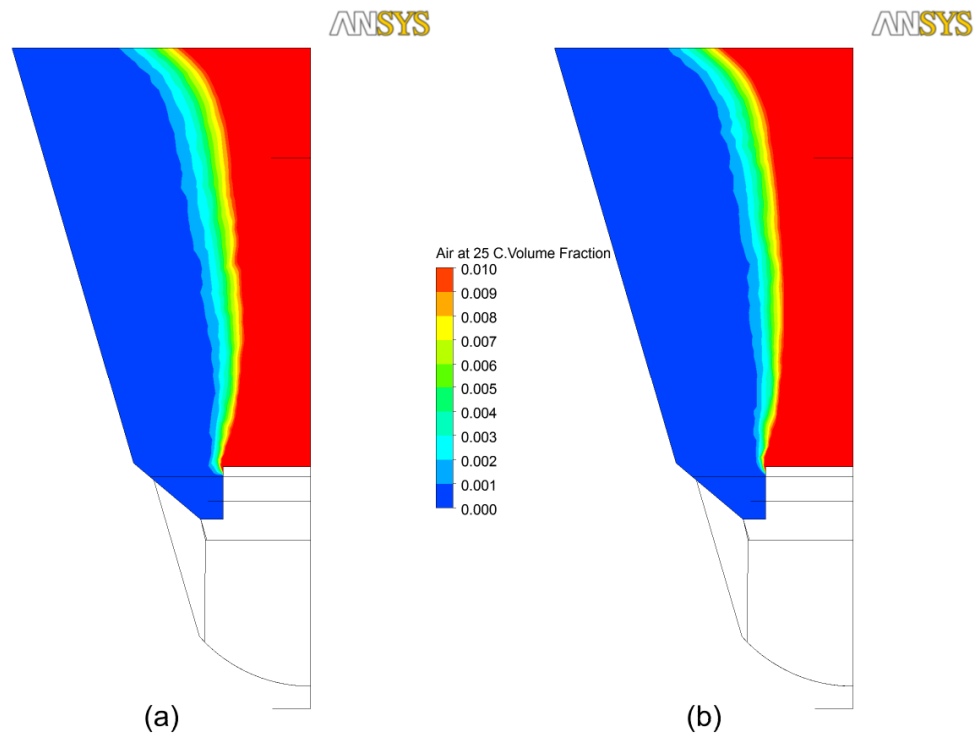


Figura 5-13 Fração volumétrica de gás no plano transversal – (a) tijolo externo; (b) tijolo interno.

Na Figura 5-14 são apresentadas as curvas de validação para os dois casos, com tijolo mais próximo ao veio de saída e mais próximo ao tubo longo da entrada, respectivamente. Cada configuração possui duas curvas, uma para o veio de saída sem injeção do gás e outra para o veio com injeção. As curvas numéricas são comparadas com as curvas experimentais, cinco para cada caso. Para o primeiro modelo, tijolo externo, os valores do experimento 2 foram desprezados devido a grande dispersão do mesmo em relação aos demais.

Como no caso monofásico, há uma boa concordância quanto à forma das curvas características de cada configuração quando comparadas com suas respectivas experimentais.

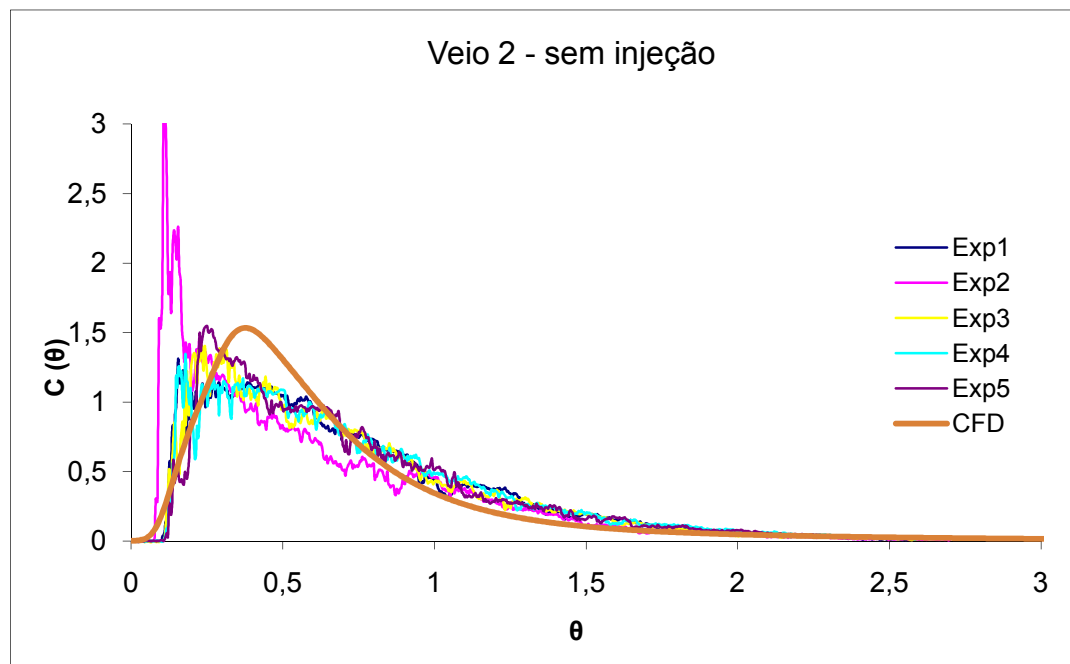
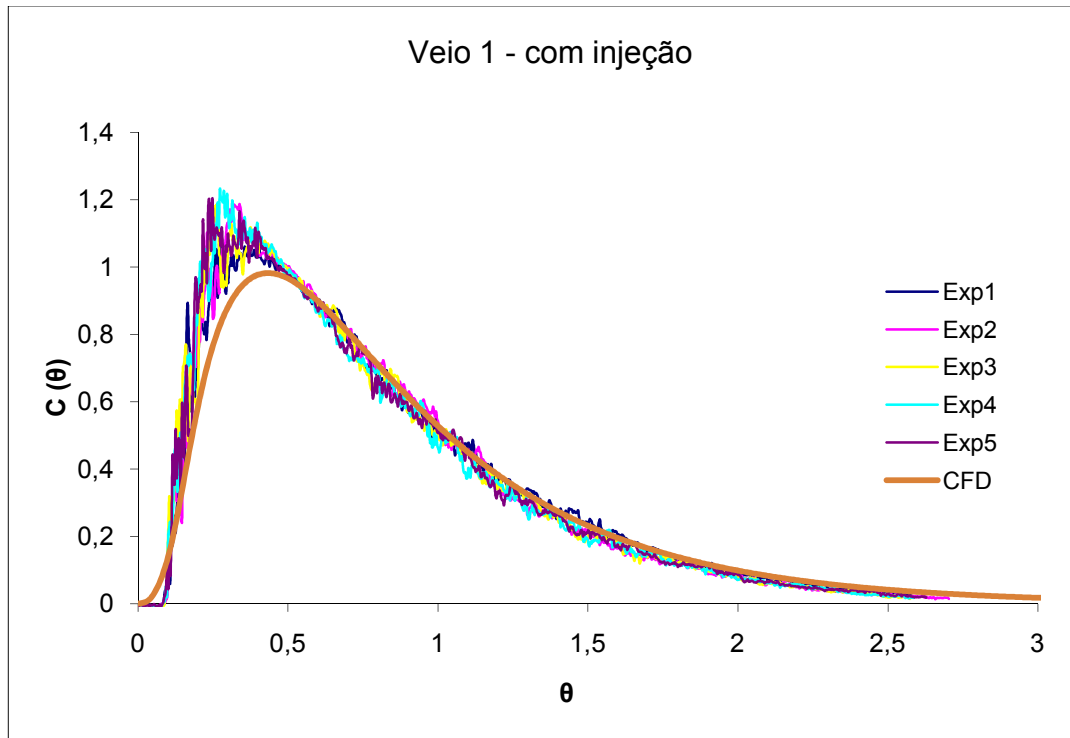
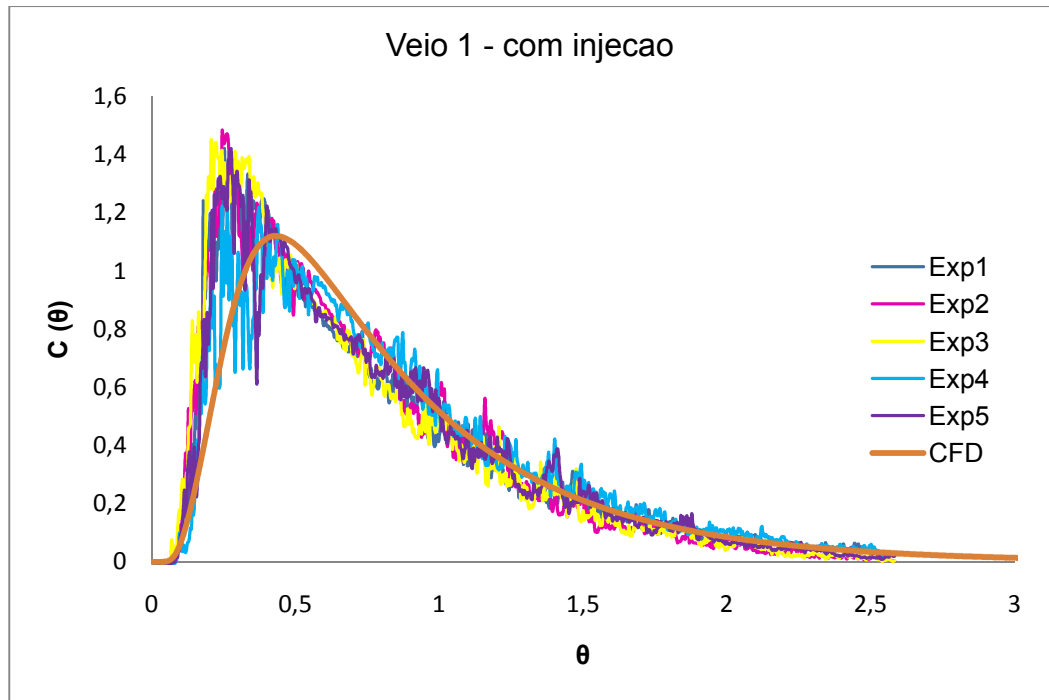
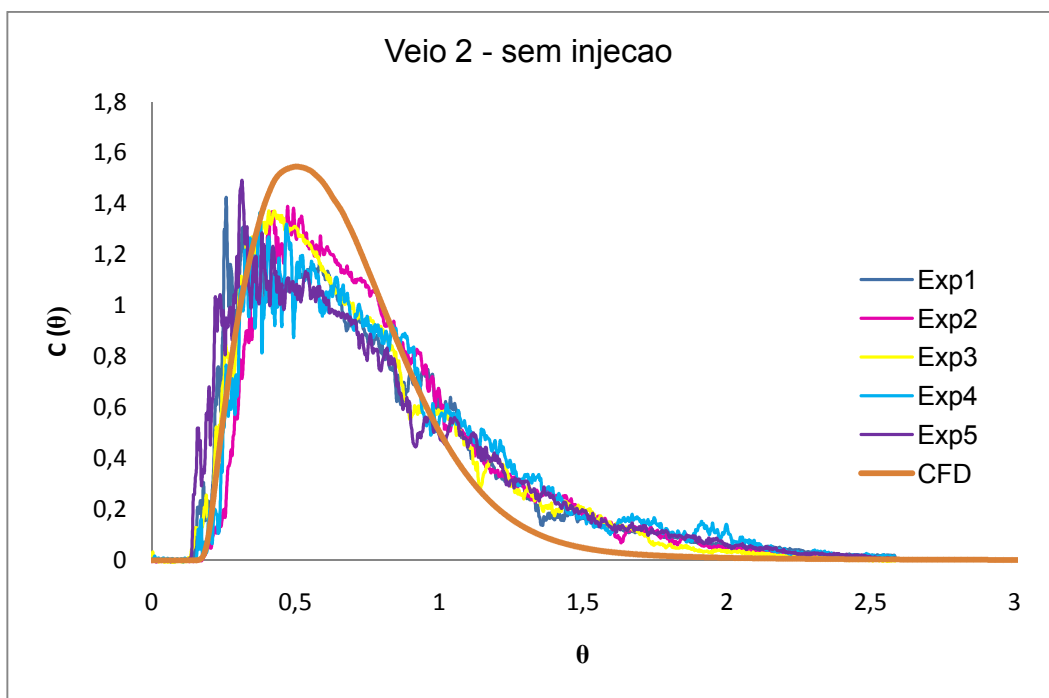


Figura 5-14 Curvas de Distribuição de tempos de residência para o modelo com tijolo na posição externa - (a) veio com injeção; (b) veio sem injeção.



(a)



(b)

Figura 5-15 Curvas de Distribuição de tempos de residência para o modelo com tijolo na posição interna - (a) veio com injeção; (b) veio sem injeção.

É possível verificar, nos dois modelos, que há uma grande variação nos resultados das curvas experimentais. Dessa maneira, para se calcular os volumes e tempos característicos foi utilizado a média das cinco curvas.

As Tabelas 5.1 e 5.2 indicam os valores calculados para o modelo numérico e o experimental.

Tabela 5.1 – Volumes e tempos característicos - Tijolo Externo

	Veio 1 - Com injeção					Veio 2 - Sem injeção				
	T Medio	T Min	V Morto	V Piston	V Mistura	T Medio	T Min	V Morto	V Piston	V Mistura
Experimental	154,01	31,10	28,80	20,94	50,26	143,62	31,64	32,44	18,13	49,43
Numérico	173,94	33,00	26,98	22,04	50,98	138,44	30,00	41,26	22,54	36,20

Tabela 5.2 – Volumes e tempos característicos - Tijolo Interno

	Veio 1 - Com injeção					Veio 2 - Sem injeção				
	T Medio	T Min	V Morto	V Piston	V Mistura	T Medio	T Min	V Morto	V Piston	V Mistura
Experimental	149,32	33,41	30,37	23,90	45,74	154,51	47,98	25,95	33,31	40,75
Numérico	167,22	36,90	27,81	27,03	45,17	132,77	50,50	34,79	33,69	31,52

Os volumes e principalmente os tempos característicos apresentaram valores coerentes com os dados experimentais. Da mesma forma que nos casos monofásicos, pequenas diferenças na posição e valores de pico de concentração promovem as diferenças nos cálculos dos parâmetros.

Para o veio com injeção de gás as maiores diferenças entre os resultados numérico e experimental estão nos volumes Pistonados, com 5% para o modelo com Tijolo Externo e 13% para o modelo com Tijolo Interno. Esses valores refletem praticamente a diferença encontrada entre os tempos mínimos. Os volumes de Mistura praticamente não apresentaram diferença devido a boa concordância nos valores de pico de concentração e da dispersão das curvas.

No veio sem injeção de gás as diferenças nos tempos mínimos ficaram em torno de 5% nos dois modelos, Tijolo Externo e Tijolo Interno. Entretanto, a diferença na dispersão entre

as curvas experimentais e numérica refletem as diferenças de até 34% para os volumes Morto e de Mistura.

Em relação às duas configurações, o posicionamento do tijolo mais próximo ao jato de entrada promoveu o aumento na quantidade de volume Pistonado e do tempo mínimo de residência nos dois veios.

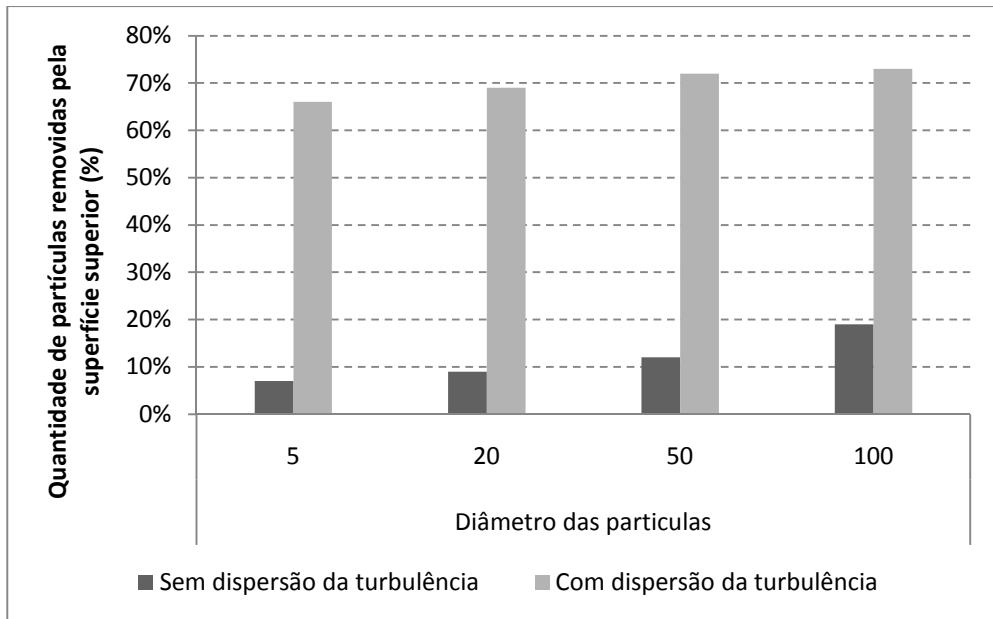
5.3.1 Análise de remoção de partículas através da metodologia Lagrangeana

Como destacado nas seções anteriores, uma das principais atribuições do distribuidor é a sua contribuição para remoção das inclusões, auxiliando na produção de produtos que atendam às restritas especificações do mercado em relação ao máximo nível de impurezas do material. Assim, a análise da quantidade de partículas coletadas na escória consiste em uma avaliação importante no processo de otimização e escolha das características do distribuidor de lingotamento.

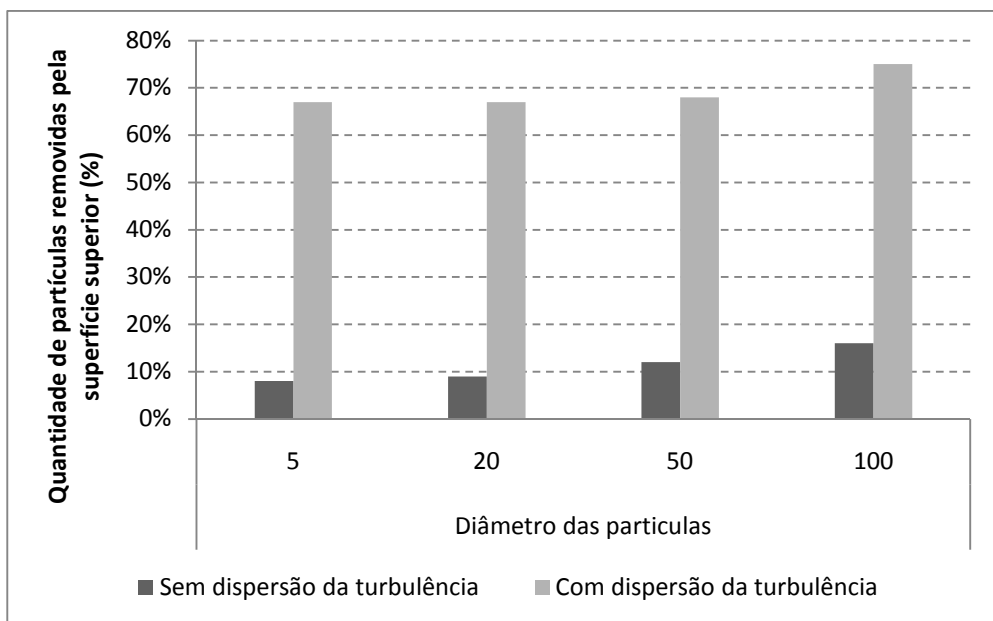
Para se avaliar a nova metodologia de injeção de gás quanto a remoção de partículas, como descrito, foi realizado um teste experimental na qual as inclusões não metálicas no aço líquido foi simulado por partículas de polipropileno de baixa densidade. O mesmo procedimento foi desenvolvido para o modelo numérico com os dados experimentais.

No modelo numérico, partículas com vários diâmetros são injetadas na entrada do distribuidor e rastreadas pela formulação lagrangeana com o objetivo de verificar a fração de partículas que são removidas em cada veio de saída e que são removidas pelo contato com a superfície superior por flotação.

Inicialmente, para avaliar a influência dos parâmetros do modelo Lagrangeano, foi realizado um estudo analisando a inclusão e a não inclusão do efeito da dispersão da turbulência no cálculo das trajetórias de partículas. A Figura 5-16 apresenta a avaliação deste efeito para as duas posições de tijolo, para 4 diâmetros de partículas, 5 μ m, 20 μ m, 50 μ m e 100 μ m. Foram computadas somente as partículas removidas pelo contato com a superfície superior.



(a)



(b)

Figura 5-16 Avaliação do efeito de dispersão turbulenta - (a) tijolo externo; (b) tijolo interno.

Pode-se verificar nos dois casos que para a condição sem dispersão da turbulência, os percentuais de remoção cresceram com o aumento do diâmetro das partículas. Isso ocorre devido à força de empuxo que é mais significativa em partículas de maiores diâmetros. Já com a inclusão do efeito da dispersão da turbulência através do modelo de caminho 'aleatório', pode-se evidenciar um aumento significativo na remoção das partículas pela

superfície superior do distribuidor, principalmente para as partículas menores. Esse resultado assemelha-se ao encontrado por Miki e Thomas (1999).

Porém, ao contrário do que se esperava para as partículas maiores, na qual a característica do modelo de dispersão afetaria parcialmente, de acordo com Miki e Thomas (1999), a tendência natural das partículas maiores flotarem, no modelo presente, o efeito da dispersão auxiliou também no processo de remoção. Dessa forma pode-se concluir que juntamente com o modelo de dispersão, verificam-se resultados distintos em função da configuração geométrica dos casos. A presença da cortina de gás criando uma barreira e um fluxo ascendente auxilia consideravelmente na flotação das partículas para todos os diâmetros analisados.

Outra característica importante que deve ser ressaltada, é que praticamente não há diferenças na remoção das partículas com a alteração da posição do tijolo de injeção de gás. Ou seja, apesar da posição do tijolo promover alterações no escoamento interno do distribuidor, as mesmas não são significativas para a questão da remoção de inclusões.

Para comprovar a metodologia e avaliar a utilização ou não do modelo de dispersão turbulenta, os resultados foram confrontados com os dados experimentais. Como mencionado, respeitando os critérios de similaridade as partículas utilizadas nos testes experimentais equivalem ao diâmetro de 50 μm no modelo numérico. Assim como as curvas DTR, foram realizados alguns experimentos para cada configuração, sendo considerada a média como parâmetro de avaliação.

As Tabelas 5.3 e 5.4 ilustram os resultados encontrados nos modelos numérico e experimental. Os valores indicados em Veio 1 são referentes ao lado do distribuidor com a presença de injeção de ar enquanto que o Veio 2 sem a presença.

Tabela 5.3 – Remoção de partículas - Tijolo Externo

Remoção de Partículas - Tijolo Externo			
	Partículas de 50 μm		
	Coletadas Topo (%)	Coletadas Veio 1 (%)	Coletadas Veio 2 (%)
Exp1	62,65	6,02	31,33
Exp2	61,54	6,15	32,31
Exp3	63,64	6,06	30,30
Exp4	63,41	6,10	30,49
Média	62,81	6,08	31,11
Numérico	83,53	1,20	15,27

Tabela 5.4 – Remoção de partículas - Tijolo Interno

Remoção de Partículas - Tijolo Interno			
	Partículas de 50 μm		
	Coletadas Topo (%)	Coletadas Veio 1 (%)	Coletadas Veio 2 (%)
Exp1	63,87	5,04	31,09
Exp2	66,35	4,81	28,85
Exp3	66,32	5,26	28,42
Exp4	67,05	4,55	28,41
Exp5	68,22	4,65	27,13
Média	66,84	4,69	28,47
Numérico	83,44	1,84	14,72

Como pode-se perceber, os valores dos dados numéricos foram extraídos dos modelos com dispersão turbulenta, uma vez que se apresentaram mais coerentes com os resultados experimentais. Vale ressaltar que o modelo Lagrangeano utilizado não leva em consideração a remoção das partículas devido à interação direta da bolha de gás com a inclusão.

Os resultados apresentam diferenças quantitativas que podem estar relacionadas às aproximações utilizadas no modelo Lagrangeano. Entretanto, é possível verificar uma semelhança qualitativa em relação à remoção por cada veio e pela superfície da escória. Tanto o experimental quanto o numérico mostram a eficiência na remoção das partículas no

veio em que o gás é injetado. O escoamento ascendente gerado pela “cortina” de gás aumenta de forma considerável a remoção.

Contudo, a metodologia numérica Lagrangeana, apesar das simplificações e restrições apresentou resultados coerentes quando comparado com os dados experimentais, viabilizando assim sua utilização na execução de projetos de distribuidores de lingotamento contínuo.

CAPITULO 6 CONCLUSÕES

O presente trabalho apresentou um estudo numérico com comparações com resultados experimentais visando consolidar metodologias e ferramentas no processo de análise e otimização de distribuidores de lingotamento contínuo. Experimentalmente não se dispõe de campos de concentração para comparações e, por isso, a variável principal de comparação foram as curvas de DTR.

As análises numéricas das curvas de distribuição de tempos de residência permitem que as características internas do escoamento dos distribuidores sejam obtidas de maneira rápida e confiável, auxiliando no processo de melhoria da qualidade do aço produzido.

Os resultados ilustraram a importância e robustez dos métodos numéricos na utilização de malhas não estruturadas, permitindo assim que diferentes geometrias equipadas com os mais variados modificadores de fluxo possam ser avaliadas.

As curvas de DTR mostraram ainda que ajustes mais finos precisam ser realizados na aplicação da metodologia em distribuidores com mais de dois veios, ou que apresentam características mais complexas de serem capturadas como grandes áreas de recirculações, descolamento de camada limite, entre outros.

O modelo desenvolvido para o caso multifásico, com injeção de gás, apresentou bons resultados qualitativos. Os resultados mostraram uma semelhança qualitativa em relação à remoção por cada veio e pela superfície da escória. Tanto o experimental quanto o numérico mostram a eficiência na remoção das partículas no veio em que o gás é injetado.

Outro dado do modelo experimental e confirmado no modelo numérico é a pequena influência na eficiência de remoção da variação da posição do tijolo de injeção de gás. Porém, ainda é necessária uma maior investigação, estudo, de alguns parâmetros para o ajuste dos valores quantitativos.

O processo de validação e comparação com resultados experimentais fornece aos engenheiros de projetos uma maior confiabilidade na metodologia computacional, permitindo a utilização da ferramenta para projetar e otimizar novos distribuidores.

O objetivo do trabalho foi concluído com o desenvolvimento de uma metodologia numérica que, respeitando-se os critérios de similaridade e algumas restrições, é capaz de fornecer informações que permitem quantificar e qualificar o escoamento no interior de um distribuidor de lingotamento contínuo dado um conjunto de configurações de modificadores de fluxo. O trabalho transfere, em termos de metodologia numérica, importante tecnologia para as indústrias que fabricam distribuidores empregados em lingotamento contínuo.

6.1 Sugestões para trabalhos futuros

Um estudo importante que pode ser realizado consiste em avaliar a interação da bolha de gás com as inclusões. Como comentado, no modelo aqui apresentado, essa interação não é modelada e somente o efeito que as bolhas geram no escoamento de água é considerado. Estudos considerando ainda coalescência, quebra e formação de cluster de inclusões devem ser realizados para que a física do fenômeno seja cada vez mais fielmente representada. Alguns modelos como *Saffman and Turner* e *Nguyen* podem ser utilizados para avaliar efeitos como coalescência e interação entre bolhas de gás e inclusão.

O refino do modelo Lagrangeano poderia ainda servir como uma simplificação importante na substituição das análises transientes para obtenção das curvas DTR, como proposto por Daoud (2006).

Em relação ao processo de injeção de gás, estudos visando a otimização e avaliação de outros parâmetros de influência como a vazão de gás injetada, a porosidade do tijolo de injeção e o tamanho das bolhas de gás devem ser realizados para que mais informações sejam adicionadas à metodologia apresentada.

REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

ANSYS CFX MANUAL, Versão 11.0, Ansys Inc., Waterloo, Canadá, 2006.

BANDEIRAS, A. R.; MORALES, R. D.; DEMEDICES, L. G. Mathematical Simulation and Modeling of Steel Flow with Gas Bubbling in Trough Type Tundishes. **ISIJ International**, Vol. 43 (2003), No. 5, pp. 653-662.

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.

CHIANG, L. K. In: **Proceedings of the Steelmaking Conference**. TMS, Warrendale, PA. 1992. vol 75. pp.437.

CRAIG, K. J.; DE KOCK D. J.; MAKGATA, K. W., DE WET, G. J. Design Optimization of a Single-strand Continuous Caster Using Residence Time Distribution Data. 2001. **ISIJ International**. Volume 41, No.10, pp 1194-1200.

DAOUD, I. L. A. **Estudo Numérico do Comportamento de Inclusões não Metálicas em Distribuidores de Lingotamento Contínuo de Aço**. 117f. Dissertação (mestrado em Engenharia). Escola de Engenharia, Universidade Federal do Rio Grande do Sul, Porto Alegre, 2006.

DE KOCK, D. J. **Optimal Tundish Design Methodology in a Continuous Casting Process**. 2005. 120f. Tese (Doutor em Engenharia). Faculty of Engineering, Built Environment and Information Technology. Universidade de Pretoria, Pretoria, 2005.

DEBROY, T; SYCHTERZ, J. A. Numerical Calculation of Fluid Flow in a Continuous Casting Tundish. **Metallurgical Transactions**, B, 1985. vol. 16B. pp. 497-504.

FOGLER, H. S. **Elementos de Engenharia das Reações Químicas**. Rio de Janeiro. Editora LTC. 2002. 892p.

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. **15th IAS Steelmaking Conference**, 2005, San Nicolas, Argentina.

FREIRE, A. P. S.; MENUT, P. P. M.; SU, J. Turbulência. In: **Anais da I Escola de Primavera em Transição e Turbulência**. 2002. Rio de Janeiro.

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

HE, Y.; SAHAI, Y. The Effect of Tundish Wall Inclination on the Fluid Flow and Mixing. **Mettalurgical Transactions**. 1987. Vol 18B. p.81-91.

IBS, Instituto Brasileiro de Siderurgia. Siderurgia Brasileira: Relatório de Sustentabilidade. 2008. disponível em:<www.ibs.org.br>

ILLEGBUSSI, O. J.; SZEKELLY, J. – **Mathematical Modelling of Materials Processing Operations**. Edit. by J. SZEKELLY et alli., TMS, 1987, p. 404.

ISHII, T.; KUBO, N.; BOSE, T. K.; IGUCHI, M. Mathematical Modeling of Flow and Inclusion Motion in Vessel with Natural Convection. **ISIJ International**, 2001, Vol 41, No. 10, pp 1174-1180.

JHA, P. K.; DASH, S. K.; KUMAR, S. Fluid Flow and Mixing in a Six Strand Billet Caster Tundish: A Parametric Study. **ISIJ International**, 2001, Vol 41, No. 12, pp 1437-1446.

KEMENY, F.; HARRIS, D. J.; MCLEAN, A.; MEADOWCROFT, T. R.; YOUNG, J. D; In:**Proceedings of the 2nd Process Technology Conference**, TMS, Warrendale, PA, 1981. vol 2. pp. 232-245.

KORIA, S. C.; SINGH, S. Physical Modelling of the Flow modifier on the dynamics of Molten Steel Flowing in a Tundish. **ISIJ International**. 1994, Vol. 34, No. 10, pp 784-793.

KRUGER, M.; ATAIDES; R.; REIS, M. V. F.; BORGES, R. N.; MALISKA, C. R.; SILVA, C. A. Mathematical Modelling of gas injection in a Continuous Casting Tundish. **STEELSIM 2009**.

KUMAR, A.; KORIA, S. C.; MAZUMDAR, D. An assessment of Fluid Flow Modelling and Residence Time Distribution Phenomena in Steelmaking Tundish Systems. **ISIJ International**, 2004, Vol 44, No. 8, pp 1334-1341.

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

LEVENSPIEL, O. **Engenharia das Reações Químicas**. Volume 1 – Cinética Química Aplicada. São Paulo. Editora Edgard Blücher, 1974, 211p.

LUCIANETTI, R. M.; REIS, M. V. F.; TASCA, R. J.; MALISKA, C. R. Numerical Simulation of Steady Turbulent Two-Phases Flow Through SEN and MOLD in Continuous Applications. **13º Seminário de Aceria e 3º Seminário de redução – IAS**, 2001.

MALISKA, C. R. **Transferência de Calor e Mecânica dos Fluidos Computacional**. 2nd edição. Rio de Janeiro. Editora LTC. 2004. 453p.

MARIQUE, C.; DONY, A.; NYESSEN, P. The Bubbling of Inert Gas in the Tundish: A Means to Improve the Steel Cleanliness. In **Tundish Metallurgy- Volume II**. ISSC; USA, 1991, p. 49-55.

MAZUMDAR, D.; GUTHRIE, R. I. L. The Physical and Mathematical Modelling of Continuous Casting Tundish Systems. **ISIJ International**, 1999. Vol 39, No. 6, pp 524-547.

MENTER, F. R. Improved Two-Equation $K-\omega$ Turbulence Models for Aerodynamic Flows. 1992. **Nasa Technical Memorandum 103975**.

MENTER, F. R. Two-equation eddy-viscosity turbulence models for engineering applications. **AIAA-Journal**, 32(8), 1994. pp. 269-289.

MIKI, Y.; TAKEUCHI, S. Internal Defects of Continuous Casting Slabs Caused by Assymmetric Unbalanced Steel Flow in Molde. **ISIJ International**, vol. 43, No. 10, 2003, pp. 1548-1555.

MIKI, Y.; THOMAS, B. G. Modeling of Inclusion Removal in a Tundish. **Metallurgical Transactions B**, 1999, vol. 30B (4), pp. 639-654.

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

MORALES, R. D.; PALAFOX-RAMOS, J.; LÓPEZ-RAMÍREZ, S.; DÍAZ-CRUZ, M.; 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.

MORAVEC, R; STANCIK, M.; ADOLF, Z. - Steel Refining in Tundish of a CCM **Steelmaking Conference Proceedings**, 2001, P. 139146.

PALAFOX-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.

PEREIRA, A. M.; FRANÇOIS, M. G.; VILELA, A. C. F.; WOLLMANN, A. M.; MADÍAS, Jorge; Effects of Turbulence of Inhibitors on Slag Emulsification in the Continuous Casting Tundish. In: **Steelmaking Conference Proceedings**. Baltimore- Estados Unidos, 2001. Vol 84, pp. 127-138.

REFRATÁRIOS E INSUMOS PARA LINGOTAMENTO CONTÍNUO. Programa de Educação Continuada – ABM, 2004.

ROGLER, J. P; HESALIP, L. J.; MEHRVAR, M. - Inclusion Removal in a Tundish by Gas Bubbling. **Canadian Metallurgical Quartely**. Vol. 43, No. 3, 2004, pp. 407-416.

SAHAI, Y.; AHUJA, R. Fluid Flow and Mixing of Melt in Steelmaking Tundishes. **Ironmaking and Steelmaking**. 1986. v.13, n.5, p.241-247.

SAHAI, Y.; BURVAL, M. D. Validity of Reynolds and Froude similarity criteria for water modeling of melt flow in tundishes. **Electric Furnace Conference Proceedings**. 1992. Vol. 50, pp. 469-474.

SAHAI, Y.; EMI, T. Melt Flow Characterization in Continuous Casting Tundishes. **ISIJ International**, 1996. Vol 36, No. 6, pp 667-672.

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.

SILVA, C. A.; CARVALHO, C. V. D. Projeto Risa-Fundação Gorceix. **Relatório UFOP**. Outubro de 2003.

SILVA, R. F. A. F.; **Uma metodologia de otimização aplicada a problemas modelados pelas equações de Navier Stokes 2007**. 125f. Dissertação (mestrado em Engenharia). Universidade Federal de Santa Catarina, Florianópolis.

SILVA, R. F. A. F.; KRUGER, M.; REIS, M. V. F.; TRINDADE, L. B.; BORGES, R. N.; RIBEIRO, B. A. B.; LARA, G. I.; OLIVEIRA, J. G. Aplicação de Ferramentas de Otimização e Dinâmica de Fluidos Computacionais em um Distribuidor de Lingotamento Contínuo. **XXXVII Steelmaking Seminar – International**. 2006.

SINHA, A. K.; SAHAI, Y. Mathematical Modeling of Inclusion Transport and Removal in Continuous Casting Tundishes. **ISIJ International**, 1993. Vol 33, No. 5, pp 556-566.

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

THOMAS, B. G.; "Continuous Casting: Modeling," **The Encyclopedia of Advanced Materials**, (J. Dantzig, A. Greenwell, J. Michalczyk, eds.) Pergamon Elsevier Science Ltd., Oxford, UK, Vol. 2, 2001, pp. 8, (Revision 3, Oct. 12, 1999).

THOMAS, B. G.; "The importance of Computational Models for Further Improvements of the Continuous Process. **Voest Alpine Conference on Continuous Casting**, Linz, Austria, 2000.

THOMAS, B. G.; DENISSOV, A.; BAI, H. Behavior of Argon Bubbles during Continuous Casting Steel. **Steelmaking Conference Proceedings**, 1997, pp. 375-384.

THOMAS, B. G.; Modelling Study of Intermixing in Tundish and Strand During a Continuous-Casting Grade Transition. **Iron and Steelmaker (ISS transactions)** .1997, Vol 4. No.12. Iron and Steel Society, Warrendale, PA. pp.83-96.

THOMAS, B. G.; YUAN, Q.; ZHANG, L.; VANKA, S.P. Flow Dynamics and Inclusion Transport in Continuous Casting of Steel. **NSF Design, Service, and Manufacturing Grantees and Research Conf. Proceedings**, San Juan, Puerto Rico. 2003. Ed. University of Alabama, Tuscaloosa, 2003. pp. 2328-2362.

TOZAWA, H.; KATO, Y.; SORIMACHI, K.; NAKANISHI, T. Agglomeration and Flotation of Alumina Clusters in Molten Steel. **ISIJ International**, 1999. Vol 39, No. 5, pp 426-434.

TRINDADE, L. B.; KRUGER, M.; REIS, M. V. F.; VIEIRA, C. A. P.; SILVA, L. F. Análise Numérica do Escoamento em um Distribuidor de 4 Veios. **IAS** – 2005

TSUJINO, R.; NAKASHIMA, J.; HIRAI, M.; SAWADA, I. Numerical Analysis of Molten Steel Flow in Ladle of RH Process. **ISIJ International**, Vol. 29 (1989), No. 7, pp 589-595.

VAYRYNEN, P. J.; VAPALAHTI, S. K.; LOUHENKILPI, S. J. **On Validation of Mathematical Fluid Flow Models for Simulation of Tunish Water Models and Industrial Examples**. Laboratory of Metallurgy, Helsinki University of Technology, Finland.

VIEIRA, C. A. P.; SILVA, L. F.; TRINDADE, L. B.; REIS, M.; KRUGER, M. Estudo Computacional da Influência de Modificadores de Fluxo em um Distribuidor de Dois Veios. **II Seminário de Siderurgia da Usina de Monlevade** – 2004.

WANG, L. T., ZHANG, Q. Y., DENG, C. H. Mathematical Model for Removal of Inclusion in Molten Steel by Injecting Gas at Ladle Shroud – **ISIJ International**, Vol. 45 (2005), No. 8, pp. 1138-1144.

WANG, Y.; RIDHAR, S. The effect of gas flow rate on the evolution of the surface oxide on a molten low carbon Al killed steel - **Proceedings of the IV International Conference/High Temperature Capillarity Journal of Materials Science 40** (2005) , pp 2179 – 2184.

WOLF, M. M. Slab Caster Configuration and Operation – A Review. In **Continuous Casting Volume Ten** 2003, p. 22.

YAMAURA, H; UESHINA, Y; MIZUKAMI, Y; TAKASE, K; AMDA, K.; UEHARA, A. Development of Technology for Blowing Fine Bubbles into Tundish Through Porous Plug Using Molten Steel Flow. **ISSTech 2003 Conference Proceedings**, p. 19-30.

YUAN, Q.; THOMAS, B.G. Transport and Entrapment of Particles in Continuous Casting of Steel. In: **3rd Internatational Congress on Science & Technology of Steelmaking**. Association for Iron & Steel Technology. Warrendale, Estados Unidos. 2005. pp. 745-762.

ZHANG, L.; THOMAS B. G. Alumina Inclusion behavior during Steel Deoxidation. **7th European Eletric Steelmaking Conference**, Italia, 2002, pp. 2.77-2.86.

ZHANG, L.; THOMAS B. G. Fluid flow and inclusion motion in the continuous casting strand. **XXIV Steelmaking National Symposium**, Morelia, Mich, Mexico, 2003.

ZHANG, L.; THOMAS B. G. Inclusions in Continuous Casting of Steel. **XXIV National Steelmaking Symposium**, Morelia, Mich, Mexico, 26-28, 2003, pp. 138-183.

ZHONG, L.; LI, B.; ZHU, L.; WANG, R.; WAG, W.; ZHANG, X. Fluid Flow in A Four-strand Bloom Continuous Casting Tundish with Different Flow Modifiers. **ISIJ International**, 2007. Vol 47, No. 1, pp 88-94.