

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

MODELAGEM NUMÉRICA APLICADA AOS FENÔMENOS DE ESCOAMENTO E
MISTURA EM MODELOS FÍSICOS DE PANELAS DE ACIARIA

Rafael Skrzek Sicorski

Dissertação para obtenção do título de Mestre
em Engenharia

Porto Alegre
2006

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

MODELAGEM NUMÉRICA APLICADA AOS FENÔMENOS DE ESCOAMENTO E
MISTURA EM MODELOS FÍSICOS DE PANELAS DE ACIARIA

Rafael Skrzek Sicorski
Engenheiro Mecânico

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

Área de Concentração: Metalurgia Extrativa/Tecnologia Mineral

Porto Alegre
2006

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

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

Banca Examinadora:

Dr. Luis Augusto Colembergue Klujszo - Gerdau Aços Especiais Piratini - RS

Dra. Magda Galant François - UFRGS - RS

Prof. Dr. Ney Francisco Ferreira - DEMEC/UFRGS - RS

Prof. Dr. Antônio Cezar Faria Vilela
Coordenador do PPGEM

Dedico à minha mãe Eunice e à
minha noiva Mariana.

AGRADECIMENTOS

Ao professor Antônio Cezar Faria Vilela pelo apoio e orientação recebidos durante este trabalho.

Ao Dr. Leonardo Trindade pela valiosa aprendizagem em modelagem numérica, crédito e confiança, indispensável para o bom andamento e desenvolvimento deste trabalho.

Ao grupo de modelamento físico do Laboratório de Siderurgia, especialmente ao Mestre Julio Morales, pelo apoio durante a realização da parte experimental desse trabalho.

Aos bolsistas de iniciação científica Fábio Gouveia e Mateus Daroit pela ajuda prestada na construção dos modelos.

A todos os pesquisadores do LASID que de uma forma ou de outra deram seu apoio e amizade.

Aos colegas da STE, Ismael Daoud e Ernesto Nadalon, pelo apoio e colaboração recebidos.

A Universidade Federal do Rio Grande do Sul pela infra-estrutura disponibilizada.

Ao Conselho Nacional de Desenvolvimento Científico e Tecnológico – CNPQ – pelo apoio concedido através de bolsas de pesquisa.

A Mariana, por todo apoio, carinho e principalmente pela paciência durante a fase final do trabalho.

A minha mãe, Eunice Skrzek, por todos os ensinamentos de uma vida.

Enfim, a todos aqueles que colaboraram direta ou indiretamente na elaboração deste trabalho.

SUMÁRIO

LISTA DE FIGURAS	VIII
LISTA DE TABELAS	XI
LISTA DE SÍMBOLOS E ABREVIATURAS	XII
RESUMO	XIV
ABSTRACT	XV
1 INTRODUÇÃO	1
2 REVISÃO BIBLIOGRÁFICA	3
2.1 PRINCÍPIOS FLUIDODINÂMICOS DE UMA PANELA AGITADA POR GÁS INERTE	6
2.2 MODELAGEM FÍSICA	7
2.2.1 Técnicas de medição	10
2.2.2 Visualização do escoamento e mistura	11
2.2.3 Caracterização da coluna de bolhas	13
2.2.4 Fenômeno de mistura	15
2.3 MODELAGEM NUMÉRICA	18
2.3.1 Equações governantes	20
2.3.2 Forças de interação líquido-bolha	22
2.3.3 Modelos de turbulência	26
2.3.4 Fenômeno de mistura via modelagem numérica	29
3 MATERIAIS E MÉTODOS	30
3.1 INTRODUÇÃO	30
3.2 EQUIPAMENTOS E MATERIAIS UTILIZADOS	30
3.3 PROCEDIMENTO NUMÉRICO	31
3.3.1 Definição do problema	32
3.3.2 Aproximações dos modelos numéricos	33
3.3.3 Malha computacional	34

3.3.4	<i>Condições iniciais</i>	35
3.3.5	<i>Condições de contorno</i>	35
3.3.6	<i>Processamento</i>	36
3.3.7	<i>Pós-processamento</i>	37
3.4	<i>MODELO NUMÉRICO APLICADO AO FENÔMENO DE MISTURA</i>	37
3.5	<i>METODOLOGIA DE ESTUDO</i>	39
3.5.1	<i>Estudo dos coeficientes das forças de não-arrasto</i>	39
3.5.2	<i>Estudo dos modelos de turbulência</i>	40
3.5.3	<i>Estudo da mudança do formato da base</i>	43
4	<i>RESULTADOS E DISCUSSÃO</i>	44
4.1	<i>ESTUDO DOS COEFICIENTES DAS FORÇAS DE NÃO-ARRASTO</i>	44
4.2	<i>ESTUDO DOS MODELOS DE TURBULÊNCIA</i>	49
4.2.1	<i>Análise qualitativa do escoamento</i>	49
4.2.2	<i>Análise qualitativa do fenômeno de mistura</i>	52
4.2.3	<i>Análise quantitativa do fenômeno de mistura</i>	53
4.3	<i>ESTUDO DA MUDANÇA DO FORMATO DA BASE</i>	55
5	<i>CONCLUSÕES</i>	57
6	<i>SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS</i>	58
	<i>REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS</i>	59
	<i>APÊNDICE A</i>	64
	<i>APÊNDICE B</i>	65
	<i>APÊNDICE C</i>	66

LISTA DE FIGURAS

Figura 1 - Organograma da presente revisão bibliográfica.	4
Figura 2 - Esquema da injeção de gás em uma panela (Mazumdar, 1995).	6
Figura 3 - Modelo físico de panela (Morales et al, 2006).	10
Figura 4 - Organograma de algumas técnicas experimentais.	11
Figura 5 - Visualização do fenômeno de difusão de corante ao longo do tempo.	11
Figura 6 - Comparação qualitativa da difusão de corante entre um modelo físico e um modelo numérico (Fan e Hwang, 2002).	12
Figura 7 - Representação esquemática de um ensaio de laser.	12
Figura 8 - (a) Visualização do escoamento através de um plano laser. (b) Campo de vetores velocidade obtidos numericamente (Zhu et al, 1995).	13
Figura 9 - Esquema das regiões de ar em um modelo físico água-ar	14
Figura 10 - Sensor de dois elementos eletro-resistivos e aparato experimental utilizado por Castillejos e Brimacombe (1987).	14
Figura 11 - Fração volumétrica de ar versus altura do banho para uma panela de 0,82m de altura e 283cm ³ /s de vazão.	15
Figura 12 - Comparação entre a correlação proposta por Mazumdar et al (1997) para tempos de mistura e os resultados experimentais de cinco grupos de pesquisadores.	16
Figura 13 - Representação esquemática do arranjo experimental para medidas dos tempos de mistura (Morales et al 2006).	17
Figura 14 - Curvas experimentais de concentração versus tempo.	17
Figura 15 - Comparação entre os resultados numéricos obtidos por Méndez et al (2005) e experimentais obtidos por Castillejos e Brimacombe (1987).	22
Figura 16 - Representação esquemática da força de arrasto (Méndez et al, 2005).	23
Figura 17 - Formato das bolhas em função dos números adimensionais de Reynolds, Eotvos e Morton (Clift et al 1978).	23
Figura 18 - Representação esquemática da força de massa virtual (Méndez et al, 2005).	24
Figura 19 - Representação esquemática da força de sustentação (Méndez et al, 2005).	25
Figura 20 - Representação esquemática da força de dispersão turbulenta (Méndez et al, 2005).	25

Figura 21 - Comparação entre os resultados numérico e experimental para tempo de mistura (Szekely et al, 1979).	29
Figura 22 - Organograma demonstrativo dos estágios de modelagem numérica.....	31
Figura 23 - Representação esquemática e dimensões das três configurações analisadas no presente estudo.	32
Figura 24 - Malha bidimensional utilizada na primeira etapa do presente estudo.	34
Figura 25 - Desenho da malha tridimensional utilizada (panela de base elíptica).	35
Figura 26 - Condições de contorno para os modelos bi e tridimensional.....	35
Figura 27 - Exemplo de obtenção dos tempos de mistura por meio do modelo numérico. (a) injeção de traçador e sensores de monitoramento (b) curvas de concentração versus tempo.	38
Figura 28 - Organograma da metodologia de estudo dos coeficientes das forças de não-arrasto.	39
Figura 29 - Organograma da metodologia de estudo dos modelos de turbulência.....	41
Figura 30 - Representação esquemática da posição de injeção de traçador para reprodução numérica do ensaio de corante.....	42
Figura 31 - Representação esquemática da posição de injeção de traçador e do sensor utilizados nos experimentos de Mazumdar et al (1997).	42
Figura 32 - Representação esquemática da posição de injeção de traçador e dos sensores utilizados nos experimentos de Morales et al (2006).	43
Figura 33 - Representação esquemática da posição de injeção de traçador.	43
Figura 34 - Distribuição da fração volumétrica de ar ao longo da altura do banho. (a) sem e (b) com o efeito das forças de não-arrasto	44
Figura 35 - Variação do coeficiente de massa virtual e a comparação com a equação 1. Nesse caso $C_S = C_{DT} = 0,1$	45
Figura 36 - Variação do coeficiente de sustentação e a comparação com a equação 1. Nesse caso $C_{MV} = 0,5$ e $C_{DT} = 0,1$	45
Figura 37 - Variação do coeficiente de sustentação e a comparação com a equação 1. Nesse caso $C_{MV} = 0,5$ e $C_S = 0,1$	46
Figura 38 - Campo de energia cinética de turbulência da fase líquida.....	46
Figura 39 - Coeficientes encontrados para a configuração 3 com vazão de 17 l/min.	47
Figura 40 - Coeficientes encontrados para a configuração 3 com vazão de 36 l/min.	47

Figura 41 - Comparação entre os mapas de velocidades resolvidos através dos modelos $k-\varepsilon$ e RSM, em um plano vertical da panela de base circular.....	49
Figura 42 - Comparação entre os vetores velocidade resolvidos através dos modelos $k-\varepsilon$ e RSM, em um plano vertical da panela de base circular.....	49
Figura 43 - Comparação entre os mapas de velocidades resolvidos através dos modelos $k-\varepsilon$ e RSM, em um plano vertical da panela de base elíptica.....	50
Figura 44 - Comparação entre os vetores velocidade resolvidos através dos modelos $k-\varepsilon$ e RSM, em um plano vertical da panela de base elíptica.....	50
Figura 45 - Isosuperfícies de ar representando o deslocamento da coluna de bolhas ao longo do tempo.	51
Figura 46 - Comparação entre os resultados numéricos obtidos com o modelo de turbulência RSM e o modelo físico.	51
Figura 47 - Comparação entre os modelos numéricos resolvidos com $k-\varepsilon$ e RSM e um ensaio de corante com modelo físico.....	53
Figura 48 - Comparação entre os tempos de mistura obtidos numericamente e experimentalmente para a panela de base circular (configuração 1).....	54
Figura 49 - Comparação entre os tempos de mistura obtidos numericamente e experimentalmente para a panela de base elíptica (configuração 2).	54
Figura 50 - Comparação entre os tempos de mistura obtidos numericamente para uma panela de base elíptica (configuração 2) e de base circular (configuração 3).....	55
Figura 51 - Arranjo experimental montado para o ensaio de visualização da trajetória de partículas.....	64
Figura 52 - Detalhe da válvula solenóide utilizada na injeção de corante.	65
Figura 53 - Ângulo de filmagem e posição de injeção do traçador.....	65
Figura 54 - Exemplo de teste de independência de malha para o caso tridimensional.	66

LISTA DE TABELAS

Tabela 1 - Pesquisadores e suas áreas específicas de contribuição em sistemas de agitação por gás.....	4
Tabela 2 - Algumas configurações de modelos físicos descritas na literatura.	9
Tabela 3 - Detalhes e parâmetros mais importantes do modelo de água estudado por Morales et al (2006).	10
Tabela 4 - Variação dos tempos de mistura em função da vazão de ar e dos sensores (Morales et al 2006).	17
Tabela 5 - Pesquisadores divididos segundo o tipo de modelo utilizado.	19
Tabela 6 - Vantagens e desvantagens do modelo $k-\varepsilon$ (Versteeg et al, 1995).	27
Tabela 7 - Vantagens e desvantagens do modelo RSM (Versteeg et al, 1995).	28
Tabela 8 - Vantagens e desvantagens do modelo de comprimento de mistura (Versteeg et al, 1995).	28
Tabela 9 - Principais equipamentos e materiais utilizados.	31
Tabela 10 - Tempo de processamento.	37
Tabela 11 - Vazões de injeção de ar estudadas.	40
Tabela 12 - Coeficientes encontrados para a configuração 1.	48
Tabela 13 - Coeficientes encontrados para as configurações 2 e 3.	48

LISTA DE SÍMBOLOS E ABREVIATURAS

A	área da superfície
C_D	coeficiente de arrasto
C_{DT}	coeficiente da força de dispersão turbulenta
C_{MV}	coeficiente da força de massa virtual
C_S	coeficiente da força de sustentação
d_b	diâmetro de bolha
d_o	diâmetro do plugue
D_ϕ	difusividade cinemática de ϕ
E_o	número de Eotvos
F^A	força de arrasto
F^{DT}	força de dispersão turbulenta
F_L, F_g	forças de interação líquido-bolha
F^{MV}	força de massa virtual
F^S	força de sustentação
g	força gravitacional
h	altura no banho
k_L	energia cinética de turbulência do líquido
L	profundidade do banho
M_o	número de Morton
p	pressão
Q	vazão volumétrica
R	raio da panela
Re	número de Reynolds
S_{ct}	número de Schmidt
S_m	termo fonte de massa
S_{massa_ar}	termo fonte de massa (ar)
S_{Mx}	termo fonte de momentum na direção x
S_ϕ	termo fonte de ϕ
u	componente da velocidade na direção x

u'	flutuação na direção x
U	componente da velocidade do escoamento principal na direção x
\vec{v}	vetor velocidade
v	componente da velocidade na direção y
v'	flutuação na direção y
x, y, z	coordenadas cartesianas
w'	flutuação na direção z
ϕ	variável adicional
α	fração volumétrica
α_g	fração volumétrica de gás/ar
α_L	fração volumétrica de líquido
μ_t	viscosidade aparente ou turbulenta
ρ	massa específica
ρ_g	massa específica do gás/ar
ρ_L	massa específica do líquido
σ	desvio padrão
τ_{mix}	tempo de mistura
τ_{ij}	tensões de Reynolds
$curl$	operador rotacional
div	operador divergente
$grad$	operador gradiente
RSM	Reynolds Stress Model
$UFRGS$	Universidade Federal do Rio Grande do Sul

RESUMO

Esse trabalho tem por objetivo geral o desenvolvimento de uma metodologia de modelagem numérica que represente o escoamento e o fenômeno de mistura em um modelo físico de panela de aciaria de base elíptica. Os objetivos específicos do trabalho são: o estudo dos coeficientes das forças de interação líquido-bolha, dos modelos de turbulência e da mudança do formato da base da panela de circular para elíptica.

O escoamento e o fenômeno de mistura foram calculados através do método de Volume Finitos baseado em Elementos por meio do software CFX5.7 da Ansys. Dados da literatura e ensaios em modelo físico, realizados em laboratório, auxiliaram na validação dos modelos numéricos.

O estudo dos coeficientes das forças de não-arrasto mostrou que os resultados da distribuição de ar ao longo da altura do banho mudam com a variação dos coeficientes. No final, coeficientes para 3 configurações de painéis em diferentes vazões de ar foram encontrados.

Com relação ao estudo dos modelos de turbulência, observou-se que para a solução do escoamento e do fenômeno de mistura em uma panela de base circular, o $k-\varepsilon$ é o modelo de turbulência mais indicado. Por outro lado, para uma panela de base elíptica, o modelo RSM mostrou-se o mais adequado.

Finalmente, com relação ao estudo da mudança do formato da base da panela, observou-se que os tempos de mistura de uma panela de base elíptica são maiores que uma de base circular e aumentam à medida que a vazão de ar diminui.

ABSTRACT

This paper aims at developing a numerical modelling methodology which represents the fluid flow and mixing phenomenon in a physical model of a steelmaking ladle with an elliptical base. The specific aims of the paper are: the study of the coefficients of liquid-bubble interaction, the turbulence models and the change of the base shape from circular ladle to elliptical.

The fluid flow and the mixing phenomenon were calculated through the Element-based Finite Volume Method through Ansys' CFX5.7 software. Data from literature and physical model experiments, carried out in laboratory, contributed with the numerical model validation.

The study of the non-drag force coefficients showed that the air distribution along the bath height results changes with the coefficients variation. At the end, coefficients for 3 ladle configurations in different mass flow rates were found.

Concerning the study of turbulence models, the $k-\varepsilon$ is more suitable for the fluid flow and mixing phenomenon solution in a circular base ladle. On the other hand, for an elliptical base ladle, the RSM (Reynolds Stress Model) is more adequate.

Finally, with the respect to the study of the change of the ladle base shape, the mixing times of an elliptical base ladle are higher than the one with a circular base and they increase with the decrease of the mass flow rate.

1 INTRODUÇÃO

Durante o processo de fabricação do aço, mais precisamente na etapa de refino secundário, é comum a prática de injeção de gases inertes (argônio ou nitrogênio) a fim de agitar o banho. Essa agitação, além de promover a homogeneização química das ligas adicionadas no processo e a homogeneização térmica do sistema, favorece a remoção de gases e possíveis impurezas presentes no aço.

Para a otimização do processo de produção de aços limpos, é de fundamental importância conhecer o comportamento fluidodinâmico desse sistema multifásico (aço, gás inerte, escória e inclusões). Conforme será visto nesse trabalho, as alternativas utilizadas no estudo desse comportamento são basicamente técnicas de modelagem experimental e numérica.

Na modelagem experimental, ou modelagem física, são utilizados fluidos simuladores para representar o aço líquido e o gás inerte. Nesse caso, o escoamento e o fenômeno de mistura de uma panela podem ser caracterizados, por exemplo, através de técnicas de visualização do escoamento, caracterização da região bifásica e determinação de tempos de mistura.

Na modelagem numérica, o escoamento e o fenômeno de mistura são simulados por meio da solução de um sistema de equações de transporte e por um conjunto de modelos matemáticos independentemente desenvolvidos (exemplos: modelos de interação líquido-bolha, modelo de diâmetro de bolha, etc.). Os resultados obtidos, nesses casos, são as distribuições espaciais de velocidade, de energia cinética de turbulência, a fração volumétrica de cada fase, a concentração de traçador, entre outros.

Nos últimos anos, devido à alta competitividade do mercado, a indústria siderúrgica tem buscado o aumento da sua capacidade de produção. Painelas, originalmente projetadas com uma base de formato circular, têm sido modificadas para um formato oblongo, de modo a aumentar seu volume. Conseqüentemente, estudos em modelos físicos, utilizando água e ar, começaram a ser desenvolvidos para painelas desse tipo.

Esse trabalho tem por objetivo geral o desenvolvimento de uma metodologia de modelagem numérica que represente o escoamento e o fenômeno de mistura em um modelo físico de panela de base elíptica. O Laboratório de Siderurgia do Centro de Tecnologia da UFRGS vem realizando estudos de modelagem física em um aparato experimental construído para esse fim. Esse equipamento possui a escala de 1:3 e representa uma panela real de aproximadamente 65 toneladas com base elíptica.

Entre as etapas, ou objetivos específicos do presente estudo, estão:

(1) Estudar os efeitos da variação dos coeficientes das forças de não-arrasto por meio da comparação entre os resultados de fração volumétrica de ar, obtidos numericamente e por correlações experimentais disponíveis na literatura;

(2) Avaliar qual modelo de turbulência para a fase líquida é mais indicado para representar o escoamento e a mistura em painéis de aciaria, sejam elas de base circular ou de base elíptica. Para isso, serão testados dois modelos clássicos (um isotrópico; $k-\varepsilon$, e outro anisotrópico; RSM) e dois formatos de base de painel (circular e elíptico);

(3) E, finalmente, verificar o efeito da forma da base da placa sobre o tempo de mistura. A variação desse parâmetro será analisada em duas placas com a mesma altura de banho.

Deseja-se, com esse estudo, reunir ferramentas necessárias para que, em trabalhos futuros, esse modelo numérico possa ser extrapolado e representar fenômenos mais complexos, como: remoção de gases, remoção de inclusões, estratificação térmica, entre outros.

2 REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

Desde que a metalurgia baseada na injeção de gás em panelas começou a fazer parte intrínseca das operações de processamento do aço, os aspectos teóricos e industriais desse processo começaram a ser estudados.

Mazumdar e Guthrie (1995, p. 1) relatam que a técnica de injeção de gás submerso teve sua primeira idealização e implementação realizada por Sir Henry Bessemer, em meados de 1850. Atualmente, esse procedimento é utilizado em fornalhas, panelas e recipientes de transferência contendo fundidos da indústria metalúrgica.

Segundo Araújo (1997, p. 435), nas aciarias elétricas, por volta de 1970, operações de superaquecimento, desoxidação, refino e adição de ligas foram transferidas para uma nova etapa do processo de fabricação do aço. Essa nova etapa visava o aumento da disponibilidade do forno elétrico a arco para a fusão e recebeu o nome de refino secundário.

No refino secundário, a injeção de gás é aplicada como uma rotina básica e de fundamental importância. Entre algumas das principais finalidades dessa aplicação pode-se citar: a redução da estratificação térmica do banho, a homogeneização química das ligas adicionadas, a remoção de gases, a intensificação das reações metal-escória e a remoção de inclusões.

Conforme Szekely (1987, p. 159), essas operações metalúrgicas podem ser melhor compreendidas e otimizadas através de técnicas de modelagem física e numérica. As severas condições de operação (altas temperaturas, opacidade visual do metal líquido, tamanho massivo do reator industrial, etc.), encontradas nas aciarias, geram sérios problemas para qualquer investigação experimental direta ou elaborada. Conseqüentemente, modelos numéricos em conjunto com os modelos físicos apropriadamente reduzidos, têm sido uma razoável alternativa para uma efetiva análise do processo.

Para tanto, nos últimos 30 anos, tem-se destacado um grande número de investigações experimentais e teóricas combinadas com uma grande variância de aspectos da panela agitada por gás inerte. Nessas, consideráveis reforços foram feitos para desenvolver uma linha de trabalho matemático utilizável e preditor, o qual pode ser convenientemente extrapolado para investigar a relevância de fenômenos em sistemas industriais.

Mazumdar e Guthrie (1995) reportaram uma abrangente revisão sobre o modelamento físico e numérico de sistemas de agitação por gás. Tal publicação foi utilizada como base na

presente revisão que, por motivos de conveniência, é dividida conforme o organograma a seguir (Figura 1).

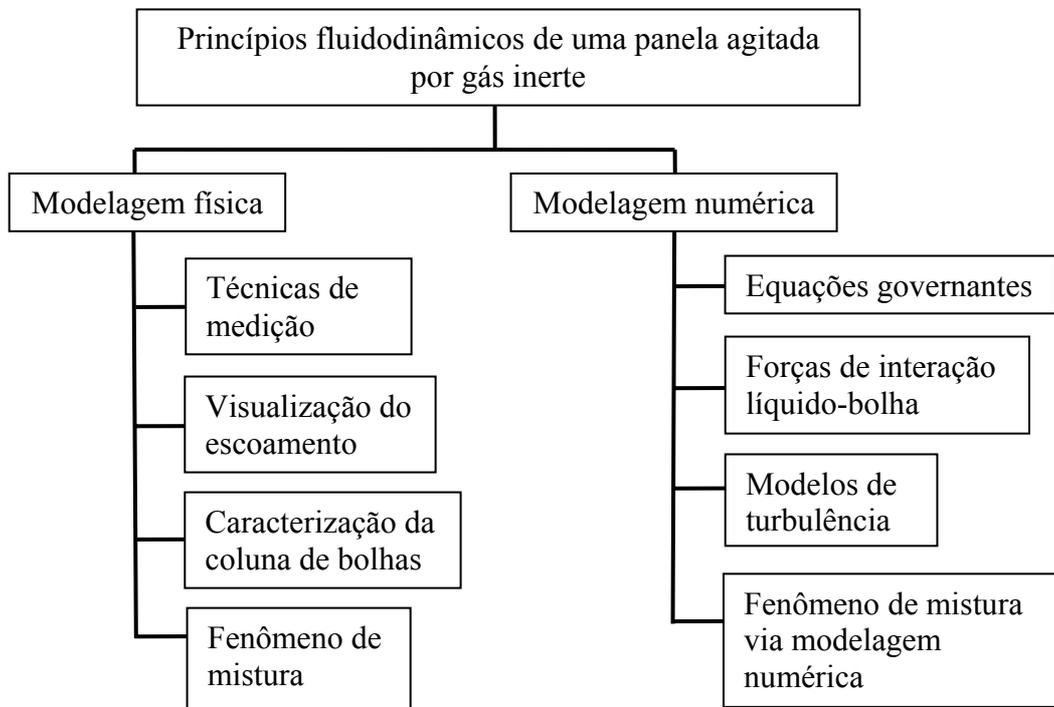


Figura 1 - Organograma da presente revisão bibliográfica.

Um resumo dos pesquisadores, ou grupos de pesquisadores, que serão citados nessa revisão, juntamente com suas áreas específicas de contribuição, é apresentado na Tabela 1.

Tabela 1 - Pesquisadores e suas áreas específicas de contribuição em sistemas de agitação por gás.

Nº	Pesquisadores / Grupo de pesquisadores	Área de contribuição
1	Castillejos e Brimacombe	Modelagem física (caracterização da coluna de bolhas)
2	Chiapparoli et al	Modelagem física (visualização do escoamento e mistura)
3	Cross et al	Modelagem numérica (fluidodinâmica)
4	Debroy et al	Modelagem numérica (fluidodinâmica)
5	Diaz et al	Modelagem numérica (fluidodinâmica)
6	Fan e Hwang	Modelagem física e numérica (visualização do escoamento e mistura)

Nº	Pesquisadores / Grupo de pesquisadores	Área de contribuição
7	Goldschmit e Owen	Modelagem numérica (fluidodinâmica)
8	Han et al	Modelagem numérica (fluidodinâmica)
9	Hua e Wang	Modelagem numérica (fluidodinâmica)
10	Ilegbusi et al	Modelagem numérica (fluidodinâmica)
11	Jauhiainen et al	Modelagem numérica (mistura)
12	Johansen e Boysan	Modelagem numérica (fluidodinâmica)
13	Madan et al	Modelagem numérica (mistura)
14	Mazumdar et al	Modelagem física e numérica (fluidodinâmica e mistura)
15	Méndez et al	Modelagem numérica (forças de interação líquido-bolha)
16	Mietz e Oeters	Modelagem física (mistura)
17	Pär Jönsson e Lage Jonsson	Modelagem numérica (fluidodinâmica)
18	Morales et al	Modelagem física (visualização do escoamento e mistura)
19	Sahai e Guthrie	Modelagem numérica (fluidodinâmica)
20	Salcudean	Modelagem numérica (fluidodinâmica)
21	Sicorski et al	Modelagem numérica (forças de interação líquido-bolha e mistura)
22	Schwartz	Modelagem numérica (fluidodinâmica)
23	Szekely et al	Modelagem numérica (fluidodinâmica)
24	Sheng e Irons	Modelagem física e numérica (caracterização da coluna de bolhas e fluidodinâmica)
25	Tacke et al	Modelagem numérica (fluidodinâmica)
26	Turkoglu e Farouk	Modelagem numérica (mistura)
27	Woo et al	Modelagem numérica (fluidodinâmica)
28	Xia et al	Modelagem numérica (fluidodinâmica)
29	Xie et al	Modelagem física e numérica (caracterização da coluna de bolhas)
30	Warzecha et al	Modelagem numérica (mistura)
31	Zhang et al	Modelagem numérica (fluidodinâmica)
32	Zhu et al	Modelagem física e numérica (mistura)

2.1 PRINCÍPIOS FLUIDODINÂMICOS DE UMA PAINELA AGITADA POR GÁS INERTE

A Figura 2 apresenta, de forma esquemática, a injeção de gás em uma painela de aço. Argônio (ou nitrogênio) é injetado no banho através de um plugue poroso (ou direcional), localizado na base da painela. O gás é injetado e, devido a sua menor densidade, emerge para a superfície livre, induzindo com isso um escoamento turbulento e recirculatório do líquido, sendo descarregado através de uma camada superficial denominada escória. Enquanto, sob condições industriais, apenas vazões relativamente baixas de gás são aplicadas para atingir a homogeneização química e/ou térmica, outras condições de agitação intensa também podem ser ajustadas para acelerar as reações metal-escória. Conseqüentemente, dependendo dos objetivos específicos da operação de refino na painela, um largo alcance de vazões pode ser aplicado – (0,001 até 0,015 Nm³/min) (Mietz et al, 1988).

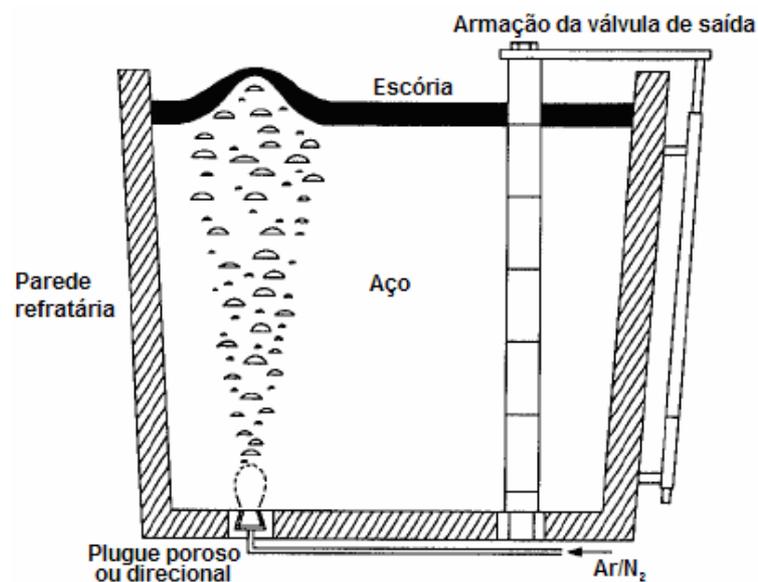


Figura 2 - Esquema da injeção de gás em uma painela (Mazumdar, 1995).

Nota-se, pela Figura 2, que os processos fluidodinâmicos envolvidos em sistemas de painelas agitadas por gás são numerosos. Eles são complexos devido à natureza tridimensional, turbulenta e multifásica (gás-metal e escória) do sistema.

Além disso, diversos fenômenos distintos podem ser identificados nesse sistema, como por exemplo: interações gás-líquido, o desenvolvimento de um movimento turbulento recirculatório induzido pela coluna de bolhas no aço líquido, a transferência de massa entre metal e escória nas vizinhanças da superfície livre e assim por diante. Altas temperaturas e a

opacidade visual do aço líquido, assim como a grande dimensão das painéis industriais, tornam inviáveis as observações e medições experimentais diretamente na planta. Por isso, a modelagens física e numérica são ferramentas muito importantes na compreensão dos fenômenos intrínsecos da panela.

2.2 MODELAGEM FÍSICA

A modelagem física de um processo consiste em representar, ou modelar, um sistema através da mudança dos materiais que o constituem. “*O objetivo de um modelo físico é simular um sistema da maneira mais realística possível, de modo que medições possam ser realizadas de forma conveniente e a um custo efetivamente baixo*” (Szekely, 1987).

Segundo o autor, as sentenças chaves dessa afirmação são: *simular de maneira realística e medições de forma conveniente*. Estes são conceitos que refletem no desenvolvimento de um modelo físico.

Ainda segundo Szekely (1987, p. 71), os modelos físicos são muito úteis no desenvolvimento dos modelos matemáticos. Modelos em escala reduzida são utilizados para deduzir, por exemplo, as velocidades dos gases nos tubos de caldeiras de fornos ou as características de mistura em painéis com metal fundido.

O requisito chave para um modelo físico representar um processo de forma realística é a observação de critérios quantitativos de similaridade. Alguns dos critérios de similaridade que devem ser conservados são (Heaslip et al., 1983):

- similaridade geométrica: similaridade das formas, ou seja, a razão de qualquer medida do protótipo é correspondente a do modelo. Entende-se por protótipo, o problema em escala real.

- similaridade dinâmica: representa a similaridade das forças (de inércia, pressão, viscosas, gravitacionais, tensão superficial, elásticas e eletromagnéticas).

- similaridade cinemática: representa similaridade dos movimentos.

- similaridade térmica: a razão entre as taxas de transferência de calor deve ser igual no modelo e no protótipo.

- similaridade química: estabelece as condições necessárias do modelo para que a taxa das reações químicas em qualquer parte do sistema seja proporcional à taxa da mesma reação, no mesmo tempo e no mesmo local do protótipo.

A escolha dos fluidos simuladores a serem utilizados, o fator de escala do modelo e as possíveis simplificações que são consideradas, estão diretamente ligados a esses critérios.

No entanto, nem sempre é possível satisfazer todos os critérios de similaridade. Segundo Heaslip (1983, p. 69), sistemas compostos por gás e líquidos são os mais difíceis de modelar fisicamente. As forças inerciais e as tensões de superfície são responsáveis pelo número, tamanho e a distribuição das bolhas de gás imersas no líquido. O deslocamento ascendente do conjunto de bolhas depende das forças inerciais e gravitacionais. Os fenômenos ligados à turbulência dependem das forças inerciais e viscosas. Portanto, para um modelo físico satisfazer a similaridade dinâmica desse sistema, é necessário que o protótipo e o modelo tenham os números de Weber (forças inerciais/tensões de superfície), Froude (forças inerciais/forças gravitacionais) e Reynolds (forças inerciais/forças viscosas) iguais, o que é praticamente impossível.

Conseqüentemente, uma alternativa adotada pelos pesquisadores que trabalham com modelagem física (Tabela 1), é utilizar como critério de similaridade dinâmico apenas a igualdade do número de Froude. A viscosidade cinemática do aço a 1600 °C é praticamente idêntica a da água a temperatura ambiente (um dos fluidos simuladores do aço) e por isso Reynolds pode ser negligenciado. Com relação ao número de Weber, assume-se que a razão das forças inerciais sobre as tensões de superfície, na região de contato entre o gás e o aço líquido, seja diferente entre os fluidos simuladores e os reais, o que não invalida uma análise macroscópica do escoamento realizada via modelo físico (Mazumdar, 1995).

A Tabela 2 apresenta diferentes configurações de modelos físicos encontrados na literatura. Esses modelos são construídos na maioria em acrílico (devido à transparência) e em escala reduzida. A grande maioria utiliza água à temperatura ambiente para simular o aço e ar para simular o Ar/N₂. Alguns pesquisadores ainda utilizam diferentes fluidos simuladores como o mercúrio ou uma liga de baixo ponto de fusão, denominada liga de *wood* (50% bismuto, 25% chumbo, 12,5% estanho, 12,5% cádmio, ponto de fusão = 70°C). Segundo Xie (1992, p. 6) o objetivo da utilização da liga de *wood* é melhorar a relação das forças de tensão interfaciais entre o modelo e o protótipo.

Observa-se ainda na Tabela 2 que apenas dois grupos de pesquisadores não utilizam o formato circular em seus estudos (Chiapparoli et al, 2003 e Morales et al, 2006). A grande maioria das correlações e modelos matemáticos existentes até hoje foi desenvolvida para painéis de formato cilíndrico, e ainda são poucos os estudos em painéis de base não-circular.

Tabela 2 - Algumas configurações de modelos físicos descritas na literatura.

Pesquisadores	Fluidos simuladores		Dimensões do modelo (m)	Formato da base
	Aço	Ar/N ₂		
Castillejos e Brimacombe (1987)	Água	Ar	L = 0,9 D = 0,5	circular
Mietz e Oeters (1988)	Água	Ar	L = 0,58 D = 0,63	circular
Castillejos e Brimacombe (1989)	Mercúrio	N ₂	L = 0,21 D = 0,21	circular
Tacke et al (1985)	Mercúrio	N ₂	L = 0,27 D = 0,284	circular
Xie et al (1992)	<i>Wood</i>	N ₂	L = 1,0 D = 0,4	circular
Zhu et al (1995)	Água	Ar	L = 0,4 D = 0,4	circular
Mazumdar et al (1995, 1997)	Água	Ar	L = 0,93 D = 1,12	circular
Fan e Hwang (2002)	Água	Ar	L = 0,8 D = 0,614	circular
Chiapparoli et al (2003)	Água	Ar	L = 1,0 D _{menor} = 0,971 D _{maior} = 0,986	não-circular
Morales et al (2006)	Água	Ar	L = 0,85 D _{menor} = 0,694 D _{maior} = 0,76	não-circular

A Figura 3 apresenta a foto de um modelo físico construído em acrílico (Morales et al, 2006). Esse aparato experimental encontra-se no Laboratório de Siderurgia do Centro de Tecnologia da UFRGS e utiliza água a temperatura ambiente para simular o aço. O banho é agitado através da injeção de ar comprimido pelo fundo da panela. Observa-se que, para redução dos efeitos de paralaxe durante a visualização, a panela é inserida em outro reservatório que também contém água. Outros detalhes e parâmetros importantes desse modelo estão apresentados na Tabela 3. Vale ressaltar que nesse modelo, por motivos de facilidade na sua construção, o formato de sua base foi aproximado para a forma de uma elipse. A diferença de volume, entre uma panela de base oblonga e base elíptica, é inferior a 2%.

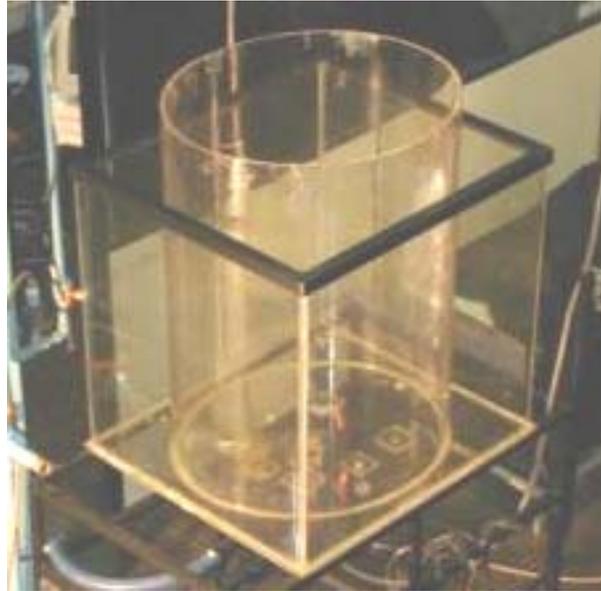


Figura 3 - Modelo físico de panela (Morales et al, 2006).

Tabela 3 - Detalhes e parâmetros mais importantes do modelo de água estudado por Morales et al (2006).

	Panela Industrial	Modelo de Água (Escala 1:3)
Fase líquida	Aço	Água
Massa específica do líquido (kg/m ³)	7000	1000
Viscosidade dinâmica do líquido (kg/m s)	5x10 ⁻³	8,89x10 ⁻⁴
Tipo de gás a injetar	Argônio	Ar Comprimido
Massa específica do gás/ar (kg/m ³)	0,46	1,185
Viscosidade dinâmica do gás/ar (kg/m s)	2,22x10 ⁻⁵	1,83x10 ⁻⁵
Temperatura (°C)	1600	25
Vazão de gás (NI/min)	30;50	7;17;36
Dispositivo de injeção	Plugue poroso	Orifício; d=2 mm
Altura do líquido (mm)	2460	820
Relação H/D _{Médio}	1,13	1,13
Diâmetro interno (mm)	Máx. 2282 Mín. 2082	760 694
Formato da base	Oblongo	Elíptico

2.2.1 Técnicas de medição

Diversas são as técnicas de medição experimental que podem ser aplicadas em um modelo físico de panela (Szekely, 1987). Essas técnicas podem ser divididas em qualitativas ou quantitativas, dependendo do tipo de análise que é realizada. O organograma da Figura 4 apresenta algumas das técnicas e os objetivos com quais essas são aplicadas por diversos pesquisadores (Tabela 2).

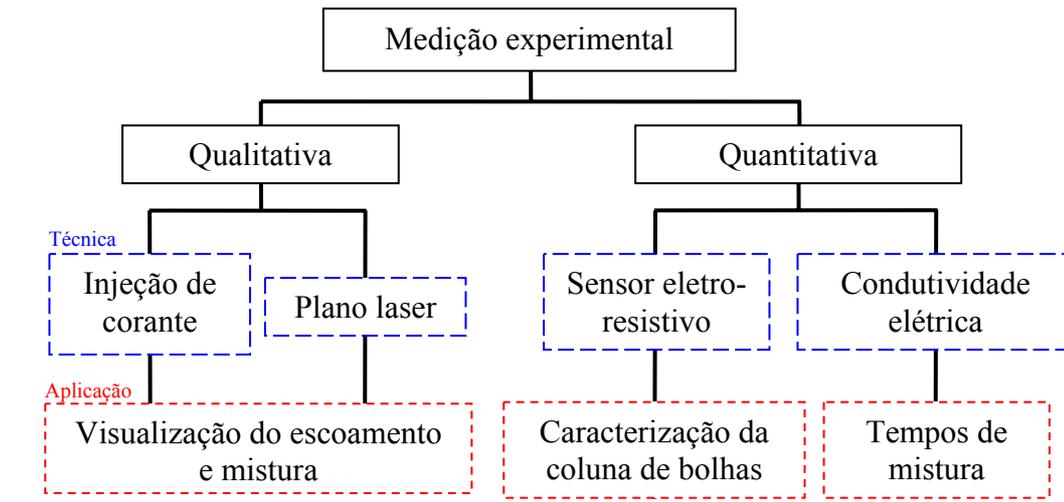


Figura 4 - Organograma de algumas técnicas experimentais.

Nas últimas décadas, o resultado da aplicação dessas técnicas tem gerado uma série de conceitos e correlações que, como será visto nas seções seguintes, auxiliam no desenvolvimento e na validação dos modelos numéricos.

2.2.2 Visualização do escoamento e mistura

A técnica de injeção de corante consiste na adição de uma solução, normalmente composta de permanganato de potássio ou azul de metileno, em um determinado ponto do banho. Com isso, pode-se visualizar a difusão desse corante ao longo do tempo e estudar o fenômeno de homogeneização (Figura 5).

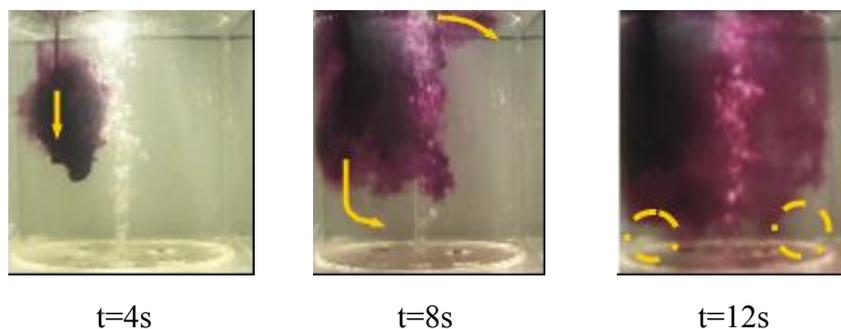


Figura 5 - Visualização do fenômeno de difusão de corante ao longo do tempo (Morales, 2006).

Fan e Hwang (2002) utilizaram a técnica de injeção de corante para investigar a difusão de uma espécie num banho de aço. Na ocasião, os autores tinham como objetivo

melhorar a eficiência e maximizar o rendimento no processo de adição de fios de liga (alumínio), verificando qual o melhor ponto de injeção dessa liga. Nesse estudo, a visualização da difusão do corante auxiliou na validação de um modelo numérico, também desenvolvido pelo grupo (Figura 6).

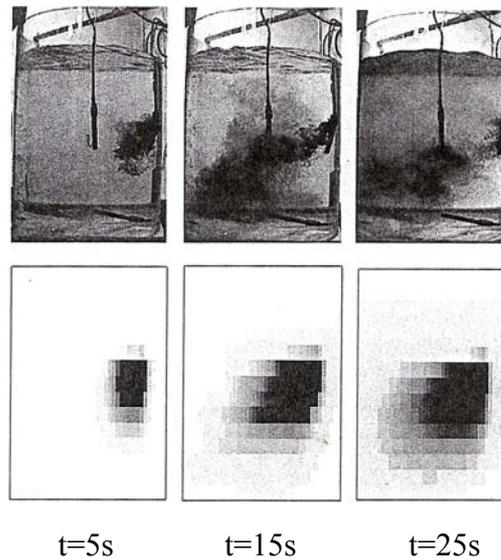


Figura 6 - Comparação qualitativa da difusão de corante entre um modelo físico e um modelo numérico (Fan e Hwang, 2002).

Outra técnica qualitativa de visualização do escoamento em um modelo físico de panela é a do plano laser. Partículas poliméricas com a mesma massa específica da água são introduzidas no banho e iluminadas através de um feixe de laser (Figura 7).

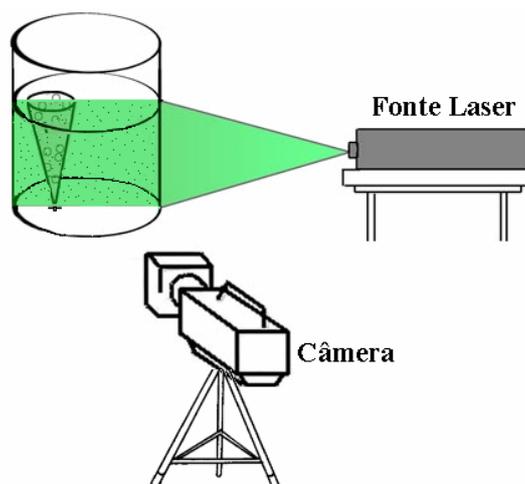


Figura 7 - Representação esquemática de um ensaio de laser.

Zhu et al (1995) aplicaram essa técnica, juntamente com recursos de filmagem digital, para visualizar as trajetórias das partículas e, conseqüentemente, o escoamento no interior de uma panela de base circular. Segundo os autores, quando se utiliza um plugue central de injeção de ar, duas recirculações simétricas ao eixo da coluna de bolhas são formadas (Figura 8a). Esse mesmo comportamento também foi observado pelos autores através de um modelo numérico (Figura 8b).

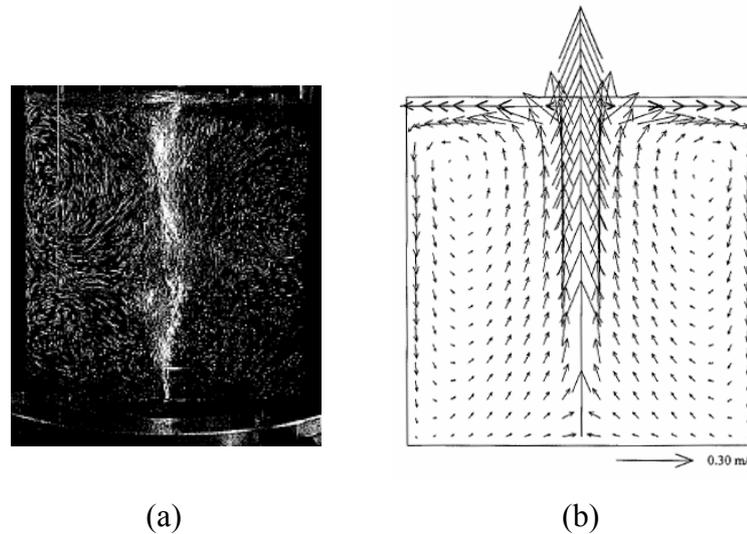


Figura 8 - (a) Visualização do escoamento através de um plano laser. (b) Campo de vetores velocidade obtidos numericamente (Zhu et al, 1995).

2.2.3 Caracterização da coluna de bolhas

A Figura 9 ilustra esquematicamente o fenômeno físico que pode ser observado durante a subida das bolhas no interior de um modelo físico de panela. Segundo Mazumdar e Guthrie (1995, p. 3), a região bifásica água-ar pode ser subdividida em quatro regiões fisicamente distintas:

- (1) região primária,
- (2) região de transição,
- (3) coluna de bolhas (*plume*),
- (4) região de superfície (*spout*).

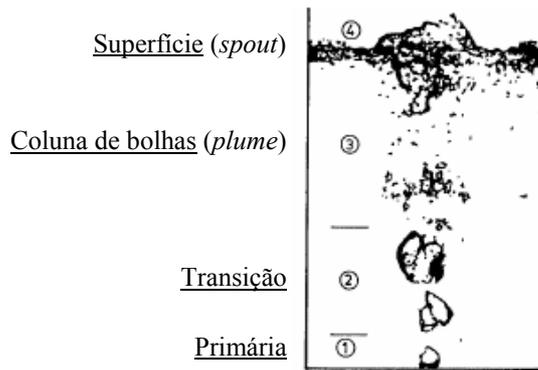


Figura 9 - Esquema das regiões de ar em um modelo físico água-ar

(Mazumdar e Guthrie, 1995).

A região da coluna de bolhas se caracteriza pela formação de bolhas no formato chapéu e abrange a maior parte do banho. Por outro lado, a região de superfície ocupa apenas de 3 a 4% da profundidade total. A região primária, caracterizada pela força de inércia de injeção de ar, e a região de transição, onde o ar perde energia cinética e se desintegra em bolhas menores, também ocupam um volume reduzido.

As características físicas da coluna de bolhas já foram estudadas para diversos sistemas (água-ar, mercúrio-nitrogênio, etc.) (Mazumdar e Guthrie, 1995). Entre alguns dos parâmetros medidos, pode-se citar: fração volumétrica de gás, frequência de bolhas e velocidades da subida das bolhas dentro da região bifásica.

Geralmente, sensores eletro-resistivos são utilizados nessas medições. Tacke et al (1985) e Sheng e Irons (1991) utilizaram sensores simples em seus estudos. Castillejos e Brimacombe (1987) utilizaram sensores com dois elementos eletro-resistivos (Figura 10). Nesse tipo de técnica é possível medir simultaneamente o tamanho, a frequência de bolhas e a fração volumétrica de gás.

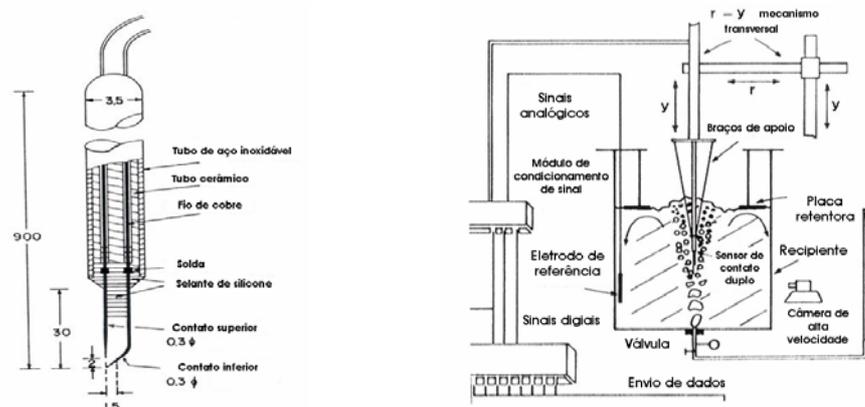


Figura 10 - Sensor de dois elementos eletro-resistivos e aparato experimental utilizado por

Castillejos e Brimacombe (1987).

Os resultados desses estudos demonstram que a fração volumétrica ao longo de uma coluna de bolhas pode ser expressa através da seguinte correlação:

$$\alpha_g = 293,77 \left[\left(\frac{gd_0^5(\rho_L - \rho_g)}{Q^2 \rho_g} \right)^{0,269} \left(\frac{h}{d_0} \right)^{0,993} \right]^{-1} \quad (1)$$

onde α_g é a fração volumétrica de ar, g é a força gravitacional, ρ_L e ρ_g são as massas específicas da água e do ar, respectivamente, Q é vazão volumétrica, d_0 o diâmetro do plugue e h altura no banho.

Analisando a equação 1, nota-se que a fração volumétrica de ar na região da coluna de bolhas é independente do formato da base da panela. Dada sua importância, esta correlação será utilizada na metodologia do presente trabalho.

A Figura 11 apresenta um exemplo de aplicação da correlação para uma determinada configuração experimental de agitação ($h = 0 - 0,82\text{m}$, $Q = 283\text{cm}^3/\text{s}$ e $d_0=0,02\text{ m}$). Nota-se, nesse caso, que a concentração de ar decresce ao longo da altura do banho.

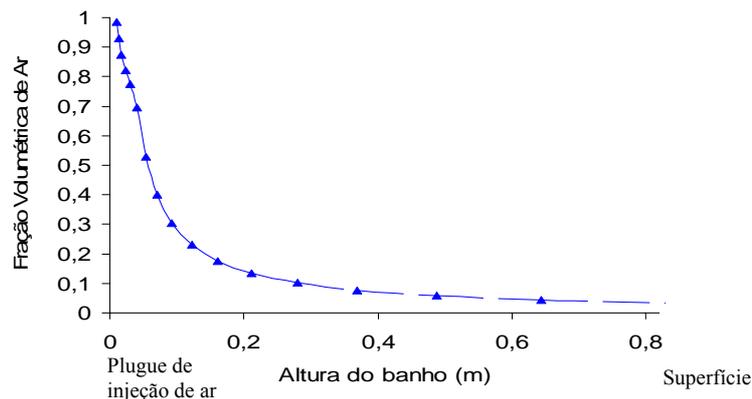


Figura 11 - Fração volumétrica de ar versus altura do banho para uma panela de 0,82m de altura e $283\text{cm}^3/\text{s}$ de vazão.

2.2.4 Fenômeno de mistura

O fenômeno de mistura em painéis agitadas por gás, da mesma maneira que a caracterização da região bifásica, tem sido objeto de estudos teóricos e experimentais quantitativos (Mazumdar e Guthrie, 1995).

A maioria desses estudos tem dado ênfase ao desenvolvimento de correlações de tempos de mistura, em termos de variáveis operacionais como: vazão de gás, raio da panela e profundidade do banho.

Mazumdar et al (1997) reuniram os dados de alguns desses experimentos e, através de um critério de generalização experimental, desenvolveram a seguinte correlação geral para tempos de mistura:

$$\tau_{mix} = 25,4 Q^{-0,33} L^{-1} R^{2,33} \quad (2)$$

onde Q é a vazão volumétrica, L é a profundidade do banho e R o raio da panela.

A Figura 12 apresenta a comparação entre a correlação proposta por esses pesquisadores com trabalhos experimentais de cinco grupos de pesquisadores. Observa-se que a equação 2 possui uma boa concordância com relação à maioria dos dados experimentais.

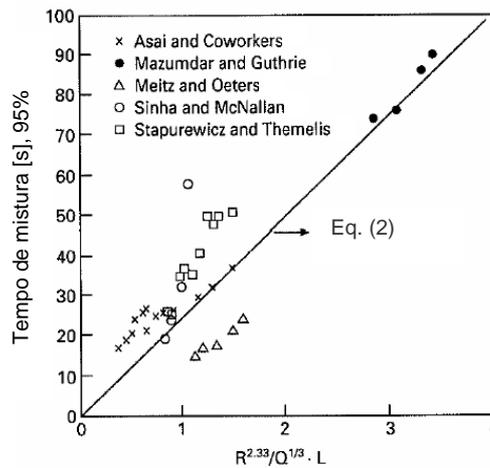


Figura 12 - Comparação entre a correlação proposta por Mazumdar et al (1997) para tempos de mistura e os resultados experimentais de cinco grupos de pesquisadores.

No entanto, segundo Mazumdar et al (1997, p. 194), a equação 2 só pode ser aplicada desde que as seguintes condições sejam observadas:

- (1) A panela deve possuir um formato cilíndrico, com uma razão de aspecto variando entre 0,5 e 2;
- (2) O plugue de injeção de gás deve estar na posição central.

Em virtude disso, Morales et al (2006) desenvolveram um estudo para a determinação dos tempos de mistura em um modelo físico de panela com base elíptica. Medidas de tempos de mistura foram realizadas, utilizando técnicas de condutividade elétrica similares aos pesquisadores citados na Figura 12 e um grau de mistura igual a 95%. Para cada ensaio, os pesquisadores adicionaram um traçador (uma solução aquosa de ácido sulfúrico) na forma de pulso, e sua concentração foi medida em função do tempo, através de sensores de condutividade elétrica. A posição de injeção de ar, da adição do traçador e a localização dos sensores são apresentadas na Figura 13.

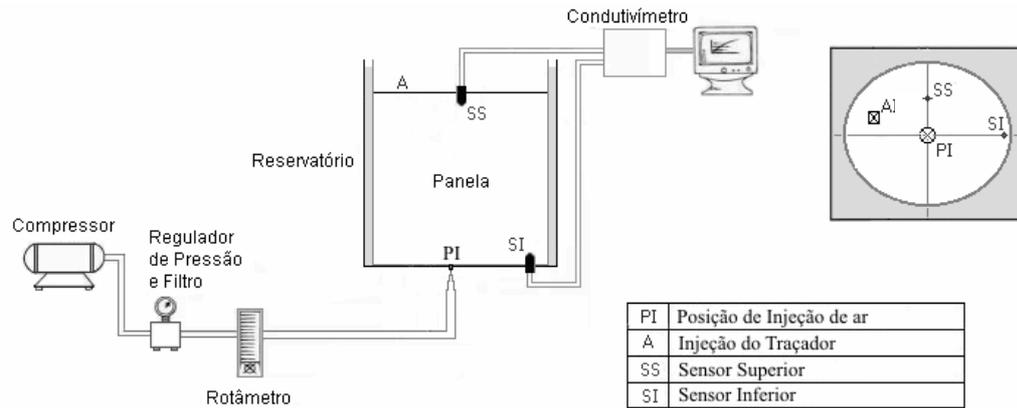


Figura 13 - Representação esquemática do arranjo experimental para medidas dos tempos de mistura (Morales et al 2006).

A Figura 14 apresenta um gráfico típico da concentração de traçador (adimensional) *versus* tempo para os resultados experimentais. Observa-se, nessa figura, a faixa relativa aos $\pm 5\%$ utilizada para determinar os tempos de mistura (Mandal et al, 2005).

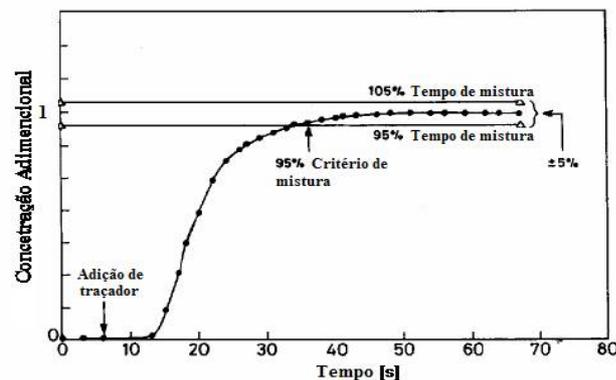


Figura 14 - Curva experimental de concentração versus tempo (Mandal et al, 2005).

Segundo Morales et al (2006), em seus experimentos, foram realizadas cinco medidas em 3 diferentes vazões (7, 17 e 36 Nl/min). A Tabela 4 apresenta os valores médios e respectivos desvios (σ) desses testes experimentais. Observa-se que, à medida que ocorre um acréscimo na vazão de injeção de ar, os tempos de mistura decrescem. Nota-se também que, devido à sua localização (região de escoamento estagnado), o sensor inferior apresenta tempos maiores.

Tabela 4 - Variação dos tempos de mistura em função da vazão de ar e dos sensores (Morales et al 2006).

Vazão [Nl/min]	Tempo de mistura [s]	
	Sensor superior	Sensor inferior
7	88,8 ($\sigma = 5,35$)	122,8 ($\sigma = 12,05$)
17	51,4 ($\sigma = 6,02$)	60,0 ($\sigma = 5,83$)
36	43,6 ($\sigma = 7,23$)	48,8 ($\sigma = 6,45$)

2.3 MODELAGEM NUMÉRICA

A modelagem numérica de um processo consiste em resolver, através de um método numérico, um conjunto de modelos matemáticos que representem esse processo. Em geral, um modelo matemático pode ser composto por simples equações algébricas ou até mesmo por um sistema de equações diferenciais não-lineares.

Segundo Mazumdar et al (1995, p.10), os primeiros trabalhos de modelagem numérica do comportamento fluidodinâmico de uma panela agitada por argônio foram realizados por Szekely et al, em 1976. Na ocasião, campos de velocidades e energia cinética de turbulência foram estimados para o aço, através das equações de Navier-Stokes, em conjunto com modelos de duas equações para turbulência. Nesse modelo, a região bifásica não é considerada. Os efeitos da coluna de bolhas sobre o escoamento são reproduzidos através de uma condição de contorno.

Pouco mais tarde, Debroy et al (1978) desenvolveram o modelo denominado quase monofásico ou “*quase-single phase model*”. Nesse modelo, a mistura (líquido/gás), contida na região bifásica, é prescrita através de um fluido homogêneo de densidade reduzida:

$$\rho = \alpha_g \rho_g + (1 - \alpha_g) \rho_L \quad (3)$$

No entanto, essa aproximação necessita que o campo de fração volumétrica do gás seja especificado *a priori*, ou melhor, nessa aproximação, o formato da coluna de bolhas não é calculado, e sim previamente definido através de equações empíricas.

Em virtude disso, Ilegbusi e Szekely (1990), dando continuidade a um trabalho iniciado por Salcudean (1983), Cross et al (1984) e Schwartz (1987), desenvolveram um modelo bifásico ou “*two phase model*”. Nessa aproximação, as equações de transporte são resolvidas para cada fase (líquido e gás), juntamente com modelos das forças de interação líquido-bolha e um modelo de turbulência, sem a necessidade da definição da coluna de bolhas *a priori*.

Com isso, desde o desenvolvimento do modelo de Ilegbusi e Szekely (1990), a modelagem numérica da agitação do aço em panelas tem se dividido em dois grupos de pesquisadores: os que defendem a utilização do modelo quase monofásico e os que utilizam os modelos bifásicos. A Tabela 5 apresenta alguns desses pesquisadores, juntamente com os modelos de preferência.

Tabela 5 - Pesquisadores divididos segundo o tipo de modelo utilizado.

Pesquisadores / Grupo de pesquisadores	Modelo de preferência	
	Quase monofásico (<i>Quase-single phase model</i>)	Bifásico (<i>Two phase model</i>)
Debroy et al (1978)	X	
Sahai e Guthrie (1982)	X	
Salcudean (1983)		X
Cross et al (1984)		X
Mazumdar e Guthrie (1985, 1994)	X	X
Schwartz (1987)		X
Johansen e Boysan (1988)		X
Woo et al (1990)	X	
Ilegbusi e Szekely (1990)		X
Turkoglu e Farouk (1991)		X
Balaji e Mazumdar (1991)	X	
Sheng e Irons (1993)	X	
Xie et al (1994)	X	
Pär Jönsson e Lage Jonsson (1995)		X
Zhu et al (1996)	X	
Hua e Wang (2000)		X
Zhang et al (2000)		X
Xia et al (2001)		X
Goldschmit e Owen (2001)	X	
Han et al (2001)		X
Jauhiainen et al (2001)		X
Warzecha et al (2004)		X
Madan et al (2005)	X	X
Méndez et al (2005)		X

Os pesquisadores que defendem o modelo quase monofásico baseiam-se em argumentos econômicos. A carga computacional exigida na solução numérica desse modelo é menor em comparação ao modelo bifásico. Além disso, algumas publicações (Mazumdar e Guthrie, 1994 e 1995) mostram que, fora da região bifásica, os resultados numéricos de ambos são similares.

Por outro lado, quando objetiva-se o desenvolvimento de um modelo numérico mais complexo, onde se deseja obter informações globais sobre o escoamento e, ao mesmo tempo, investigar os fenômenos de interação entre as fases, os modelos de duas fases são mais indicados (Ilegbusi e Szekely, 1990). Por isso, nas simulações que serão apresentadas no presente trabalho, optou-se pelos modelos de duas fases.

Atualmente, existem dois tipos de modelos de duas fases (Mazumdar e Guthrie, 1994): o modelo Lagrangiano e o Euleriano.

No modelo Lagrangiano, a trajetória das bolhas é calculada através de uma equação de balanço de forças para cada partícula, enquanto a fase líquida é resolvida através de equações de transporte.

No modelo Euleriano, ambas as fases são resolvidas através de equações de transporte. O que difere nesse modelo, além do maior número de equações a serem resolvidas, é o fato de o escoamento poder ser calculado em regime transiente. No pacote numérico utilizado nesse trabalho (CFX 5.7), esse efeito ainda não foi implementado para o modelo Lagrangiano.

Em resumo, como em uma das etapas desse trabalho desejou-se resolver o escoamento em regime transiente, optou-se pelo modelo Euleriano de duas fases.

O detalhamento das equações governantes desse modelo; assim como um resumo das forças de interação líquido-bolha e dos modelos de turbulência, serão agora apresentados. Em seguida, uma breve descrição da equação do traçador para determinação dos tempos de mistura numericamente também será abordada.

2.3.1 Equações governantes

As equações que regem o escoamento de fluidos newtonianos (aço a 1600°C e água a 25°C, por exemplo) são provenientes do balanço de massa e do balanço de quantidade de movimento em um determinado volume de controle (Schlichting, 2000). A equação oriunda do balanço de massa, conhecida como equação da continuidade possui a seguinte forma:

$$\frac{\partial \rho}{\partial t} + \text{div}(\rho \vec{v}) = S_m \quad (4)$$

A equação procedente do balanço da quantidade de movimento na direção x, também denominada equação de momentum, é dada por:

$$\frac{\partial(\rho u)}{\partial t} + \text{div}(\rho u \vec{v}) = -\frac{\partial p}{\partial x} + \text{div}(\mu \text{ grad } u) + S_{Mx} \quad (5)$$

Nessas expressões, ρ é a massa específica, \vec{v} é o vetor velocidade, u é a componente da velocidade na direção x , μ é a viscosidade dinâmica, p é a pressão e S é o termo fonte, que pode incluir forças de corpo ou fontes de massa. Da mesma forma que na direção x , a equação 5 pode ser escrita para as direções y e z . O conjunto dessas 3 equações, também é chamado de Equações de Navier-Stokes.

No modelo Euleriano, as equações 4 e 5 são resolvidas tanto para fase líquida quanto para fase gasosa. No caso, o líquido é considerado uma fase contínua e o gás uma fase dispersa. Logo, as equações governantes no modelo Euleriano são (*AnsysCFX Solver Theory Manual*, 2000):

Fase líquida (contínua):

$$\frac{\partial \alpha_L \rho_L}{\partial t} + \text{div}(\alpha_L \rho_L \vec{v}_L) = S_{\text{massa_líquido}} \quad (6)$$

$$\frac{\partial(\alpha_L \rho_L u_L)}{\partial t} + \text{div}(\alpha_L \rho_L u_L \vec{v}_L) = -\alpha_L \frac{\partial p}{\partial x} + \text{div}(\alpha_L \mu_L \text{ grad } u_L) + \alpha_L (\rho_L - \rho_0)g + F_L \quad (7)$$

Fase gás (dispersa):

$$\frac{\partial \alpha_g \rho_g}{\partial t} + \text{div}(\alpha_g \rho_g \vec{v}_g) = S_{\text{massa_gás}} \quad (8)$$

$$\frac{\partial(\alpha_g \rho_g u_g)}{\partial t} + \text{div}(\alpha_g \rho_g u_g \vec{v}_g) = -\alpha_g \frac{\partial p}{\partial x} + \text{div}(\alpha_g \mu_g \text{ grad } u_g) + \alpha_g (\rho_g - \rho_0)g + F_g \quad (9)$$

Nota-se nas equações 7 e 9 que o efeito da força de empuxo é adicionado no termo fonte ($\alpha (\rho - \rho_0)g$) e o mesmo gradiente de pressão é atribuído para ambas as fases. É assumido também que todos os pontos do volume de controle são ocupados, ou pela fase contínua, ou pela fase dispersa, ou seja,

$$\alpha_L + \alpha_g = 1 \quad (10)$$

onde α_L e α_g são as frações volumétricas do líquido e do gás, respectivamente.

Ainda com relação às equações de Navier-Stokes para duas fases, observa-se a presença do termo fonte $F_L (= -F_g)$. Esse termo representa a força de interação causada pela transferência de momentum entre o líquido e o gás. Nessa força, são levados em consideração os efeitos do arrasto, da sustentação, da dispersão turbulenta e da força de massa virtual.

Portanto,

$$F_L = -F_g = F^A \text{ (força de arrasto)} + F^S \text{ (força de sustentação)} + \\ + F^{DT} \text{ (força de dispersão turbulenta)} + F^{MV} \text{ (força de massa virtual)} \quad (11)$$

O conjunto das forças F^S , F^{DT} e F^{MV} também é conhecido por forças de não-arrasto. Segundo Méndez et al (2005, p. 304) as equações que descrevem essas forças possuem coeficientes empíricos que podem ser ajustados a fim de obter-se uma boa concordância com dados experimentais.

A Figura 15 mostra em um gráfico (fração volumétrica de gás *versus* distância vertical do plugue) uma comparação entre os dados obtidos por Castillejos e Brimacombe (1987) e o resultado numérico obtido por Méndez et al (2005).

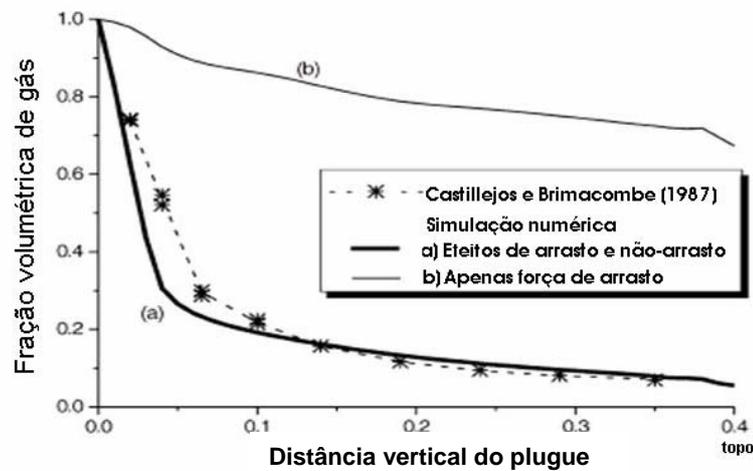


Figura 15 - Comparação entre os resultados numéricos obtidos por Méndez et al (2005) e experimentais obtidos por Castillejos e Brimacombe (1987).

Observa-se que o modelo numérico de Méndez et al (2005) se aproxima do experimental quando os efeitos das forças de não-arrasto são considerados. Infelizmente, conforme relatam os autores, os coeficientes dessas forças são empíricos e não se mantêm para diferentes vazões de ar. Uma breve descrição de cada uma das forças será visto a seguir.

2.3.2 Forças de interação líquido-bolha

Força de arrasto

O efeito da força de arrasto sobre uma bolha de ar é apresentado esquematicamente através da Figura 16. Segundo Méndez et al (2005, p. 298), essa força é proveniente da pressão e da fricção entre as fases, e atua no sentido oposto do movimento.



Figura 16 - Representação esquemática da força de arrasto (Méndez et al, 2005).

De acordo com Davidson (1990, p. 71), a força de arrasto é calculada pela seguinte expressão:

$$F_L^A = -F_g^A = \frac{3C_D}{4d_b} \alpha_g \rho_L |\vec{v}_g - \vec{v}_L| (\vec{v}_g - \vec{v}_L) \quad (12)$$

onde C_D é o coeficiente de arrasto e d_b o diâmetro da bolha.

O coeficiente de arrasto está diretamente ligado ao formato da bolha que, conforme o diagrama da Figura 17, é dependente dos números de Reynolds, Eotvos e Morton (Clift et al 1978).

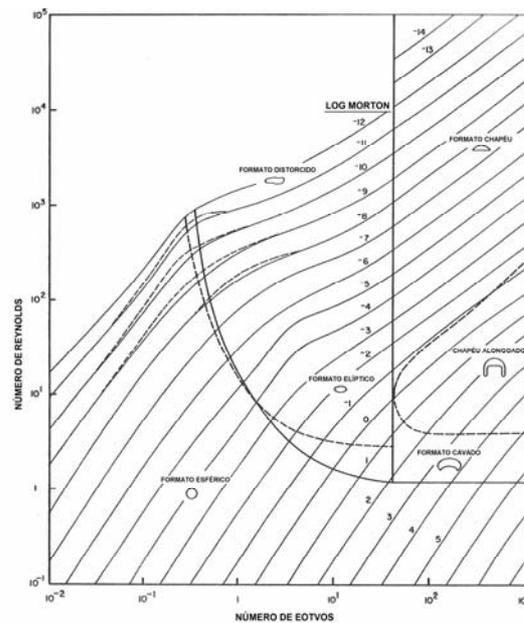


Figura 17 - Formato das bolhas em função dos números adimensionais de Reynolds, Eotvos e Morton (Clift et al 1978).

Segundo Xia et al (2001, p. 71), relacionando o coeficiente de arrasto com o formato das bolhas, tem-se:

- Bolhas esféricas: $C_D = 0,44$;
- Bolhas distorcidas ou de formato intermediário: $C_D = 2/3E_o^{1/2}$;
- Bolhas no formato chapéu: $C_D = 8/3$.

Conforme Johansen e Boysan (1987, p. 760) o diâmetro da bolha pode ser calculado através da seguinte expressão:

$$d_b = 0,35 \left(\frac{Q^2}{g} \right)^{0,2} \quad (13)$$

onde Q é a vazão de gás e g a força gravitacional.

Força de massa virtual

A Figura 18 apresenta esquematicamente a força de massa virtual. Essa força leva em consideração a porção de líquido circundante que se adere à bolha, e é acelerado junto com a mesma durante o movimento ascendente.



Figura 18 - Representação esquemática da força de massa virtual (Méndez et al, 2005).

Segundo Méndez et al (2005, p. 301), essa força é calculada da seguinte forma:

$$F_L^{VM} = -F_g^{VM} = \alpha_g \rho_L C_{VM} \left(\frac{D\vec{v}_g}{Dt} - \frac{D\vec{v}_L}{Dt} \right) \quad (14)$$

onde C_{MV} é um coeficiente a ser investigado e o termo $\left(\frac{D\vec{v}_g}{Dt} - \frac{D\vec{v}_L}{Dt} \right)$ é a aceleração relativa entre as fases.

Força de sustentação

Devido ao empuxo, bolhas de gás possuem uma trajetória ascendente com relação à fase líquida. Neste percurso, essas bolhas estão sujeitas a um gradiente de velocidade que é ocasionado pela diferença de pressão em ambos os lados da bolha. Essa diferença de pressão gera uma força perpendicular à trajetória, denominada força de sustentação, que é proporcional a velocidade relativa entre as fases e a vorticidade local do líquido (Figura 19).

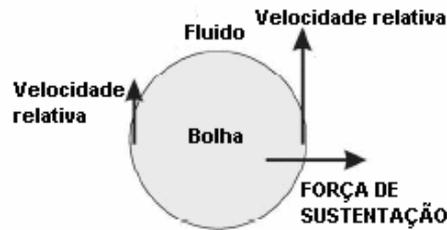


Figura 19 - Representação esquemática da força de sustentação (Méndez et al, 2005).

Para esse fenômeno, é utilizada a seguinte relação para o cálculo (Drew & Lahey, 1987):

$$F_1^S = -F_g^S = \rho_L \alpha_g C_S (\vec{v}_g - \vec{v}_L) \times \text{curl} \vec{v}_1 \quad (15)$$

onde C_S é o coeficiente da força de sustentação e, segundo o manual do CFX (AnsysCFX Solver Manual, 2004), possui valores na faixa de 0,01 e 0,5.

Força de dispersão turbulenta

A Figura 20 apresenta esquematicamente a força de dispersão turbulenta. O efeito dessa força é proveniente da energia de turbulência da fase líquida, que dependendo da sua intensidade, gera a dispersão da fase gasosa.



Figura 20 - Representação esquemática da força de dispersão turbulenta (Méndez et al, 2005).

A força de dispersão turbulenta das bolhas em um escoamento líquido turbulento é representada através da expressão:

$$F_1^{DT} = -F_g^{DT} = \rho_L k_L C_{DT} \text{grad } \alpha_L \quad (16)$$

Esta expressão é função principalmente da energia cinética de turbulência da fase líquida (k_L) e do seu gradiente de fração volumétrica ($\text{grad } \alpha_L$). C_{DT} é mais um coeficiente a ser investigado.

2.3.3 Modelos de turbulência

Segundo Neto (2003, p. 97) as equações de Navier-Stokes são suficientes para modelar escoamentos em qualquer regime (laminar ou turbulento). Essa metodologia de solução é conhecida por Simulação Numérica Direta (SND). No entanto, o problema da utilização do SND reside no fato de que para calcular todas as estruturas viscosas presentes em um escoamento turbulento faz-se necessário o uso de malhas extremamente finas, o que implica em custos computacionais muito elevados. Portanto, uma solução paliativa que vem sendo utilizada por engenheiros e pesquisadores passa pela dedução (ou solução) das Equações Médias de Reynolds (Versteeg et al, 1995):

$$\frac{\partial(\rho U)}{\partial t} + \text{div}(\rho U \bar{v}) = -\frac{\partial P}{\partial x} + \text{div}(\mu \text{ grad } U) + \left[-\frac{\partial(\overline{\rho u'^2})}{\partial x} - \frac{\partial(\overline{\rho u'v'})}{\partial y} - \frac{\partial(\overline{\rho u'w'})}{\partial z} \right] + S_{Mx} \quad (17)$$

Analisando a equação 17, observa-se o aparecimento das tensões de Reynolds na equação original de Navier-Stokes. Ainda segundo Neto (2003, p. 98), a solução dessas novas variáveis conduziu ao chamado problema de fechamento da turbulência e deu origem a um vasto domínio de pesquisa, denominado *problema de fechamento* ou *modelagem da turbulência*.

Em virtude disso, ao longo do último século, uma série de modelos de turbulência foram desenvolvidos. Entre os modelos mais conhecidos estão:

- Modelo de zero equações (modelo de comprimento de mistura)
- Modelo de duas equações ($k-\varepsilon$) (Launder & Spalding, 1974)
- Modelo de tensões de Reynolds (Reynolds Stress Model - RSM)

Esses modelos podem ser classificados como isotrópicos ou anisotrópicos. Os modelos isotrópicos empregam a hipótese proposta por Boussinesq em 1877, ou seja, aproximam as tensões de Reynolds em função de uma viscosidade aparente (ou turbulenta) isotrópica:

$$\tau_{ij} = -\overline{\rho u'_i u'_j} = \mu_t \left(\frac{\partial U_i}{\partial x_j} + \frac{\partial U_j}{\partial x_i} \right) \quad (18)$$

onde os subíndices i e j são coordenadas espaciais, τ_{ij} são as tensões de Reynolds e μ_t é a viscosidade turbulenta.

Os modelos anisotrópicos não assumem essa suposição, e resolvem uma equação de transporte para cada uma das tensões.

Modelo $k-\varepsilon$

Conforme descrito por Diaz et al (2004), o modelo de turbulência $k-\varepsilon$ é o mais utilizado em simulações numéricas de problemas industriais. Tal modelo tem demonstrado uma capacidade de simular adequadamente muitos processos, como: combustão, escoamento em distribuidores, escoamentos multifásicos, entre outros.

Ainda segundo Diaz et al (2004), o modelo $k-\varepsilon$, por ser um modelo isotrópico, possui uma formulação razoavelmente simples e de fácil convergência. No entanto, esse modelo apresenta algumas dificuldades em reproduzir escoamentos mais complexos. A Tabela 6 apresenta algumas vantagens e desvantagens do uso do modelo $k-\varepsilon$, descritas em Versteeg et al (1995).

Tabela 6 - Vantagens e desvantagens do modelo $k-\varepsilon$ (Versteeg et al, 1995).

Vantagens:

- Modelo de turbulência mais simples (requer apenas condições iniciais e de contorno);
- Excelente performance em muitos problemas industriais;
- Atualmente, o modelo que obteve o maior número de validações experimentais.

Desvantagens:

- Possui algumas deficiências em alguns casos, como:
 - (i) Escoamentos confinados;
 - (ii) Escoamentos com um grande número de solicitações (ex. curvas, escoamento com recirculações, etc.);
 - (iii) Escoamentos rotacionais;

Modelo RSM

Por outro lado, o modelo das tensões de Reynolds (RSM) resolve o sistema de tensões através de equações de transporte independentes. Esse modelo foi testado por Diaz et al (2004) e apresentou bons resultados para o caso estudado (válvula de distribuidor de perfil variável).

Glover e Generalis (2004) realizaram um estudo comparativo entre o modelo RSM e o modelo $k-\varepsilon$ em uma coluna de bolhas ascendentes em canal vertical contendo água. Nesse trabalho, os autores concluíram que efeitos transientes desse escoamento são melhor resolvidos pelo RSM.

A Tabela 7 mostra algumas vantagens e desvantagens do RSM.

Tabela 7 - Vantagens e desvantagens do modelo RSM (Versteeg et al, 1995).

Vantagens:

- Um dos modelos de turbulência mais completos;
- Requer apenas condições iniciais e de contorno;
- Possui uma maior acuracidade nos cálculos do escoamento principal e das tensões de Reynolds, dos casos mais simples aos mais complexos, incluído jatos, canais assimétricos, dutos não circulares e curvos.

Desvantagens:

- Possui um custo computacional mais alto (resolve sete equações extras) em relação a outros modelos;
- Não possui um grande número de validações experimentais;
- Apresenta em muitos casos resultados idênticos ao modelo $k-\varepsilon$ (ex. jatos axi-simétricos e recirculações não confinadas).

Modelo de comprimento de mistura

O modelo de comprimento de mistura também emprega a hipótese de Boussinesq e calcula uma viscosidade turbulenta de forma isotrópica. Segundo CFX5.7 Solver Modelling (2000, p 174), esse modelo ajustado para uma fase dispersa é o mais recomendado para escoamento de bolhas em líquido, desde que a fase dispersa tenha uma massa específica menor e uma porção volumétrica ínfima em relação à fase contínua. A Tabela 8 apresenta algumas vantagens e desvantagens do emprego desse modelo para fase dispersa.

Tabela 8 - Vantagens e desvantagens do modelo de comprimento de mistura (Versteeg et al, 1995).

Vantagens:

- Fácil implementação e barato em relação a recursos computacionais;
- Prediz bem escoamentos em camadas cisalhantes: jatos, camada de mistura, esteiras, etc.

Desvantagens:

- Completamente incapaz de prever escoamento com separação e recirculações

A completa descrição das equações correspondentes aos modelos de turbulência aqui citados podem ser encontradas na literatura (Versteeg et al, 1995). Por serem numerosas e suas formulações não terem relevância direta nos resultados que serão apresentados, foram omitidas.

2.3.4 Fenômeno de mistura via modelagem numérica

Conforme pode ser visto na Tabela 1 das páginas 4 e 5, muitos pesquisadores utilizam modelos numéricos também na predição do comportamento de homogeneização do aço em panelas siderúrgicas. Nesses estudos, a seguinte equação de transporte de um escalar é resolvida:

$$\frac{\partial \phi}{\partial t} + \frac{\partial(u_i \phi)}{\partial x_j} = \frac{\partial}{\partial x_j} \left[\left(\rho D \phi + \frac{\mu_t}{S_{ct}} \right) \frac{\partial(\phi / \rho)}{\partial x_j} \right] + S_\phi \quad (19)$$

onde ϕ é a variável adicional concentração, que representa um traçador ou uma liga. $D\phi$ é a difusividade cinemática e S_{ct} o número de Schmidt turbulento.

Através dessa equação, é possível reproduzir numericamente o processo de adição de ligas no banho e, conseqüentemente, o fenômeno de mistura em uma panela.

Szekely et al (1979) realizaram um estudo desse tipo. Tempos de mistura foram calculados numericamente e comparados a dados obtidos experimentalmente através de um modelo físico. O resultado dessa comparação é apresentado na Figura 21.

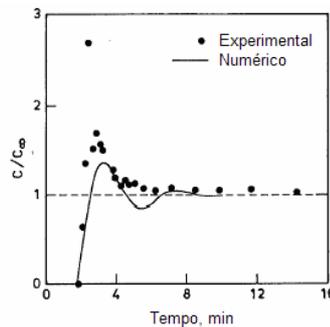


Figura 21 - Comparação entre os resultados numérico e experimental para tempo de mistura (Szekely et al, 1979).

Através de um modelo numérico de tempo de mistura validado, parâmetros operacionais: como vazão de injeção de ar, número e localização do plugue de injeção, formato da panela, entre outros, podem ser estudados. Sicorski et al (2004) realizaram estudos referentes à influência do número e da posição do plugue de injeção de ar em função dos tempos de homogeneização. Segundo os autores, a configuração de dois plugues, um centralizado e outro posicionado excêntricamente com vazões distintas, diminuem as regiões de volume estagnado e reduzem os tempos de mistura de uma liga adicionada também excêntricamente.

No presente trabalho, o parâmetro tempo de mistura será utilizado na validação dos resultados numéricos e no estudo da mudança do formato de base de circular para elíptico.

3 MATERIAIS E MÉTODOS

3.1 INTRODUÇÃO

Conforme mencionado no capítulo 1, o objetivo geral do presente trabalho é desenvolver uma metodologia de modelagem numérica que represente o escoamento e o fenômeno de mistura em um modelo físico de panela de base elíptica. Essa metodologia consiste em sugerir quais modelos matemáticos, e quais parâmetros desses modelos, podem ser utilizados a fim de representar de maneira realística o problema em questão. Portanto, esse estudo está dividido em três etapas (ou objetivos específicos).

Na primeira, diferentes coeficientes das forças de não-arrasto são avaliados de modo que o modelo numérico represente de forma quantitativa a fração volumétrica da coluna de bolhas. Conforme visto no capítulo 2.3.2, os coeficientes das forças de não-arrasto, quando adequadamente ajustados, representam razoavelmente bem as frações volumétricas de ar medidas experimentalmente.

Na etapa seguinte, dois modelos de turbulência para fase líquida são testados ($k-\varepsilon$ e RSM) a fim de avaliar qual modelo é mais indicado para representar o escoamento e o fenômeno de mistura em painéis de aciaria de base circular e de base elíptica.

Por fim, a variável tempo de mistura é empregada como parâmetro comparativo para avaliar a mudança do formato da base da panela de circular para elíptica.

A lista dos equipamentos e materiais utilizados nesse estudo é apresentada a seguir. As descrições do procedimento numérico, do modelo aplicado ao fenômeno de mistura e da metodologia empregada em cada uma das etapas são apresentadas nas seções seguintes.

3.2 EQUIPAMENTOS E MATERIAIS UTILIZADOS

Os principais equipamentos e materiais utilizados no presente trabalho estão descritos na Tabela 9. Para o desenvolvimento da metodologia de modelagem numérica foi utilizado um computador com alta capacidade de processamento e memória RAM e um pacote numérico de simulação. Para a validação dos modelos foram realizados alguns ensaios experimentais (APÊNDICES A e B).

Tabela 9 - Principais equipamentos e materiais utilizados.

Modelo	Equipamento/material	Especificação
Numérico	Computador	Pentium IV 3,0 GHz com 2,0 Gbytes de memória RAM
	Pacote numérico	CFX 5.7 da Ansys
Experimental	Modelo físico	Modelo construído em acrílico (Figura 3, página 10)
	Fonte de laser contínuo	Marca COHERENT (modelo INOVA)
	Câmera de vídeo digital	Marca Sony (modelo DCR-VX1000)
	Partículas traçadoras	Copolímero de estireno-butadieno
	Corante traçador	Permanganato de potássio

3.3 PROCEDIMENTO NUMÉRICO

O pacote numérico utilizado para o cálculo do sistema de equações de transporte foi o AnsysCFX5.7. Esse software utiliza o método Volumes Finitos baseado em Elementos (Maliska, 2004) na discretização numérica das equações. O organograma da Figura 22 descreve o procedimento de modelagem utilizado.

Estágios de modelagem numérica:

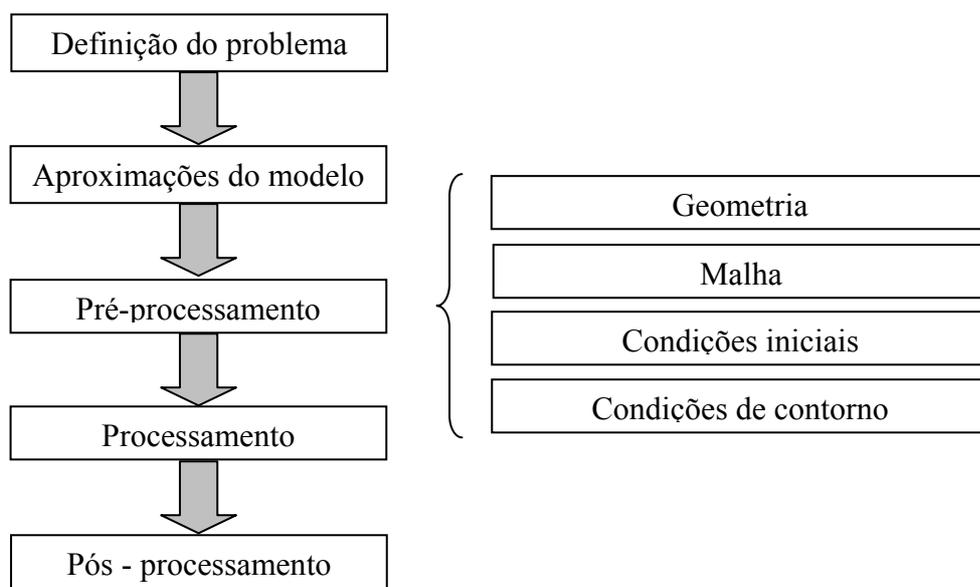


Figura 22 - Organograma demonstrativo dos estágios de modelagem numérica.

Como se pode observar na Figura 22, após a definição do problema e das aproximações do modelo, três outros estágios são destacados: pré-processamento, processamento e pós-processamento. No estágio de pré-processamento, são realizados o desenho da geometria, a geração da malha e a definição das condições iniciais e de contorno. No estágio de processamento, o sistema de equações diferenciais não-lineares é resolvido através de um processo iterativo de solução. No estágio de pós-processamento, as diversas variáveis são analisadas por meio de planos, superfícies isométricas, linhas de corrente, vetores velocidade, etc.

A seguir, a estrutura da Figura 22 é utilizada como base para descrever os modelos numéricos que são resolvidos no presente trabalho.

3.3.1 Definição do problema

Três configurações de placas são utilizadas como objeto de estudo:

- (1) De base circular, proposta por Mazumdar et al (1997).
- (2) De base elíptica, proposta por Morales et al (2006).
- (3) De base circular com a área do círculo igual à área da elipse da configuração 2.

A Figura 23 apresenta essas configurações por meio de desenhos esquemáticos, juntamente com suas respectivas dimensões. Esses modelos utilizam água e ar para simular o aço e o gás inerte, respectivamente. As propriedades físicas desses materiais estão descritas na Tabela 3 da página 10.

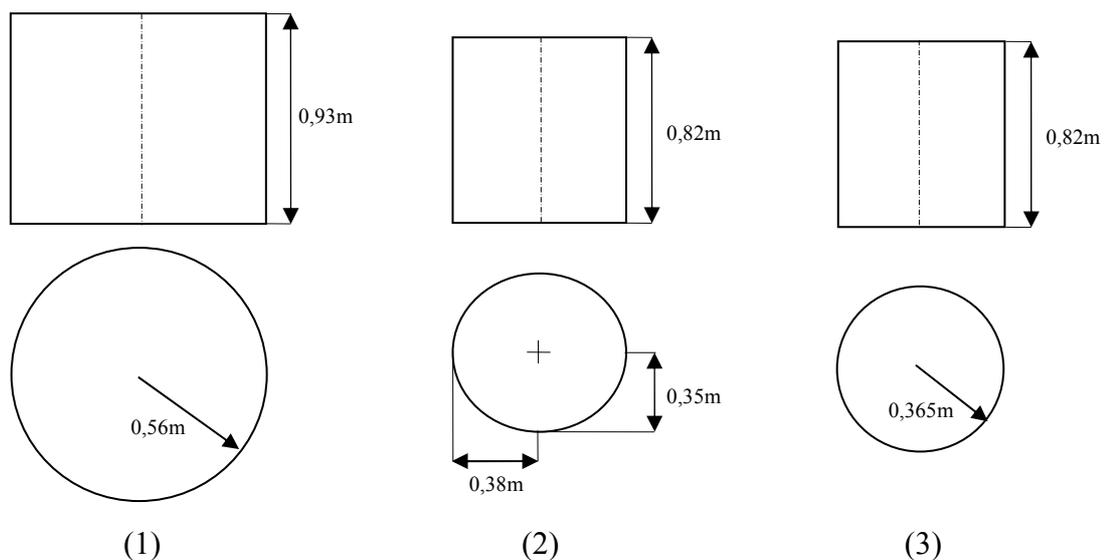


Figura 23 - Representação esquemática e dimensões das três configurações analisadas no presente estudo.

Apenas duas dessas três configurações são utilizadas em cada uma das 3 etapas, e estão divididas da seguinte maneira:

1 Estudo dos coeficientes das forças de não-arrasto: configurações 1 e 3. Conforme descrito no capítulo 2.2.3, a fração volumétrica de ar é função da vazão de injeção de ar, da altura do banho e do diâmetro do plugue, portanto, independente do formato da base da panela. Com isso, assume-se que os coeficientes obtidos para a configuração 3 podem ser utilizados na configuração 2, desde que as mesmas vazões de ar sejam empregadas.

2 Estudo dos modelos de turbulência: configurações 1 e 2. Nessa etapa, deseja-se definir qual o modelo de turbulência se aplica melhor para painéis de base circular (configuração 1) e de base elíptica (configuração 2).

3 Estudo da mudança do formato da base: configurações 2 e 3. A mesma altura do banho será utilizada a fim de avaliar os efeitos da mudança do formato da base de circular (configuração 3) para elíptica (configuração 2).

3.3.2 Aproximações dos modelos numéricos

A solução do escoamento bifásico água-ar é resolvida por meio do modelo Euleriano. Conforme descrito no capítulo 2.3, o modelo Lagrangiano também poderia ser aplicado para esse fim, no entanto, a versão 5.7 do pacote numérico CFX não resolve esse modelo de forma transiente. Com isso, as seguintes considerações e aproximações são assumidas pelos modelos numéricos:

- O escoamento água-ar é isotérmico e turbulento;
- Para os estudos realizados na primeira etapa, um modelo bidimensional (2D) é utilizado, e o sistema de equações é resolvido em regime permanente;
- Para as etapas seguintes, o modelo utilizado é tridimensional (3D), e os cálculos são realizados em regime transiente;
- Da mesma maneira que nos modelos experimentais, é desconsiderada a presença da fase escória, e a interface do líquido com o ar ambiente é considerada plana;
- O plugue de injeção de ar é posicionado no centro geométrico da base da panela;
- Com relação as bolhas da fase dispersa, assume-se que as mesmas possuem um único tamanho, calculado através da equação 13 (página 24). Portanto, fenômenos de coalescência, quebra de bolhas e efeitos de expansividade não são levados em consideração;

- Os efeitos de interação líquido-bolha são representados através do cálculo das forças de arrasto e não-arrasto.

3.3.3 Malha computacional

Após o desenho das geometrias apresentadas na Figura 23, realizou-se o desenvolvimento da malha computacional. Esses procedimentos (desenho e malha) foram executados por meio do software ICEM 5.0, que acompanha o pacote numérico CFX. Aproveitando a simplicidade geométrica da panela, optou-se pela elaboração de uma malha estruturada para discretização do problema, tanto para o caso bidimensional quanto para o tridimensional. Segundo Maliska (2004, p. 90) malhas estruturadas (ou hexaédricas), em comparação às malhas não-estruturadas (tetraédricas), possuem maior facilidade de convergência e menores chances de apresentar problemas de difusão numérica.

Portanto, malhas com diferentes números de nós foram testadas com objetivo de representar o fenômeno com suficiente detalhamento e mínimo esforço computacional possível. Um exemplo de um dos testes de independência de malha realizados está descrito no APÊNDICE C.

A Figura 24 apresenta o resultado obtido para a malha 2D. Observa-se, nesse modelo axi-simétrico, que apenas uma fatia da panela é necessária para a simulação. Essa fatia possui 5 graus entre os planos de simetria, com 45 volumes na direção x, 30 volumes na direção y e 1 volume na direção z, resultando em 2655 nós.

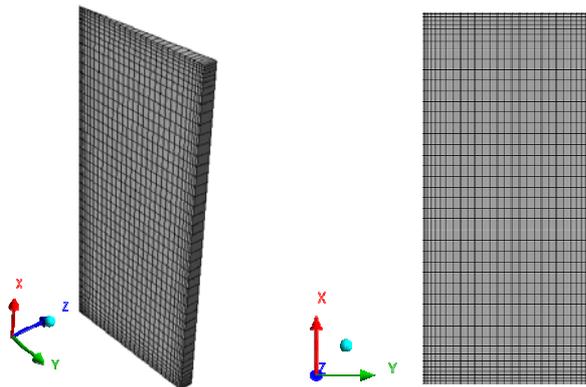


Figura 24 - Malha bidimensional utilizada na primeira etapa do presente estudo.

Para a malha 3D, se chegou ao número de 65800 nós, tanto para a panela de base elíptica quanto para a de base circular. Nesse caso, optou-se por um refinamento maior na região central da panela, de modo a resolver com melhor detalhamento os efeitos de interação líquido-bolha (Figura 25).

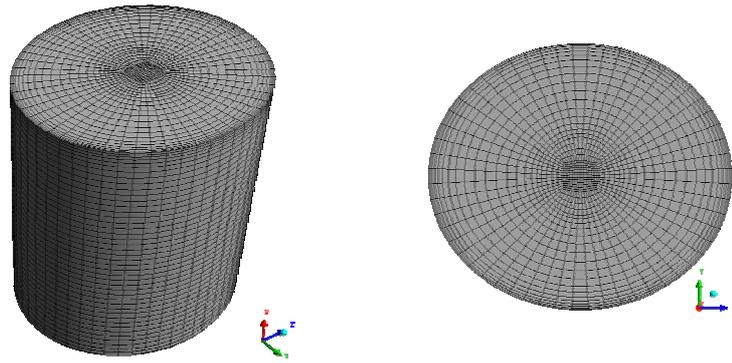


Figura 25 - Desenho da malha tridimensional utilizada (panela de base elíptica).

3.3.4 Condições iniciais

Para os casos resolvidos em regime permanente, a fração volumétrica da fase líquida foi inicialmente considerada igual a um, ao longo de todo o domínio. Para a fase dispersa, a fração volumétrica, assim como em todas as outras variáveis, foi atribuído o valor zero.

Nos casos transientes, optou-se por partir de um caso permanente já convergido. Com isso, algumas horas de processamento puderam ser poupadas.

3.3.5 Condições de contorno

A Figura 26 apresenta as condições de contorno atribuídas aos modelos bi e tridimensional. Observa-se que, para o modelo 2D, dois planos de simetria cortam a panela do eixo até a parede, e formam um ângulo de 5 graus entre si. Perpendicular a esses planos, são considerados gradientes nulos para todas variáveis calculadas.

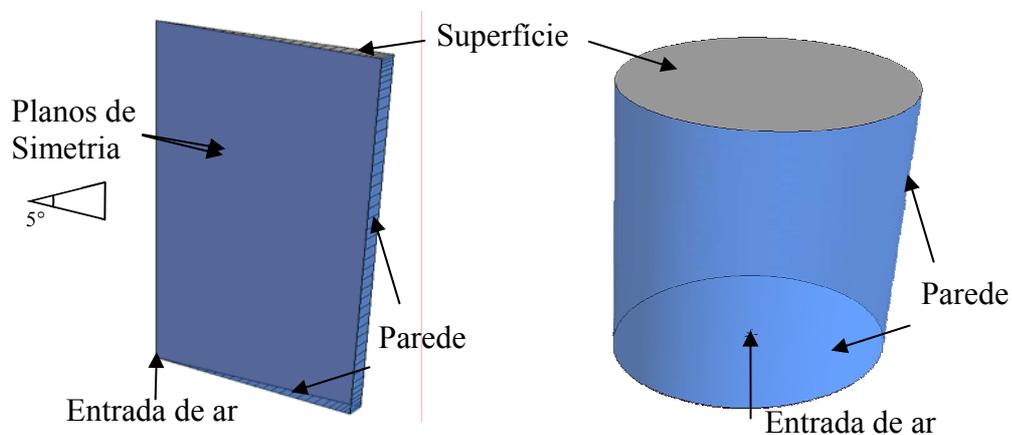


Figura 26 - Condições de contorno para os modelos bi e tridimensional.

Nas outras regiões, ambos os modelos possuem as mesmas condições de contorno:

Superfície

A superfície é considerada plana e com livre-escorregamento para a fase contínua, ou seja, as tensões de cisalhamento são nulas. Para a fase dispersa, a condição de remoção do gás, denominada pelo CFX de *Degassing Condition*, é aplicada. Essa condição permite que apenas o ar saia do domínio da panela e é dada pela seguinte expressão:

$$S_{massa_ar} = \alpha_g A u_g \quad (20)$$

onde A é a área da superfície e u_g é a componente vertical da velocidade do ar.

Paredes

As condições de não-escorregamento (velocidade igual à zero) para fase contínua e livre-escorregamento (tensão de cisalhamento nula) para fase dispersa são aplicadas nas paredes. A função logarítmica da parede é utilizada para corrigir os valores de velocidade nos nós adjacentes às paredes, uma vez que os modelos de turbulência não são válidos para essa região.

Entrada de ar

Uma fonte de massa foi utilizada para a condição de entrada de ar. Esse termo corresponde a uma fonte numérica pontual na equação de conservação de massa da fase dispersa (equação 8, página 21) e é posicionado no centro geométrico da base da panela.

3.3.6 Processamento

O método de Volumes Finitos baseados em Elementos foi utilizado para resolver o sistema de equações descrito no capítulo 2.3. O acoplamento da pressão com a velocidade foi feito através do método SIMPLEC e o método de alta resolução (*High Resolution*) aplicado para as funções de interpolação.

A Tabela 10 apresenta o tempo de processamento necessário para a convergência dos casos estudados. Para os casos 2D, resolvidos em regime permanente, apenas 5 horas foram necessárias para que todos resíduos numéricos atingissem valores inferiores a 1×10^{-4} (RMS). Para os casos 3D, em regime permanente, ambos os modelos de turbulência levaram

aproximadamente 12 horas para convergência. No entanto, em regime transiente, o modelo $k-\varepsilon$ levou 30 horas, e o modelo RSM, 240 horas. Uma explicação para esse tempo, oito vezes maior, está no número de equações resolvidas em cada modelo. Enquanto o modelo $k-\varepsilon$ resolve duas equações, o RSM resolve sete, seis para as tensões de Reynolds e uma para a equação de taxa de dissipação da energia cinética turbulenta (Versteeg et al, 1995).

Tabela 10 - Tempo de processamento.

Modelo	Regime	Tempo de processamento
Bidimensional	Permanente	5 horas
	Permanente	12 horas
Tridimensional	$k-\varepsilon$	
	Transiente	
	Passo de tempo = 0,1s Tempo total = 240s	30 horas
	Permanente	12 horas
RSM	Transiente	
	Passo de tempo = 0,1s Tempo total = 240s	240 horas

Conforme descrito na Tabela 9 (página 31), esses resultados foram obtidos com a utilização de uma estação de trabalho Pentium IV 3,0 GHz com 2,0 Gbytes de memória RAM.

3.3.7 Pós-processamento

Os resultados numéricos foram visualizados no software de pós-processamento do CFX. O software Enight 7.0 também foi utilizado para a análise dos resultados, pois possui uma grande variedade de recursos de visualização e animação.

3.4 MODELO NUMÉRICO APLICADO AO FENÔMENO DE MISTURA

A equação de um escalar adicional (equação 19, página 29) é resolvida juntamente com os modelos de escoamento (Euleriano, de turbulência e forças de interação líquido-bolha) de modo a representar o fenômeno de mistura que ocorre em uma panela. Da mesma forma que em um ensaio de corante (capítulo 2.2.2), esse escalar é adicionado em um ponto do

banho e o fenômeno de dissolução do traçador calculado ao longo do tempo. Para que a adição do traçador seja na forma de um pulso, uma função do tipo degrau é empregada ao termo fonte da equação 19.

Esse procedimento também é utilizado na determinação de tempo de mistura. A partir de pontos de monitoramento, é possível obter curvas de concentração de traçador ao longo do tempo. Com isso, os tempos de mistura são obtidos da mesma forma que nas técnicas experimentais de condutividade elétrica (capítulo 2.2.4), utilizando-se para isso o grau de mistura de 95%.

A Figura 27 mostra um exemplo desse procedimento numérico aplicado a uma panela de base elíptica. Observa-se, no desenho à esquerda (a), que o traçador é injetado em um ponto próximo à superfície e monitorado através dos pontos SS e SI (sensor superior e inferior, respectivamente). O gráfico, à direita (b), apresenta o resultado desse monitoramento ao longo do tempo. No instante em que as curvas de concentração se estabilizam entre os limites de $\pm 5\%$ da concentração final, são obtidos os tempos de mistura.

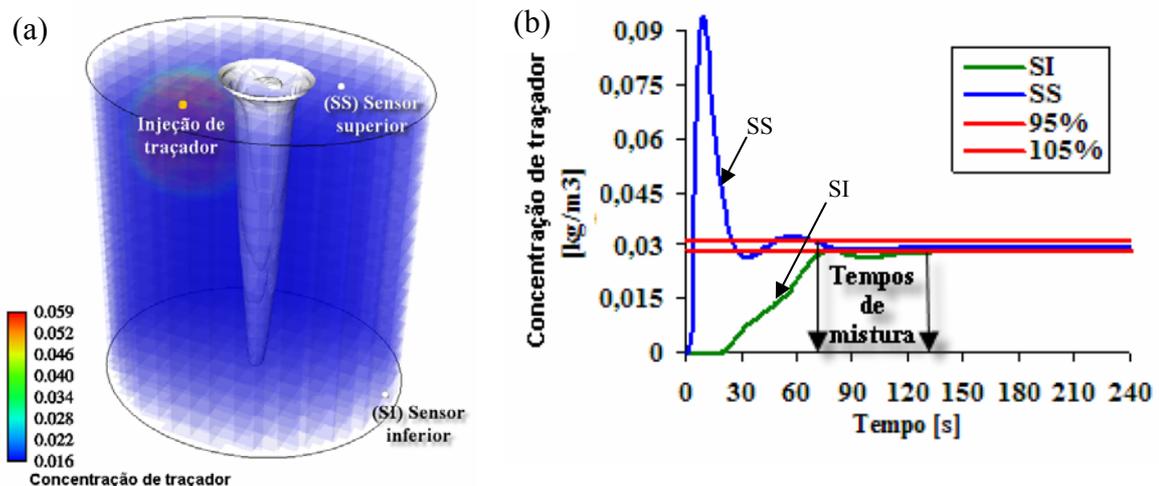


Figura 27 - Exemplo de obtenção dos tempos de mistura por meio do modelo numérico. (a) injeção de traçador e sensores de monitoramento (b) curvas de concentração versus tempo.

Como será visto a seguir, esse modelo é utilizado na segunda e na terceira etapa do presente trabalho e, portanto, aplicado às três configurações de panela apresentadas na Figura 23 da página 32.

3.5 METODOLOGIA DE ESTUDO

3.5.1 Estudo dos coeficientes das forças de não-arrasto

A Figura 28 apresenta o organograma do modelo numérico e da metodologia de estudo da primeira etapa. O modelo Euleriano, os modelos de turbulência para cada fase e as forças de interação líquido-bolha são resolvidos, em regime permanente, em um domínio bidimensional.

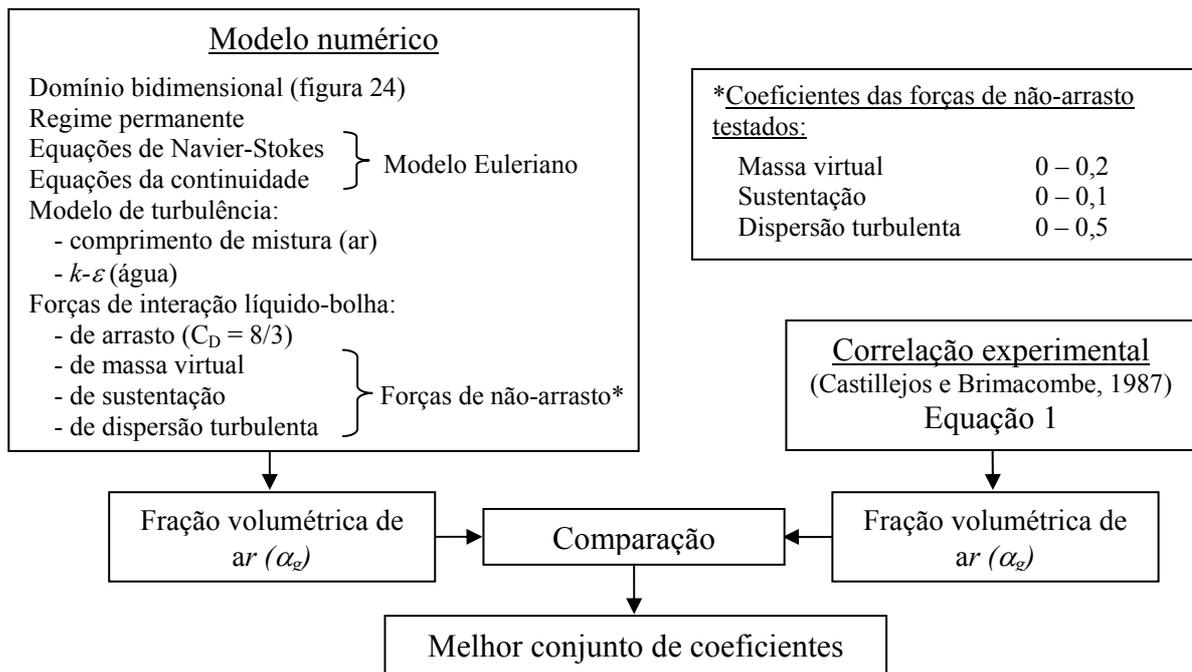


Figura 28 - Organograma da metodologia de estudo dos coeficientes das forças de não-arrasto.

Um coeficiente fixo é empregado para a equação da força de arrasto. Conforme descrito no capítulo 2.2, a região da coluna de bolhas se caracteriza pela formação de bolhas no formato chapéu e abrange a maior parte da altura do banho. Segundo Xia et al (2001, p. 71), para bolhas de formato chapéu, o coeficiente de arrasto C_D é igual a $8/3$.

Com relação às forças de não-arrasto, os seguintes coeficientes foram testados:

- Coeficiente da força de massa virtual (C_{VM}) variando entre 0 e 0,2;
- Coeficiente da força de sustentação (C_S) variando entre 0 e 0,1;
- Coeficiente da força de dispersão turbulenta (C_{DT}) variando entre 0 e 0,5.

Curvas de fração volumétrica de ar ao longo da altura do banho, obtidas numericamente e por meio da correlação experimental descrita pela equação 1 (página 15),

são comparadas. Como resultados, os melhores conjuntos de coeficientes para as diferentes configurações (1 e 3) e vazões estudadas (Tabela 11) são encontrados.

Os resultados dessa etapa são apresentados na forma de gráficos (fração volumétrica *versus* altura do banho) para a configuração 3 com vazão de 17l/min. Para as outras configurações e vazões, os coeficientes são agrupados em tabelas.

Tabela 11 - Vazões de injeção de ar estudadas.

N.º	Configuração	Vazões de ar [Nl/min]
1	Base circular, proposta por Mazumdar et al (1997).	36, 40, 50 e 63
3	Base circular com a área do círculo igual à área da elipse.	7, 17 e 36

3.5.2 Estudo dos modelos de turbulência

Conforme visto no capítulo 2.3.3, o modelo $k-\varepsilon$ é o modelo de turbulência mais utilizado em problemas de modelagem numérica. Esse modelo é classificado como isotrópico, pois aproxima as flutuações de um escoamento turbulento por meio de um escalar (equação 18, página 26), ou seja, calcula a mesma viscosidade aparente para todas as direções.

Por outro lado, o modelo RSM calcula as flutuações do escoamento turbulento através das tensões de Reynolds em todas as direções. Por isso, esse modelo anisotrópico se caracteriza por apresentar resultados mais acurados. No entanto, o mesmo calcula um número maior de equações e, conseqüentemente, exige uma carga computacional também maior.

O objetivo dessa etapa é verificar qual entre esses dois modelos de turbulência é o mais indicado para resolver o escoamento e o fenômeno de mistura em painéis de base circular (configuração 1) e elíptica (configuração 2). Para isso, esses modelos são resolvidos em um domínio tridimensional, juntamente com o modelo Euleriano e as forças de interação líquido-bolha (estudadas na primeira etapa). A metodologia empregada na comparação dos resultados obtidos nesta etapa está apresentada no organograma da Figura 29.

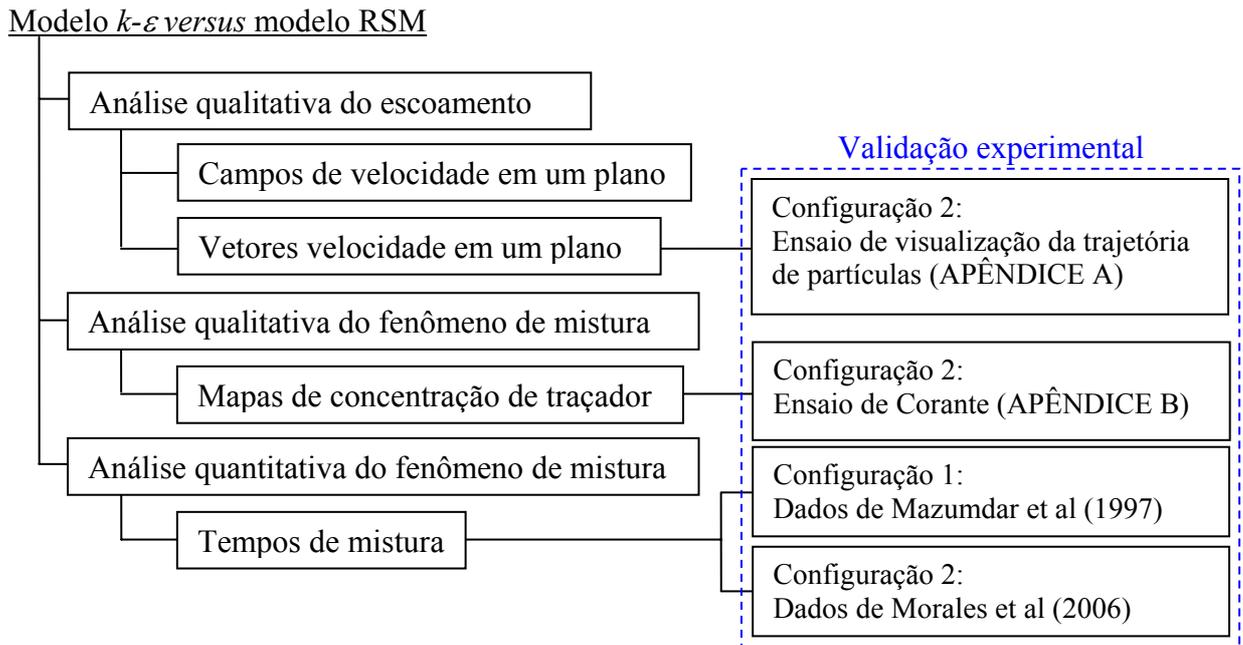


Figura 29 - Organograma da metodologia de estudo dos modelos de turbulência.

Análise qualitativa do escoamento

Inicialmente, uma análise qualitativa do escoamento é realizada. Os escoamentos resolvidos por meio dos dois modelos de turbulência são comparados por meio de mapas de velocidade e campos de vetores, para as configurações 1 e 2. Ensaio de visualização de escoamento realizados experimentalmente são ainda utilizados na verificação dos resultados obtidos para a configuração 2. Esses ensaios foram realizados especificamente para o presente estudo e estão descritos no APÊNDICE A.

Análise qualitativa do fenômeno de mistura

Logo após, uma análise qualitativa do fenômeno de mistura é feita para a configuração 2. Nesse caso, 10 ml de corante são adicionados ao banho, durante 2s. Uma função do tipo degrau é aplicada ao termo fonte da variável ϕ para representar essa adição. A Figura 30 mostra, esquematicamente, a posição de injeção de traçador. Como resultados, mapas de concentração de traçador, em diversos planos que cortam a panela longitudinalmente e transversalmente, são comparados aos dados obtidos experimentalmente. Com isso, a comparação entre os modelos de turbulência é realizada. A descrição de como é feito o ensaio de corante está descrita no APÊNDICE B.

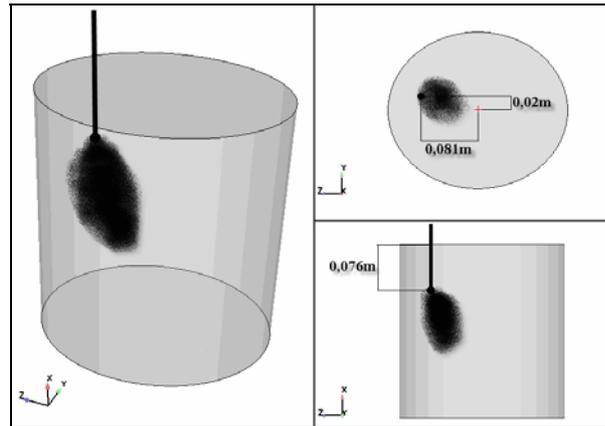


Figura 30 - Representação esquemática da posição de injeção de traçador para reprodução numérica do ensaio de corante.

Análise quantitativa do fenômeno de mistura

Finalmente, uma análise quantitativa do fenômeno de mistura é realizada por meio da reprodução dos ensaios de determinação de tempos de mistura. Para isso, dados obtidos por Mazumdar et al (1997), para a configuração 1, e Morales et al (2006), para a configuração 2, são utilizados como fonte de comparação. Tempos de mistura são obtidos através dos dois modelos de turbulência utilizando como base os arranjos experimentais desses dois grupos de pesquisadores. As Figura 31 e Figura 32 apresentam, esquematicamente, os pontos de injeção de traçador e a localização dos sensores utilizados por esses investigadores.

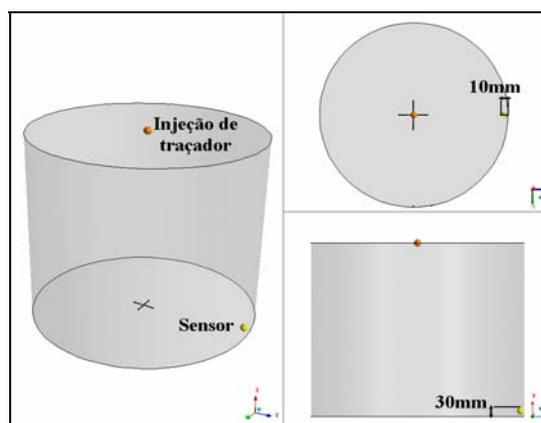


Figura 31 - Representação esquemática da posição de injeção de traçador e do sensor utilizados nos experimentos de Mazumdar et al (1997).

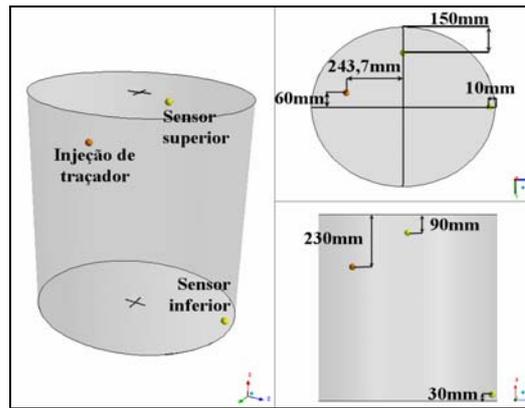


Figura 32 - Representação esquemática da posição de injeção de traçador e dos sensores utilizados nos experimentos de Morales et al (2006).

3.5.3 Estudo da mudança do formato da base

A última etapa desse trabalho consiste em verificar o efeito da forma da base sobre a variável tempo de mistura, ou seja, deseja-se nessa etapa analisar quantitativamente como o fenômeno de mistura é afetado com a mudança do formato da panela. Para isso, a variação desse parâmetro é analisada em duas panelas com a mesma altura de banho, apenas variando o formato da base de circular (configuração 3) para elíptico (configuração 2). A Figura 33 mostra os pontos de injeção e monitoramento do traçador utilizados nessa etapa.

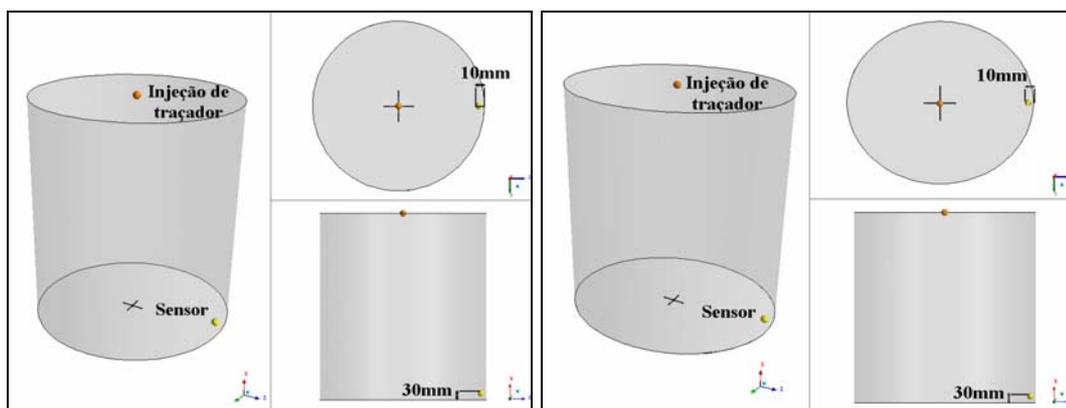


Figura 33 - Representação esquemática da posição de injeção de traçador.

Comparando os dois arranjos, observa-se que apenas o formato da base é variado. O traçador é injetado na parte superior central do banho e os monitores em ambos os casos posicionados a mesma distância da parede. Os resultados dessa etapa são apresentados na forma de um gráfico tempo de mistura *versus* vazão de ar. Para isso, ambos os modelos numéricos foram resolvidos nas vazões de 7, 17 e 36 l/min.

4 RESULTADOS E DISCUSSÃO

4.1 ESTUDO DOS COEFICIENTES DAS FORÇAS DE NÃO-ARRASTO

A Figura 34 mostra o campo de fração volumétrica para os casos “sem” e “com” a utilização das forças de não-arrasto. Observa-se que, para o caso sem as forças, a coluna de bolhas apresenta um formato cilíndrico, onde o ar se concentra mais sobre a região do eixo da panela. Por outro lado, para o caso com as forças, a coluna de bolhas assume um formato cônico, onde o ar se dispersa mais ao longo da altura, reduzindo assim sua fração volumétrica.

Os resultados da variação dos coeficientes dessas forças são apresentados a seguir.

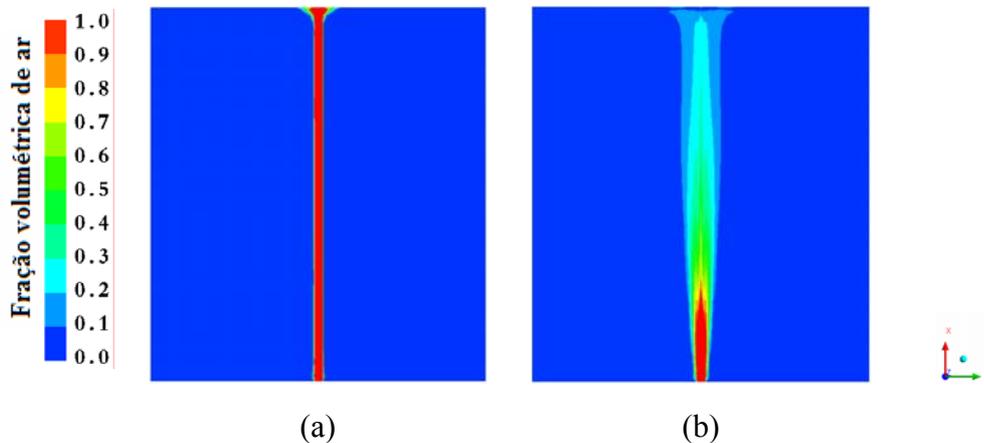


Figura 34 - Distribuição da fração volumétrica de ar ao longo da altura do banho. (a) sem e (b) com o efeito das forças de não-arrasto

Variação do coeficiente de massa virtual

A Figura 35 apresenta como a fração volumétrica de ar varia ao longo da altura do banho com a mudança do coeficiente da força de massa virtual. Nesse caso, C_S e C_{DT} foram ambos fixados em 0,1 e C_{MV} variou de 0 a 0,2. Observa-se que as diferenças mais acentuadas entre as curvas estão localizadas na região próxima ao plugue de injeção. Isso pode ser explicado pelo fato de que as maiores variações de aceleração, entre a fase dispersa e a fase contínua, ocorrerem nessa região. Segundo a equação 14 (página 24), a força de massa virtual é diretamente proporcional à diferença de aceleração entre as fases. A Figura 35 mostra também a curva da equação 1 (página 15) aplicada ao presente caso testado (configuração 3 com 17l/min de vazão de ar). Para esses parâmetros, conclui-se que o valor mais adequado entre os coeficientes de massa virtual testados é 0,05 para alturas de banho menores que 0,2m.

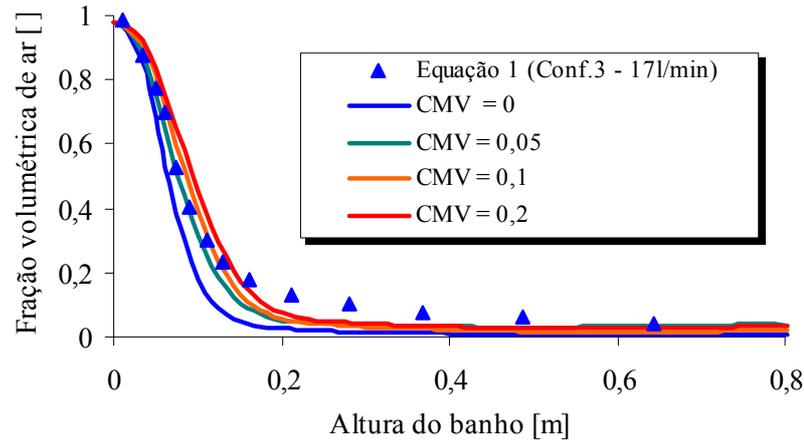


Figura 35 - Variação do coeficiente de massa virtual e a comparação com a equação 1. Nesse caso $C_S = C_{DT} = 0,1$.

Variação do coeficiente de sustentação

A Figura 36 apresenta os efeitos da variação do coeficiente de sustentação sobre a fração volumétrica de ar ao longo da altura do banho. Nesse caso, C_{MV} e C_{DT} foram fixados em 0,05 e 0,1, respectivamente, e C_S variou de 0 a 0,1. Observa-se que esse coeficiente apresenta grande influência ao longo de toda a altura do banho. À medida que o efeito dessa força é acrescentado através do aumento do coeficiente, nota-se que as curvas numéricas se aproximam dos dados obtidos por meio da correlação experimental (equação 1). Os parâmetros testados foram os mesmos do caso anterior (configuração 3 com 17l/min de vazão de ar). Para esses parâmetros, conclui-se que o valor mais adequado do coeficiente de sustentação varia entre 0,08 e 0,1.

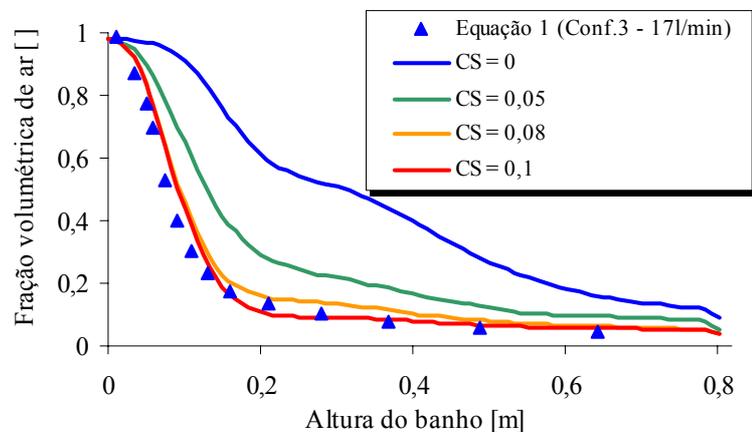


Figura 36 - Variação do coeficiente de sustentação e a comparação com a equação 1. Nesse caso $C_{MV} = 0,5$ e $C_{DT} = 0,1$.

Variação do coeficiente de dispersão turbulenta

Da mesma forma que nos casos anteriores, a Figura 37 mostra como a fração volumétrica de ar, ao longo da altura do banho, varia com a mudança do coeficiente de dispersão turbulenta. Como já foram deduzidos, C_{MV} e C_S são fixados em 0,05 e 0,1, respectivamente, e C_{DT} variou entre 0 e 0,5.

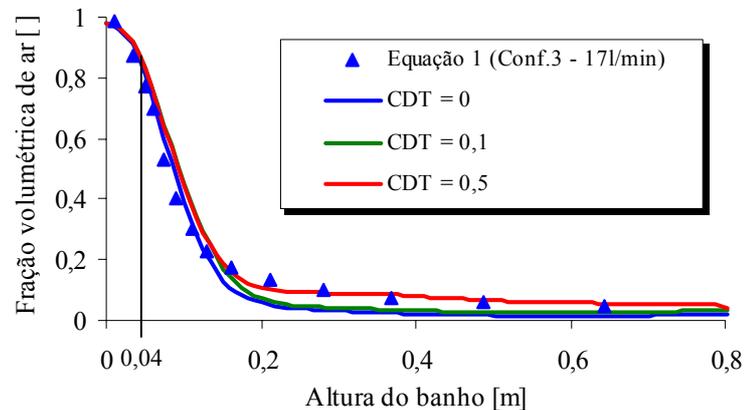


Figura 37 - Variação do coeficiente de sustentação e a comparação com a equação 1. Nesse caso $C_{MV} = 0,5$ e $C_S = 0,1$.

Nota-se, através do gráfico da Figura 37, que, ao contrário da força de massa virtual, as maiores diferenças entre as curvas estão localizadas na região mais afastada do plugue de injeção. Isso pode ser explicado pelo fato da força de dispersão turbulenta ser diretamente proporcional à energia cinética de turbulência da fase líquida (equação 16, página 25). Como se pode observar no mapa de energia cinética de turbulência (Figura 38), os valores de k_L são mais intensos a partir da altura do banho de 0,04m.

Finalmente, comparando os resultados desse teste com a equação 1, conclui-se que o valor mais adequado para o coeficiente de dispersão turbulenta é 0,5 para alturas de banho maiores que 0,2m.

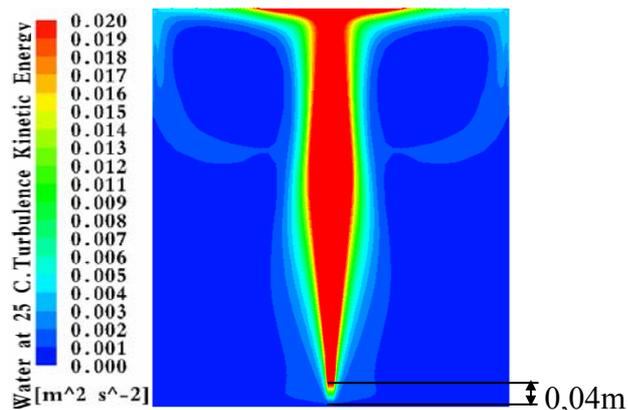


Figura 38 - Campo de energia cinética de turbulência da fase líquida.

Aplicação à panela de configuração 3 (vazão 17l/min)

A Figura 39 apresenta o resultado final do estudo dos coeficientes realizada para a panela de configuração 3 e com vazão de ar igual a 17l/min. Observa-se, através desse gráfico, que existe uma boa concordância entre o modelo numérico e a curva proveniente da equação 1.

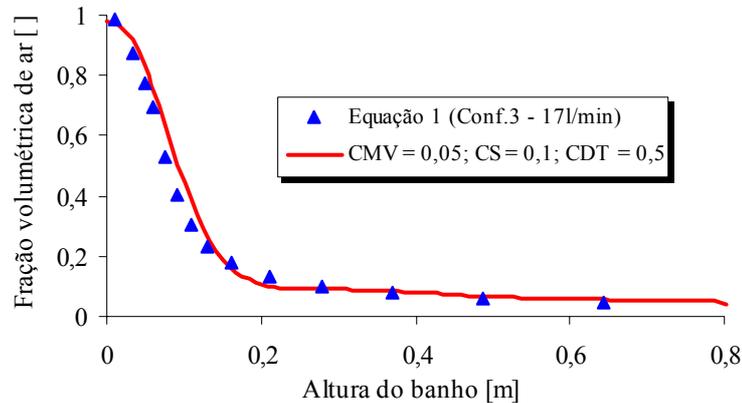


Figura 39 - Coeficientes encontrados para a configuração 3 com vazão de 17 l/min.

Aplicação à panela de configuração 3 (vazão 36l/min)

No entanto, conforme citado no capítulo 2.2.3, esses coeficientes não podem ser aplicados para outras vazões. A Figura 40 apresenta o caso onde o mesmo conjunto de coeficientes da Figura 39 é aplicado para a configuração 3 com vazão de 36l/min. Nota-se que, para obter a concordância com a equação 1, os coeficientes de sustentação e dispersão turbulenta tiveram que ser reajustados.

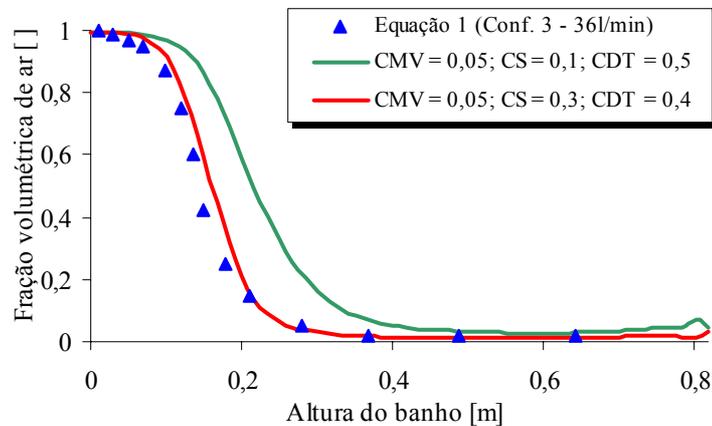


Figura 40 - Coeficientes encontrados para a configuração 3 com vazão de 36 l/min.

Aplicação às outras configurações e vazões

As Tabela 12 e Tabela 13 apresentam os resultados dos coeficientes encontrados para diferentes vazões de ar nas configurações 1, 2 e 3. Como a fração volumétrica de ar é independente do formato da base da panela (capítulo 3.2.1), os coeficientes obtidos para a configuração 3 podem ser aplicados à configuração 2.

Tabela 12 - Coeficientes encontrados para a configuração 1.

Vazão [NI/min]	C_{MV}	C_S	C_{TD}
36	0,05	0,05	0,5
40	0,05	0,1	0,3
49	0,05	0,2	0,2
63	0,05	0,3	0,1

Tabela 13 - Coeficientes encontrados para as configurações 2 e 3.

Vazão [NI/min]	C_{MV}	C_S	C_{TD}
7	0,05	0,08	0,9
17	0,05	0,1	0,5
36	0,05	0,3	0,4

Nota-se que, em ambas as configurações, não são observadas variações significativas para o coeficiente de massa virtual, ficando esse sempre com o valor de 0,05. Para o coeficiente de sustentação, observa-se que, à medida que a vazão de ar aumenta, seus valores também são acrescidos, variando entre 0,05 e 0,3 para a configuração 1, e entre 0,08 e 0,3 para as configurações 2 e 3. Para o coeficiente de dispersão turbulenta, nota-se um comportamento inverso. Os valores de C_{DT} decaem com o aumento da vazão e variam entre 0,1 e 0,5 para a configuração 1, e entre 0,4 e 0,9 para as configurações 2 e 3.

Esse comportamento, função da vazão de ar, também foi encontrado por Méndez et al (2005) em seu estudo. No entanto, uma explicação mais aprofundada sobre esse assunto não foi discutida por esses autores e também não foi encontrada na literatura.

Concluindo essa primeira etapa, nota-se que os coeficientes das forças de não-arrasto realmente influenciam no cálculo da distribuição de ar ao longo da altura do banho e, portanto, na forma da coluna de bolhas. Conclui-se também que os objetivos dessa etapa foram atingidos, uma vez que o modelo numérico representa de forma quantitativa a fração volumétrica da coluna de bolhas para as três configurações.

Os coeficientes apresentados nas Tabela 12 e Tabela 13 são utilizados na próxima etapa do presente trabalho: estudo dos modelos de turbulência.

4.2 ESTUDO DOS MODELOS DE TURBULÊNCIA

4.2.1 Análise qualitativa do escoamento

As Figura 41 e Figura 42 apresentam, respectivamente, os mapas e vetores velocidade da fase líquida, resolvidos por meio dos modelos de turbulência $k-\varepsilon$ e RSM para a panela de base circular (configuração 1 - vazão de 40l/min). Essa variável é apresentada em um plano vertical que corta a base da panela através do plugue de injeção de ar. Observa-se que as maiores magnitudes de velocidades se concentram na região próxima a coluna de bolhas. Isso pode ser explicado pelo fato da transferência de quantidade de movimento, da fase dispersa para fase líquida, ocorrer nessa região. Nota-se, também, que os padrões de escoamento resolvidos por meio dos dois modelos de turbulência são semelhantes. Ambos apresentam uma grande recirculação de líquido, entre a coluna de bolhas e as paredes (Figura 42), e velocidades na mesma ordem de grandeza (entre 0,1 e 0,4 m/s) (Figura 41).

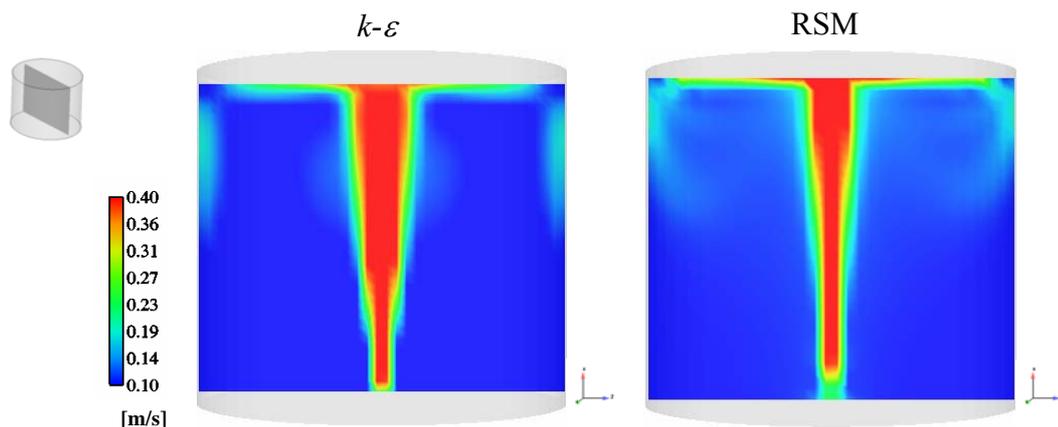


Figura 41 - Comparação entre os mapas de velocidades resolvidos através dos modelos $k-\varepsilon$ e RSM, em um plano vertical da panela de base circular.

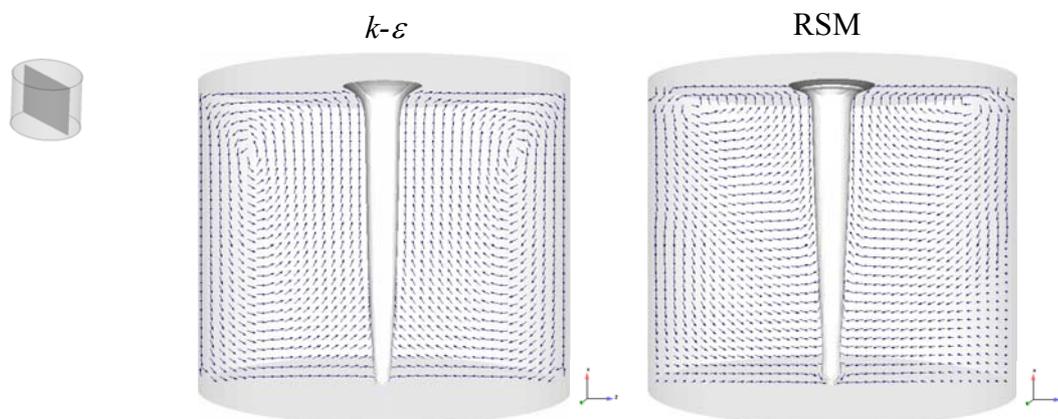


Figura 42 - Comparação entre os vetores velocidade resolvidos através dos modelos $k-\varepsilon$ e RSM, em um plano vertical da panela de base circular.

No entanto, essa semelhança entre os campos e vetores velocidade, obtidos pelos modelos $k-\varepsilon$ e RSM, não é observada na panela de base elíptica (configuração 2 - vazão 17l/min). Analisando essa variável em um plano vertical que passa pelo raio maior da panela (Figura 43 e Figura 44), nota-se que existem diferenças significativas no escoamento resolvido por esses modelos. Enquanto o modelo $k-\varepsilon$ apresenta um escoamento similar aos obtidos para a configuração 1, com uma grande recirculação entre a coluna de bolhas e as paredes, o modelo RSM apresenta padrões de escoamento aleatoriamente distribuídos.

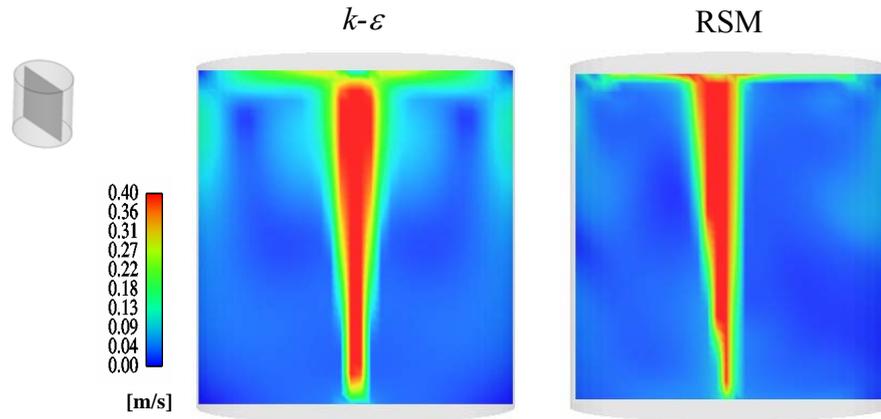


Figura 43 - Comparação entre os mapas de velocidades resolvidos através dos modelos $k-\varepsilon$ e RSM, em um plano vertical da panela de base elíptica.

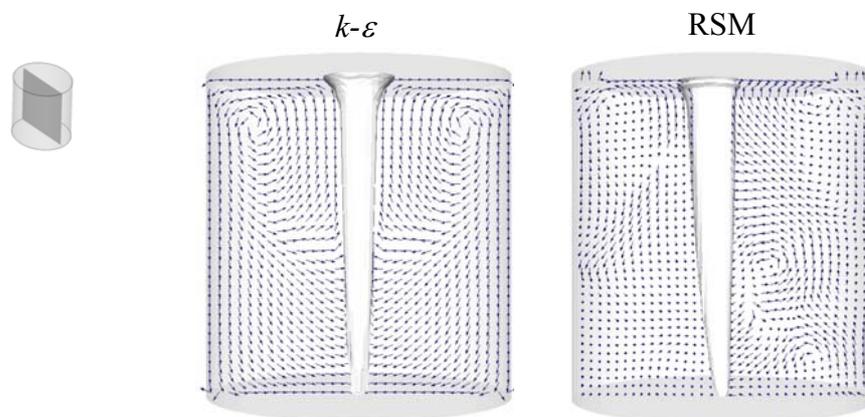


Figura 44 - Comparação entre os vetores velocidade resolvidos através dos modelos $k-\varepsilon$ e RSM, em um plano vertical da panela de base elíptica.

Além disso, o modelo RSM, ao contrário do modelo $k-\varepsilon$, apresenta variações de escoamento ao longo do tempo. A Figura 45 mostra em quatro instantes (60, 120, 180 e 240s), por meio de isosuperfícies de fração volumétrica de ar ($\alpha_g = 0,01$), o movimento da coluna de bolhas para esse caso. Observa-se que, ao longo do tempo, a fase dispersa se desloca da região central, percorrendo ambos os lados da panela.

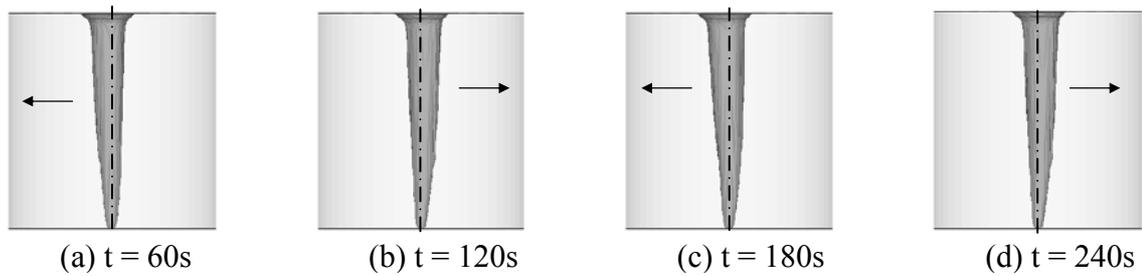


Figura 45 - Isosuperfícies de ar representando o deslocamento da coluna de bolhas ao longo do tempo.

A fim de verificar se esses efeitos transientes realmente ocorrem em painéis de base elíptica, ensaios de visualização da trajetória de partículas foram realizados em um modelo físico. A Figura 46 apresenta planos com partículas iluminadas a laser em três instantes distintos: com a coluna de bolhas à esquerda, no centro e à direita do eixo central da panela. Observa-se que, além de uma grande recirculação entre a coluna de bolhas e a parede, o escoamento apresenta pequenos turbilhões secundários nas regiões próximas à base, que aparecem e desaparecem em função da posição da coluna de bolhas. A Figura 46 mostra também planos de vetores da fase líquida resolvidos por meio do modelo RSM. Observa-se que existe uma boa concordância entre os padrões de recirculação obtidos numericamente e experimentalmente.

	Coluna de bolha à esquerda	Coluna de bolha no centro	Coluna de bolha à direita
Modelo experimental			
Modelo numérico (RSM)			

Figura 46 - Comparação entre os resultados numéricos obtidos com o modelo de turbulência RSM e o modelo físico.

Portanto, nota-se a partir dessa análise qualitativa, que para uma panela de base circular, o modelo $k-\varepsilon$ e o modelo RSM resolvem de forma semelhante os padrões de escoamento. Isso está de acordo com o descrito na Tabela 7 (página 28), onde Versteeg et al descrevem que o modelo RSM apresenta, em casos de jatos axi-simétricos, resultados similares ao modelo $k-\varepsilon$.

Por outro lado, para uma panela de base elíptica, essa similitude não ocorre. Para essa configuração, o modelo RSM mostra-se mais indicado para a solução do escoamento, uma vez que resolve efeitos transientes que não são captados pelo modelo $k-\varepsilon$.

O fenômeno de mistura em uma panela de aciaria está ligado diretamente às condições do escoamento. Por isso, uma análise qualitativa desse fenômeno, realizada a partir da reprodução de ensaios de corante, será apresentada a seguir

4.2.2 Análise qualitativa do fenômeno de mistura

Outra forma qualitativa de verificar os efeitos transientes e qual o modelo de turbulência resolve de maneira mais realística o escoamento em uma panela de base elíptica é através da reprodução de um ensaio de corante. A Figura 47 apresenta, em quatro instantes (2, 14, 26 e 38s), o corante sendo dissolvido no banho e uma comparação com os resultados obtidos numericamente.

Observa-se que, no segundo 14, o corante se dissolve à esquerda da coluna de bolhas. Pouco depois, uma pequena porção de traçador passa para o lado direito da panela pela parte superior do banho. No instante 26, uma “nuvem” se concentra mais na parte inferior. Finalmente, aos 38 segundos, a nuvem de corante é totalmente dissolvida.

Comparando os resultados numéricos com esse ensaio, nota-se que o modelo RSM é o que melhor representa esse fenômeno, principalmente nos instantes 14 e 26. Os mapas de concentração nesses tempos apresentam “nuvens” semelhantes às observadas experimentalmente, diferentemente do modelo $k-\varepsilon$ que, por não apresentar variações de escoamento ao longo do tempo, tende a dissolver o traçador apenas através das recirculações maiores.

Portanto, observa-se a partir dessa análise qualitativa do fenômeno de mistura, que, mais uma vez, o modelo RSM mostrou-se o mais indicado entre os modelos testados para a solução do escoamento em uma panela de base elíptica.

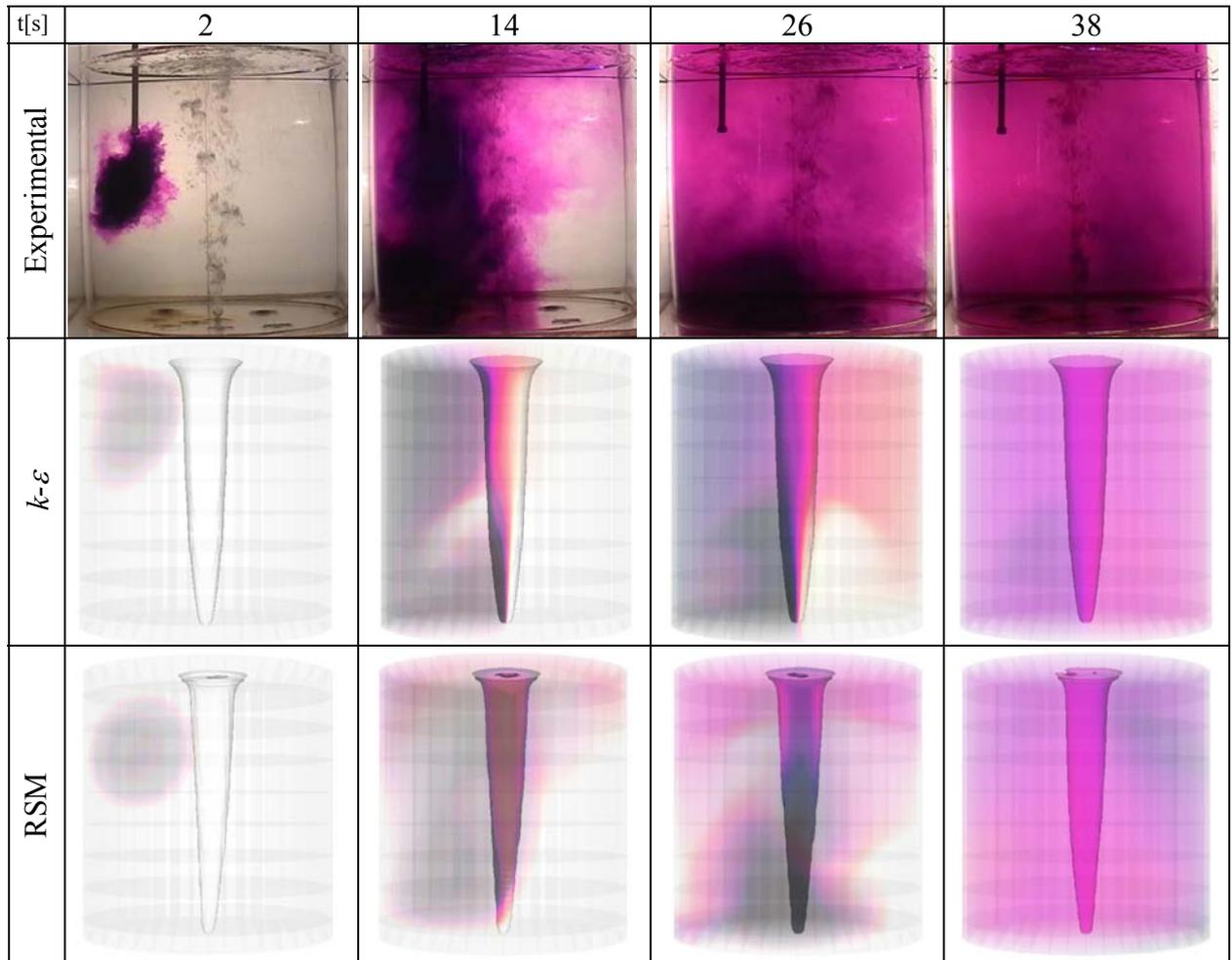


Figura 47 - Comparação entre os modelos numéricos resolvidos com $k-\varepsilon$ e RSM e um ensaio de corante com modelo físico.

4.2.3 Análise quantitativa do fenômeno de mistura

A Figura 48 apresenta um gráfico de tempo de mistura *versus* vazão de ar para a panela de base circular (configuração 1). Nesse gráfico, os resultados obtidos por meio dos modelos de turbulência $k-\varepsilon$ e RSM são comparados com dados obtidos experimentalmente por Mazumdar et al (1997) em quatro vazões de injeção de ar (36, 40, 50 e 63NI/min).

Barras verticais de desvio são apresentadas juntamente aos dados experimentais. Segundo Mazumdar et al (1997, p. 195), os valores de desvio padrão para esses dados são de aproximadamente $\pm 10\%$ dos valores médios medidos.

Observa-se que, para essa configuração de panela, os tempos de mistura calculados, tanto com o modelo $k-\varepsilon$, quanto o modelo RSM, apresentam boa concordância com os dados experimentais. Em ambos os casos testados, foram obtidos valores dentro da faixa dos 10%.

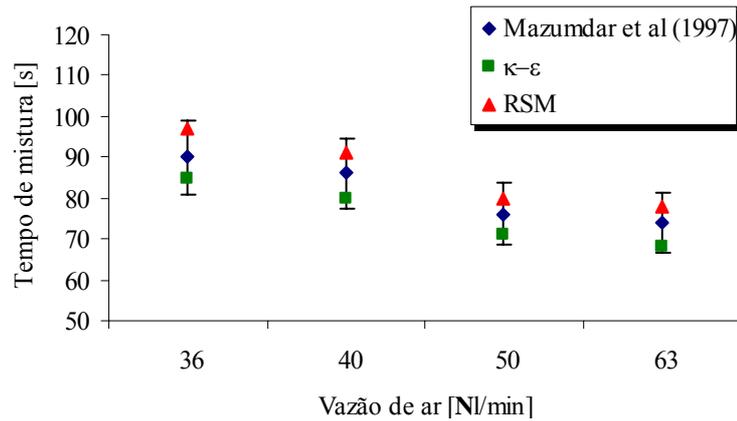


Figura 48 - Comparação entre os tempos de mistura obtidos numericamente e experimentalmente para a panela de base circular (configuração 1).

A Figura 49 apresenta os resultados numéricos e experimentais dos tempos de mistura *versus* vazão de ar para a panela de base elíptica (configuração 2). Nesse caso, os modelos de turbulência $k-\epsilon$ e RSM são comparados com dados obtidos experimentalmente por Morales et al (2006) por meio de dois sensores (superior e inferior) em três vazões de injeção de ar (7, 17 e 36 NI/min).

Da mesma forma que na Figura 48, barras verticais de desvio são colocadas para os resultados experimentais. Os valores absolutos desses desvios estão descritos na Tabela 4 da página 17.

Observa-se que, para ambos os sensores, o modelo RSM representa de forma mais fiel os dados experimentais. Para esse modelo, as diferenças em relação aos tempos de mistura obtidas via modelo físico são de no máximo 30 %. Por outro lado, o modelo $k-\epsilon$ apresenta valores de tempo de mistura bem acima dos experimentais, chegando a até 124% dos valores medidos (vazão de 17NI/min e sensor inferior).

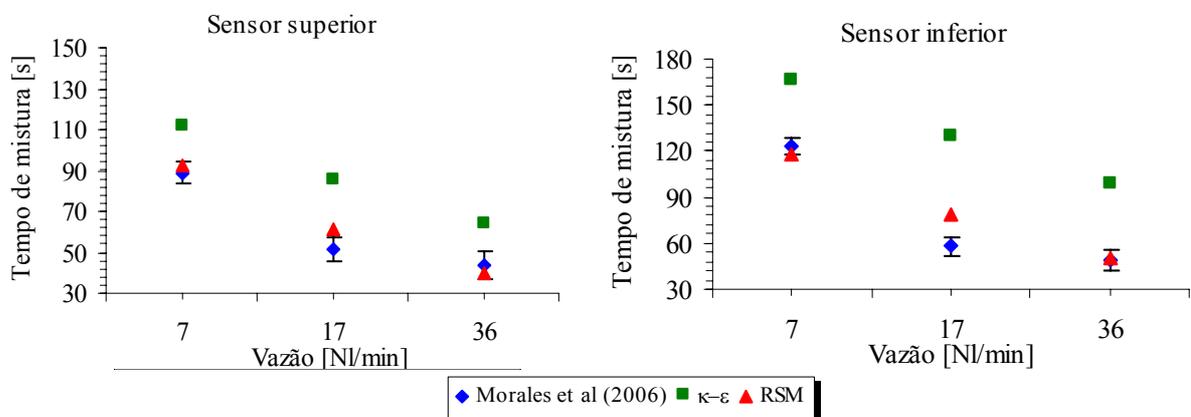


Figura 49 - Comparação entre os tempos de mistura obtidos numericamente e experimentalmente para a panela de base elíptica (configuração 2).

Uma das explicações para a diferença de resultados entre o modelo $k-\varepsilon$ e o RSM pode estar relacionada à assimetria existente na panela de base elíptica e o caráter transiente do escoamento resultante. Conforme descrito na Tabela 6 (página 27), o modelo $k-\varepsilon$ possui algumas desvantagens na solução de escoamentos confinados e com recirculações, pois a turbulência é resolvida de forma isotrópica.

Em virtude dos resultados apresentados nessa etapa, pode-se concluir que, para a solução do escoamento e do fenômeno de mistura em uma panela de base circular, o $k-\varepsilon$ é o modelo de turbulência mais indicado. Conforme descrito na Tabela 10 (página 37), o modelo RSM necessitou uma carga computacional 8 vezes maior e, tanto para o escoamento quanto para a mistura, obteve resultados semelhantes o modelo $k-\varepsilon$.

Por outro lado, conclui-se também que, para uma panela de base elíptica, o modelo RSM é o mais adequado. Os efeitos transientes do escoamento, que mostraram afetar nos tempos de mistura, foram calculados apenas através de um modelo que calcula a turbulência de forma anisotrópica.

4.3 ESTUDO DA MUDANÇA DO FORMATO DA BASE

A Figura 50 apresenta uma comparação entre os tempos de mistura calculados numericamente para as configurações 2 e 3 (panela de base elíptica e panela de base circular) em três vazões de ar (7, 17 e 36 NI/min).

Cabe salientar que as configurações testadas possuem a mesma altura de banho, com injeção de traçador na posição central e sensor de monitoramento igualmente posicionado com relação às paredes.

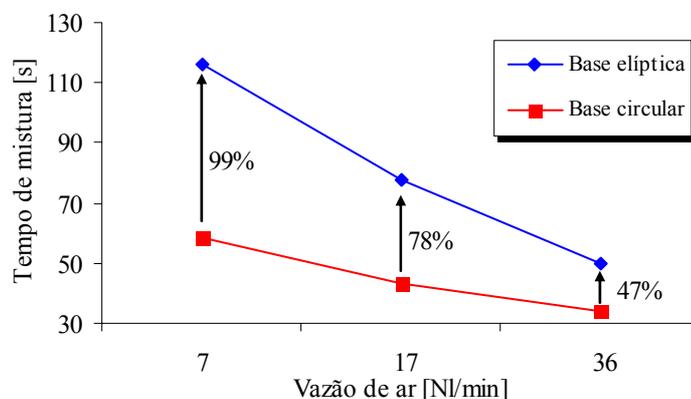


Figura 50 - Comparação entre os tempos de mistura obtidos numericamente para uma panela de base elíptica (configuração 2) e de base circular (configuração 3).

Observa-se através dos valores obtidos nesse caso que a mudança do formato da base do modelo físico, de circular para elíptica, acarretou em um acréscimo dos tempos de mistura. Nota-se também que, para a vazão de 36 NI/min, esse aumento foi de 47%, enquanto para a vazão de 7NI/min chegou a quase 100%.

Uma possível explicação para essas diferenças significativas dos tempos de homogeneização entre configurações de panela, pode estar associada aos padrões de escoamento desenvolvidos pela fase líquida. Como visto no capítulo 4.2.1, uma panela de base circular apresenta uma grande recirculação entre a coluna de bolhas e as paredes. Por outro lado, uma panela de base elíptica apresenta escoamentos com efeitos transientes e pequenas recirculações. Como não foram encontrados na literatura estudos comparativos desse tipo, acredita-se que melhores conclusões serão obtidas somente por meio de estudos mais específicos e aprofundados sobre o assunto.

Finalmente, conclui-se que com relação aos objetivos propostos para essa etapa final do trabalho, os mesmos também foram atingidos. A comparação entre as duas configurações de panela foi realizada através da aplicação da metodologia de modelagem numérica desenvolvida.

5 CONCLUSÕES

Conclui-se, com o presente trabalho, que o objetivo geral proposto, que foi o desenvolvimento de uma metodologia de modelagem numérica que represente o escoamento e o fenômeno de mistura em um modelo físico de panela de base elíptica, foi atingido.

Com relação aos objetivos específicos, conclui-se também:

Estudo dos coeficientes das forças de não-arrasto:

Os coeficientes das forças de não-arrasto influenciam no cálculo da distribuição de ar ao longo da altura do banho e podem ser ajustados de modo a reproduzir dados experimentais de fração volumétrica de ar ao longo da altura do banho. Para as configurações testadas, os coeficientes de sustentação variaram com a vazão de ar entre 0,05 e 0,3 e os coeficientes de dispersão turbulenta entre 0,1 e 0,9. Os coeficientes de massa virtual atingiram o valor constante de 0,05.

Estudo dos modelos de turbulência:

Para a solução do escoamento e do fenômeno de mistura em uma panela de base circular, o $k-\varepsilon$ é o modelo de turbulência mais indicado. Isso foi observado a partir de análises qualitativas do escoamento e quantitativas do fenômeno de mistura.

Por outro lado, para uma panela de base elíptica, o modelo RSM mostrou-se mais adequado para a solução do escoamento, uma vez que resolveu os efeitos transientes que não são captados pelo modelo $k-\varepsilon$. Com relação aos tempos de mistura, o modelo $k-\varepsilon$ apresentou diferença de até 124% dos valores experimentais, ao passo que o RSM apresentou um desvio de no máximo 30%.

Estudo da mudança do formato da base:

A comparação entre a panela com o formato de base circular e de base elíptica foi realizada através da aplicação da metodologia de modelagem numérica desenvolvida. Observou-se que os tempos de mistura de uma panela de base elíptica são maiores que uma de base circular e aumentam à medida que a vazão de ar diminui. Valores de tempos de mistura maiores que 47% foram atingidos.

6 SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS

Algumas sugestões de estudo são descritas a seguir com base na linha de pesquisa seguida nesse trabalho:

- Estudar de forma mais aprofundada os efeitos da mudança de formato da base da panela de circular para elíptico;
- Avaliar o comportamento térmico de uma panela de base elíptica em escala real;
- Avaliar numericamente o comportamento fluidodinâmico de possíveis inclusões presentes no aço;
- Avaliar numericamente o processo de remoção de gases como, por exemplo, hidrogênio e nitrogênio.

REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

Ansys Technology, CFX 5.7, **Solver Manual**, Harwell 2004.

ARAÚJO, L. A. **Manual de Siderurgia - Produção**. São Paulo: Editora Arte & Ciência, 1997, v.1. 470p. ISBN 85-86127-11-6.

CASTILLEJOS, A. H.; BRIMACOMBE, J. K. Measurement of physical characteristics of bubbles in gas-liquid plumes: Part I. An improved electroresistivity probe technique. **Metallurgical Transactions B**, v.18B, p.649-658, dez.1987.

CASTILLEJOS, A. H.; BRIMACOMBE, J. K. Physical characteristics of gas jets injected vertically upward into liquid metal. **Metallurgical Transactions B**, v.20B, p.595-601, out.1989.

CHIAPPAROLI, W.; SYLVESTRE, S.; BRANDALEZE, E.; DONAYO, R. Estudio en modelos hidraulicos de una cuchara de acero. In: XXXIV SEMINÁRIO DE FUSÃO, REFINO E SOLIDIFICAÇÃO DOS METAIS, Belo Horizonte, MG. maio. 2003, p.167-176.

CLIFT R., GRACE, J. R., WEBER, M. E. Bubbles, Drops and Particles. **Academic Press**, New York, U.S.A., 1978.

CROSS, M.; MARKATOS, N. C.; ALDHAM, C. Control '84: Proc. 1st. Int. Symp. on Automatic Control in Minerals Processing and Process Metallurgy, J. A. Herbst, ed., AIME-SME, New York, NY, 1984, p.291-297.

DAVIDSON, M. R. **Appl. Math. Model**, v.14, p.67-76, 1990.

DEBROY, T.; MAJUMDAR, A. K.; SPALDING, D. B. Numerical Prediction of Recirculating Flows with Free Convection Encountered in Gas-Stirred Reactors, **Applied Mathematical Modelling**, vol. 2, p.146-150, 1978.

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

DREW, D. A.; LAHEY, R. T. J. The virtual mass and lift force on a sphere in rotating and straining inviscid flow. **Int. J. Multiphase Flow**, v.13, n.1, p.113-121, 1987.

FAN, C. M.; HWANG, W. S. Study of optimal Ca-Si injection position in gas stirred ladle based on water model experiment and flow simulation. **Ironmaking and Steelmaking**, v.29, n.6, p.415-426, 2002.

GLOVER, G. M. C.; GENERALIS, S. C. The modeling of buoyancy driven flow in bubble columns. **Chemical Engineering and Processing**, v.43, p.101-115, 2004.

GOLDSCHMIT, M. B.; OWEN, A. H. C. Numerical modeling of gas stirred ladles. **Ironmaking and Steelmaking**, v.28, n.4, p.337-341, 2001.

HAN, J. W.; HEO, S. H.; KAM, D. H.; YOU, B. D.; PAK, J. J.; SONG, H. S. Transient fluid flow phenomena in a gas stirred liquid bath with top oil layer – approach by numerical simulation and water model experiments. **ISIJ International**, vol.41, n.10, p.1165-1173, 2001.

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

HUA, J.; WANG, C. H. Numerical simulation of bubble-driven liquid flows. **Chemical Engineering Science**, n.55, p.4159-4173, 2000.

ILEGBUSI, O. J.; SZEKELY, J. The modeling of gas-bubble driven circulations systems. **ISIJ International**, v.30, n.9, p.731-739, 1990.

JAUHAINEN, A.; JONSSON, L.; SHENG, D. Y. Modeling of alloy mixing into steel – the influence of porous plug placement in the ladle bottom of the mixing of alloys into steel in a gas-stirred ladle. A comparison made by numerical simulation. **Scandinavian Journal of Metallurgy**, n.30, p.242-253, 2001.

JOHANSEN, S. T.; BOYSAN, F. Fluid dynamics in bubble stirred ladles: part II. Mathematical modeling. **Metallurgical Transactions B**, v.19B, p.755-764, out.1988

JÖNSSON, P.; JONSSON, L. A model of gas-stirred ladle. **Scandinavian Journal of Metallurgy**, v.24, p.194-206, 1995.

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

MANDAL, J.; PATIL S.; MADAN, M.; MAZUMDAR D. Mixing time and correlation for ladles stirred with dual porous plugs. **Metallurgical and materials translations B**, v.36B, p. 479-487, 2005.

MADAN, M.; SATISH, D.; MAZUMDAR, D. Modeling of mixing in ladles fitted with dual plugs. **ISIJ International**, v.45, n.5, p.677-685, 2005.

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

MAZUMDAR, D.; DAS, S.; BAJPAYEE, S. A comparative study of mixing phenomena in gas stirred ladle systems. **ISIJ International**, v.37, n.2, p.194-196, 1997.

MAZUMDAR, D.; GUTHRIE, R. I. L. A comparison of three mathematical modeling procedures for simulating fluid flow phenomena in bubble-stirred ladles. **Metallurgical and Materials Transactions B**, v.25B, p.308-312, abr.1994.

MAZUMDAR, D.; GUTHRIE, R. I. L. Hydrodynamic modeling of some gas injection procedures in ladle metallurgy operations. **Metallurgical Transactions B**, v.16B, p.83-89, mar.1995.

MAZUMDAR, D.; GUTHRIE, R. I. L. The physical and mathematical modelling of gas stirred ladle systems. **ISIJ International**, v.35, n.1, p.1-20, 1995.

MÉNDEZ, C. G.; NIGRO, N.; CARDONA, A. Drag and non-drag force influences in numerical simulations of metallurgical ladles. **Journal of Materials Processing Technology**, n.160, p.296-305, 2005.

MIETZ, J.; OETERS, F. Model experiments on mixing phenomena in gas-stirred melts. **Steel Research**, v.59, n.2, p.52-59, 1988

MORALES, J. A. P.; FRANÇOIS, M. G.; RIBEIRO, J. L. D.; VILELA, A. C. F. Variation on the geometric profile of a steelmaking ladle and its effect on the mixing. Aceito para publicação em **Steel Grips**, 2006.

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

SAHAI, Y.; GUTHRIE, R. I. L. Hydrodynamics of gas stirred melts: part II. Axisymmetric flows. **Metallurgical transactions B**, v.13B, p.203-211, Jun.1982.

SALCUDEAN, M.; LAI, K. Y. M.; GUTHRIE, R. I. L. **Can. J. Chem. Eng**, n.63, 1984. p.51.

SCHLICHTING, H.; GERSTEN, K. **Boundary-Layer Theory**. 8th Revised and Enlarged Edition, 1999, 799p., ISBN 3-540-66270-7.

SCHWARTZ, M. P.; WRIGHT, J. K.; BALDOCK, B. R. Proc. Symp. on Mathematical Modeling of Materials Processing Operations, **Metall. Soc.**, Palm Springs, CA, 565-579

SHENG, Y. Y.; IRONS, G. A. A combined laser Doppler anemometry and electrical probe diagnostic for bubbly two-phase flow. **Int. J. Multiphase Flows**, n.17, p.585, 1991.

SHENG, Y. Y.; IRONS, G. A. Measurement and modeling of turbulence in the gas/liquid two-phase zone during gas injection. **Metallurgical transactions B**, v.24B, p.695-705, ago.1993.

SICORSKI, R. S.; DAOUD, I. L. A.; NADALON, J. E.; MORALES, J. A. P.; TRINDADE, L. B.; VILELA, A. C. F. Análise numérica dos fenômenos transientes de escoamento e mistura em uma panela siderúrgica de seção elíptica. In: 15th IAS STEELMAKING CONFERENCE, 2005, San Nicolas, Argentina, p.220-228.

SICORSKI, R. S.; DAOUD, I. L. A.; MORALES, J. A. P.; TRINDADE, L. B.; VILELA, A. C. F. Estudo da influência e do número de plugs de injeção de gás em uma panela siderúrgica através da ferramenta de CFD. In: XXXVI SEMINÁRIO DE FUSÃO, REFINO E SOLIDIFICAÇÃO DE METAIS, maio 2005, Vitória, Espírito Santo, 11p.

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

SZEKELY, J.; EVANS, J. W.; BRIMACOMBE, J. K. **The mathematical and physical modeling of primary metals processing operations**. A Wiley-Interscience publication, 1987, 261p. ISBN 0-471-83720-2.

TACKE, K. -H.; SCHUBERT, H. -G.; SCHWERDTFEGER, K. Characteristics of round vertical gas bubble jets. **Metallurgical Transactions B**, v.18B, p.263-274, 1985.

TURKOGLU, H.; FAROUK, B. Mixing time and liquid circulation rate in steelmaking ladles with vertical gas injection. **ISIJ International**, v.31, n.12, p.1371-1380, 1991.

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

WARZECHA, M.; JOWSA, J.; GARNCAREK, S.; MERDER, T. Numerical modeling of fluid flow into a ladle during bottom gas injection. **Iron & Steel Technology**, p.87-91, nov. 2004.

WOO, J. S.; SZEKELY, J.; CASTILLEJOS, A.H; BRIMACOMBE, J. K. A study on the mathematical modeling of turbulent recirculating flow in gas-stirred ladles. **Metallurgical Transactions B**, v.21B, p.269-277, abr.1990.

XIA, J. L.; AHOKAINEN, T.; HOLAPPA, L. Analysis of flows in a ladle with gas-stirred melt. **Scandinavian Journal of Metallurgy**, v.30, p.69-76, 2001.

XIE, Y.; OETERS, F. Measurements of bubble plume behaviour and flow velocity in gas stirred liquid Wood's metal with an eccentric nozzle position. **Steel Research**, v.65, n.8, p.315-319, 1994.

XIE, Y.; ORSTEN, S.; OETERS, F. Behaviour of bubbles at gas blowing into liquid wood's metal. **ISIJ International**, v.32, n.1, p.66-75, 1992.

ZHANG, L.; TANIGUCHI, S.; CAI, K; QU, Y. Fluid flow behaviour of liquid in cylindrical vessels stirred by one or two air jets. **Steel Research**, v.71, n.9, p.325-332, 2000.

ZHU, M. Y.; INOMOTO, T.; SAWADA, I.; HSIAO, T. C. Fluid flow and mixing phenomena in the ladle stirred by argon through multi-tuyere. **ISIJ International**, v.35, n.5, p.472-479, 1995.

ZHU, M. Y.; SAWADA, I.; YAMASAKI, N.; HSIAO, T. C. Numerical simulation of three-dimensional fluid flow and mixing process in gas-stirred ladles. **ISIJ International**, v.36, n.5, p. 503-511, 1996.

APÊNDICE A

Descrição do ensaio de visualização da trajetória de partículas

A Figura 51 apresenta o arranjo experimental montado para esse ensaio. Observa-se que a partir de um feixe de luz coerente (laser contínuo) é criado um plano, onde partículas traçadoras são iluminadas. Esse plano corta a panela verticalmente, passando pela coluna de bolhas. A gravação das imagens é feita através de uma câmera de vídeo digital, posicionada ortogonalmente ao plano. A distância da câmera ao modelo físico é de 1,5m.

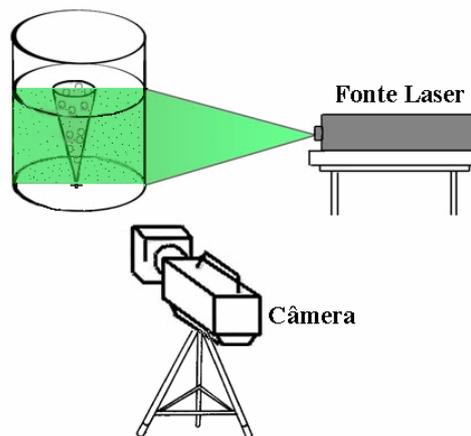


Figura 51 - Arranjo experimental montado para o ensaio de visualização da trajetória de partículas.

A fonte de laser utilizada é de íons de argônio e possui uma potência de 5W. O plano criado por essa fonte possui aproximadamente 5mm de espessura e é ajustado através de uma lente cilíndrica e uma lente esférica, conectadas a fonte de laser por meio de uma fibra óptica.

Com relação às partículas traçadoras, é utilizado o copolímero de estireno-butadieno (S6H). Esse polímero possui uma massa específica próxima a da água ($1,04 \text{ g/cm}^3$) e é adicionado ao banho de forma que sua distribuição ocorra uniformemente por todo o volume do escoamento.

Após isso, ajustou-se a câmera de vídeo para a taxa de obturação de $1/8$. O padrão de filmagem normal é de $1/30$. Optou-se por aumentar essa taxa de modo que a lente ficasse mais tempo exposta e com isso os efeitos das trajetórias das partículas pudessem ser visualizados.

Por fim, foi realizada a filmagem e, mais tarde, a captura seqüencial das imagens por meio de uma placa digitalizadora. O resultado desse ensaio é apresentado na Figura 46 da página 51.

APÊNDICE B

Descrição do ensaio de corante

O corante utilizado para visualizar a movimentação do fluido no interior da panela é o permanganato de potássio (KMnO_4). Nesse ensaio, a injeção do traçador é realizada através de um sistema composto por uma válvula solenóide posicionada na parte superior do modelo físico (Figura 52). Os tempos de injeção variam de 2 a 3 segundos, sendo que o volume injetado é aproximadamente 10ml de solução a 0,1 g/l de KMnO_4 .

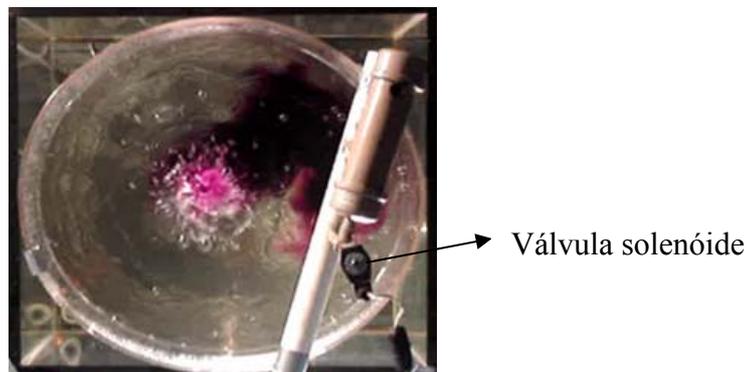


Figura 52 - Detalhe da válvula solenóide utilizada na injeção de corante.

A movimentação do corante dentro do modelo é acompanhada através de filmagens feitas com uma câmera de vídeo digital. O ângulo de filmagem e a posição de injeção do traçador são apresentados na Figura 53. O resultado desse ensaio é apresentado na Figura 47 da página 53.

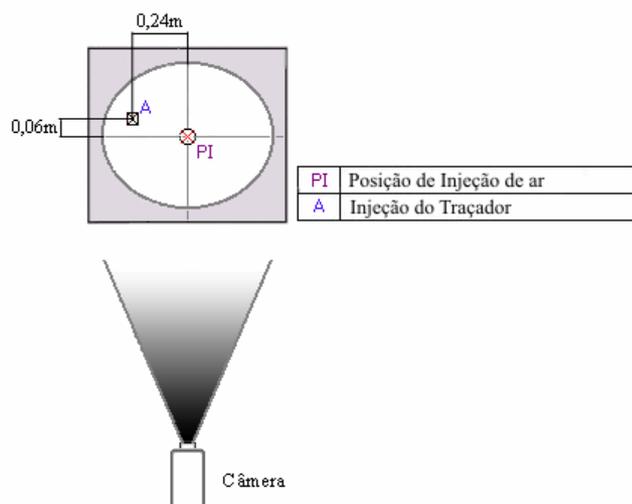


Figura 53 - Ângulo de filmagem e posição de injeção do traçador.

APÊNDICE C

Teste de independência de malha

A fim de exemplificar o procedimento de teste de independência de malha, a Figura 54 apresenta o gráfico (tempo de mistura *versus* número de nós) para um dos estudos realizados. Quatro casos, com número de nós variando de 22700 a 97700, foram resolvidos.

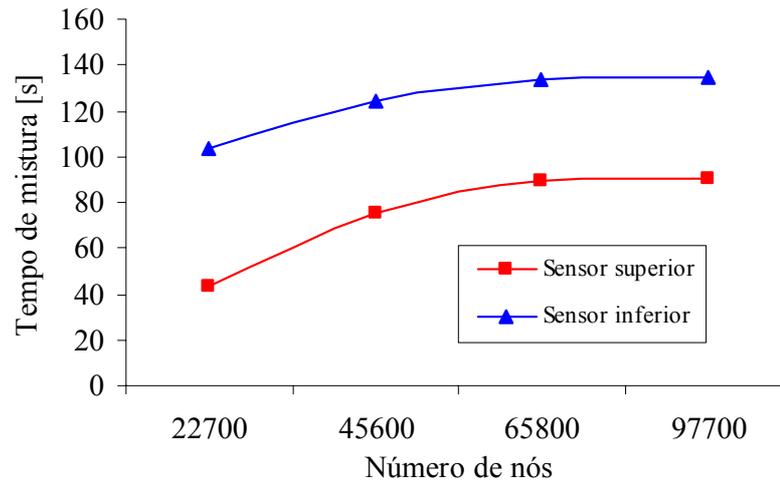


Figura 54 - Exemplo de teste de independência de malha para o caso tridimensional.

Observa-se que, a partir de 65800 nós, o resultado de tempo de mistura tanto para o sensor superior, quanto para o inferior, não varia significativamente. Portanto, conclui-se que um acréscimo de malha apenas irá aumentar a carga computacional necessária para a solução.