**UNIVERSIDADE DE SÃO PAULO
ESCOLA POLITÉCNICA**

FABIANO HIKOJI JORGE IMADA

**ESTUDO DA ESTRUTURA MULTIDIMENSIONAL DE
ESCOAMENTOS MULTIFÁSICOS EM DISPOSITIVOS DE
MEDIÇÃO DE PRESSÃO DIFERENCIAL**

São Paulo

2014

FABIANO HIKOJI JORGE IMADA

**ESTUDO DA ESTRUTURA MULTIDIMENSIONAL DE
ESCOAMENTOS MULTIFÁSICOS EM DISPOSITIVOS DE
MEDIÇÃO DE PRESSÃO DIFERENCIAL**

Dissertação apresentada à Escola Politécnica
da Universidade de São Paulo para obtenção
do título de Mestre em Ciências

Área de Concentração: Eng. Mecânica
de Energia e Fluidos

Orientador: Prof. Dr. Jorge Luis Baliño

São Paulo

2014

Este exemplar foi revisado e corrigido em relação à versão original, sob responsabilidade única do autor e com a anuência de seu orientador.

São Paulo, de julho de 2014.

Assinatura do autor _____

Assinatura do orientador _____

Catálogo-na-publicação

Imada, Fabiano Hikoji Jorge

**Estudo da estrutura multidimensional de escoamentos multifásicos em dispositivos de medição de pressão diferencial / F.H. J. Imada. -- versão corr. -- São Paulo, 2014.
149 p.**

Dissertação (Mestrado) - Escola Politécnica da Universidade de São Paulo. Departamento de Engenharia Mecânica.

**1.Escoamento multifásico (Medição) 2.Geometria (Modelagem computacional) 3.Mecânica dos fluidos computacional
I.Universidade de São Paulo. Escola Politécnica. Departamento de Engenharia Mecânica II.t.**

Em memória de meus avós
Terezinha, Felício e Yasué
e de meu primo Pedro.

A meus pais Nara e
Paulo.

AGRADECIMENTOS

Ao Prof. Dr. Jorge Luis Baliño pela liberdade na condução da pesquisa, orientação objetiva e aconselhamento constante.

Aos amigos, professores e funcionários do Núcleo de Dinâmica e Fluidos pelo convívio agradável e descontraído; ao Prof. Dr. Fábio Saltara pelo aconselhamento técnico; à Lúcia e ao Victor por todo o auxílio prestado.

À Escola Politécnica da Universidade de São Paulo que, através de seu corpo de professores, contribuiu para o desenvolvimento do trabalho e para o conhecimento compartilhado ao longo destes anos.

À Agência Nacional do Petróleo, Gás Natural e Biocombustíveis (ANP), à PETROBRAS e à comissão gestora do PRH19 pelo suporte financeiro; aos professores Hernani Brinati, Jairson de Lima e Marcelo Ramos Martins e à Ester Siroky por toda a ajuda; ao engenheiro Sthener Campos pelas discussões técnicas e fornecimento de dados experimentais.

Enfim, a todos os amigos e familiares, agradeço pelo apoio e incentivo.

“... rio abaixo, rio a fora, rio a dentro - o rio.”

A terceira margem do rio

João Guimarães Rosa

RESUMO

A medição de vazão de escoamentos multifásicos é uma necessidade constante em diversas atividades industriais como exploração de óleo e gás, controle de linhas de transporte de vapor e monitoramento de sistemas de resfriamento de usinas nucleares. Dentre os meios disponíveis para a realização da medição de vazão mássica, os dispositivos de medição de pressão diferencial constituem um dos métodos mais simples, sendo sua construção, aplicação e operação em escoamentos monofásicos bem conhecidas e definidas por normas técnicas. No entanto, sua aplicação tem sido estendida a escoamentos multifásicos, geralmente estando aliada a uma técnica adicional de medição de fração de vazio ou fração volumétrica das fases.

Este trabalho descreve o estudo numérico de escoamentos multifásicos através de medidores de vazão baseados em pressão diferencial como placas de orifício e bocais de vazão de raio longo. Para tal, primeiramente foram conduzidas simulações de escoamentos monofásicos através de placas de orifício e bocais de vazão de raio longo na faixa de número de Reynolds 15.000 – 500.000. Os resultados de coeficiente de descarga obtidos foram quantitativamente comparados com os valores preditos por norma ISO, apresentando desvio máximo de aproximadamente 4,9% para as placas e de 1,0% para os bocais.

Em uma segunda etapa, escoamentos do tipo gás úmido (*wet gas*) através de placas de orifício foram simulados através de três abordagens diferentes. Os resultados de vazão mássica total obtidos foram comparados com dados experimentais fornecidos pela PETROBRAS. As abordagens que consideram o escorregamento entre as fases apresentaram previsões mais próximas dos experimentos, com desvio relativo médio de 3,9%, enquanto a modelagem homogênea apresentou um desvio médio de 6,6%. Nestes estudos, foram também avaliadas as estruturas desenvolvidas no escoamento através de visualizações da distribuição de fases.

São também apresentadas duas sugestões para complementação da caracterização de um escoamento multifásico: (1) a introdução da informação de fração de vazio na formulação apresentada por Paz (2011) e (2) a análise estatística do sinal de pressão diferencial em placas de orifício. Com relação ao primeiro item, comparações quantitativas com dados experimentais sugeriram que a alternativa apresentada é viável para operações

de monitoramento da produção. Já o último estudo mostrou qualitativamente a influência da quantidade de líquido na flutuação da pressão diferencial.

Palavras-chave: *Escoamento multifásico. Medição de vazão. Placa de orifício. Bocal de vazão. Método de Volumes Finitos. Dinâmica dos Fluidos Computacional.*

ABSTRACT

The flowrate measurement of multiphase flows is a constant need at many industrial activities such as oil and gas exploration, steam transport lines control and monitoring of nuclear plants cooling systems. Within the available means for performing flowrate measurement, the differential pressure devices constitute one of the simplest methods, with their construction, application and operation in single phase flows being well known and defined by technical standards. However, their application has been extended to multiphase flows, usually being allied to a void fraction or phase volume fraction measurement technique.

This work describes a numerical study of multiphase flows through differential pressure-based flowrate meters such as orifice plates and long radius nozzles. Firstly simulations of single phase flows through orifice plates and long radius nozzles were conducted in the Reynolds number range 15.000 – 500.000. The obtained results of discharge coefficients were quantitatively compared to ISO Standard predicted values, showing a maximum deviation of approximately 4,9% for the orifice plates and of 1,0% for the nozzles.

In a second stage, wet gas flows through orifice plates were simulated by means of three approaches. The calculated results of total mass flowrate were compared to experimental data provided by PETROBRAS. The approaches that considered the slip between phases provided the closest results to the experiments, with a mean relative error of 3,9%, while the homogeneous modeling presented an error of 6,6%. In these studies, the structures developed within the domain were also evaluated through the visualization of the phases distribution.

Two suggestions for complementing the characterization of a multiphase flow are presented: (1) the introduction of void fraction information into the formulation presented by Paz (2011) and (2) the statistical analysis of the orifice plate pressure drop signal. Regarding the first item, quantitative comparison with experimental data suggested that the presented alternative is viable for production monitoring operations. The last study qualitatively revealed the influence of the liquid loading in the pressure drop fluctuation.

Keywords: *Multiphase flow. Flow measurement. Orifice plate. Long radius*

nozzle. Finite Volume Method. Computational Fluid Dynamics.

LISTA DE FIGURAS

Figura - 1.1 Classificação dos escoamentos do tipo gás-líquido - reproduzido de Yeoh e Tu (2010).	32
Figura - 1.2 Gráfico de Baker mostrando os padrões horizontais de escoamento bifásico e suas fronteiras - reproduzido de Schepper, Heynderickx e Marin (2008).	43
Figura - 2.1 Elemento de fluido infinitesimal - reproduzido de Versteeg e Malalasekera (1995).	58
Figura - 2.2 Definição das variáveis próximas à interface - adaptado de Yeoh e Tu (2010).	59
Figura - 2.3 Comportamento da fase dispersa com relação ao número de Stokes.	72
Figura - 3.1 Volumes de controle uni-dimensionais.	84
Figura - 3.2 Distribuição oscilante de pressões em malha uniforme - reproduzido de Versteeg e Malalasekera (1995).	86
Figura - 3.3 Exemplo de <i>staggered grid</i> com posicionamento das variáveis de velocidade e pressão - reproduzido de Versteeg e Malalasekera (1995).	88
Figura - 3.4 Lei de parede - adaptado de Tennekes e Lumley (1972).	91
Figura - 3.5 Resolução da malha com (a) $y_+ \approx 30$ e (b) $y_+ \approx 1$.	93
Figura - 4.1 Detalhes construtivos de placa de orifício e de bocal de vazão - adaptado de ISO 5167:2003 (ISO, 2003).	97
Figura - 4.2 Corte longitudinal de porção do domínio computacional, mostrando os detalhes das malhas com elementos poliédricos: (a) placa de orifício e (b) bocal de vazão - $\beta = 0,50$.	98
Figura - 4.3 Perfis completamente desenvolvidos obtidos na simulação da tubulação reta - $Re_D = 15.000$: (a) velocidade local; (b) energia cinética turbulenta; (c) taxa de dissipação de energia cinética turbulenta.	99
Figura - 4.4 Comparação entre as distribuições de (a) velocidades e (b) pressões	

adimensionais ao longo da placa de orifício obtidos via CFD e dados experimentais de Morrison et al. (1993).	102
Figura - 4.5 Linhas de corrente através da placa de orifício mostrando: (a) o fenômeno de <i>vena contracta</i> e (b) as regiões de recirculação - seção longitudinal do tubo.	103
Figura - 4.6 Coeficiente de descarga de placas de orifício e bocais de vazão - Comparação entre simulações e norma ISO 1567 (ISO, 2003).	104
Figura - 4.7 Pontos de operação sob estudo localizados no mapa de regimes de Taitel e Dukler - adaptado de Taitel e Dukler (1976).	109
Figura - 4.8 Distribuições da fração volumétrica de gás dos casos multifásicos: (a) escoamento disperso e (b) escoamento não-uniforme; (c) detalhe da região com maior concentração de líquido - seção transversal do tubo.	111
Figura - 4.9 Curvas de vazão mássica por pressão diferencial obtidas via CFD.	113
Figura - 4.10 Comparação entre os resultados de vazão mássica total obtidos via CFD e os dados experimentais.	114
Figura - 4.11 Distribuição da fração volumétrica de gás na região da placa: (a) escoamento disperso e (b) escoamento não-uniforme - seção longitudinal vertical do tubo.	116
Figura - 4.12 Comparação dos perfis de velocidades ao longo da posição radial adimensionalizada: (a) a 20 mm a montante da placa; (b) no orifício da placa; e (c) a 50 mm a jusante da placa.	117
Figura - 4.13 Comparação entre a evolução do escorregamento dos escoamentos disperso e não-uniforme através da placa de orifício - Caso 01.	118
Figura - 4.14 Comparação entre as velocidades médias das fases gasosa e líquida para: (a) escoamento disperso e (b) escoamento não-uniforme - Caso 01.	119
Figura - 4.15 Comparação entre os escorregamentos médio e local através da placa de orifício - Escoamento disperso do Caso 01.	119
Figura - 4.16 Evolução da fração de vazio a montante do medidor - Comparação entre os escoamentos disperso e não-uniforme - Caso 01.	123
Figura - 4.17 Pontos de operação localizados no mapa de regimes de Taitel e Dukler - adaptado de Taitel e Dukler (1976).	124
Figura - 4.18 Influência das forças de interação no gradiente de pressão adimensionalizada ao longo do medidor - Caso mf-02.	125

Figura - 4.19 Trechos dos históricos de pressão diferencial subtraída a queda de pressão média no intervalo de tempo analisado.	127
Figura - 4.20 Distribuição da fração volumétrica de gás e linhas de corrente em diferentes instantes de tempo: (a) $t = 7,0\text{ s}$; (b) $t = 7,1\text{ s}$; e (c) $t = 7,2\text{ s}$	128
Figura - 4.21 Frequências dominantes obtidas via análise FFT dos históricos de pressão diferencial.	129
Figura - B.1 Mapa generalizado de Taitel e Dukler - extraído de Taitel e Dukler (1976).	147

LISTA DE TABELAS

Tabela 4.1	Incerteza da discretização de malha.	104
Tabela 4.2	Pontos de operação simulados.	107
Tabela 4.3	Propriedades e condições de contorno relativas aos escoamentos homogêneos analisados.	108
Tabela 4.4	Propriedades e condições de contorno relativas aos escoamentos multifásicos analisados.	108
Tabela 4.5	Comparação entre os resultados de escorregamento médio obtidos via CFD e correlação de Chisholm.	120
Tabela 4.6	Propriedades e condições de operação analisados.	124
Tabela 4.7	Propriedades e condições de contorno relativas ao escoamento monofásico.	125
Tabela 4.8	Comparação entre os resultados de <i>over-reading</i> obtidos via CFD e dados experimentais.	127
Tabela 4.9	Comparação entre os resultados de desvio padrão da diferença de pressão sobre a diferença de pressão média obtidos via CFD e dados experimentais.	127
Tabela A.1	Características das malhas.	145
Tabela A.2	Valores obtidos nas simulações.	145
Tabela A.3	Valores obtidos para verificação da convergência.	145

LISTA DE SÍMBOLOS

c	Fração mássica, [-]
d	Diâmetro do orifício do dispositivo de medição, [m]
d_{disp}	Diâmetro característico da fase dispersa, [mm]
f	Frequência, [Hz]
f_{drag}	Função de arrasto, [-]
k	Energia cinética turbulenta, [m ² /s ²]
$\tilde{l}$	Dimensão espacial característica da turbulência, [m]
$\dot{m}$	Vazão mássica, [kg/s]
q	Fase q presente no escoamento multifásico, [-]
r/R	Posição radial, [-]
t	Tempo, [s]
$\tilde{t}$	Tempo característico da turbulência, [s]
u_*	Velocidade de atrito, [m/s]
u_+	Velocidade adimensionalizada pela velocidade de atrito, [-]
x	Título mássico, [-]
x/D	Posição axial, [-]
y_+	Distância adimensional à parede, [-]
A	Área, [m ²]
B^m	Produção de energia cinética turbulenta devido ao efeito da gravidade, [kg/m.s ³]

BSW Razão entre vazão volumétrica de água e de líquido total, [%]

C_ϵ Constantes do modelo de turbulência, [-]

C_μ Constante empírica do modelo de turbulência, [-]

C_D Coeficiente de descarga, [-]

D Diâmetro interno da tubulação, [m]

F Parâmetro do mapa de regimes de Taitel & Dukler, [-]

G Fluxo mássico da fase gasosa, [kg/m².s]

G^m Produção de energia cinética turbulenta, [kg/m.s³]

GOR Razão gás-óleo, [-]

I Intensidade turbulenta, [-]

K Parâmetro do mapa de regimes de Taitel & Dukler, [-]

L Fluxo mássico da fase líquida, [kg/m².s]

OR *Over-reading*, [-]

P Pressão estática, [Pa]

P^* Pressão adimensional, [-]

P_1 Pressão estática na tomada a montante do dispositivo, [Pa]

P_2 Pressão estática na tomada a jusante do dispositivo, [Pa]

R Raio da tubulação, [m]

Re Número de Reynolds, [-]

Re_D Número de Reynolds baseado no diâmetro da tubulação, [-]

S Escorregamento médio, [-]

S_C Escorregamento previsto pela correlação de Chisholm (1977), [-]

S_ϕ Termo-fonte da propriedade genérica ϕ

S_{LC} Escorregamento local na linha de centro da tubulação, [-]

S_p Coeficiente de interpolação do termo-fonte, [-]

S_u Coeficiente de interpolação do termo-fonte, [-]

St Número de Stokes, [-]

T Parâmetro do mapa de regimes de Taitel & Dukler, [-]

U_s Velocidade superficial, [m/s]

$\tilde{U}$ Velocidade característica da turbulência, [m/s]

V Volume, [m³]

X Parâmetro do mapa de regimes de Taitel & Dukler, [-]

α Fração volumétrica, [-]

$\bar{\alpha}$ Fração de vazio, [-]

β Razão entre o diâmetro do orifício do dispositivo e o diâmetro da tubulação, [-]

χ Função indicadora de fase, [-]

χ_{LM} Fator de Lockhart-Martinelli, [-]

δ_s Função Delta de Dirac, [-]

ϵ Taxa de dissipação de energia cinética turbulenta, [m²/s³]

κ Curvatura média da interface, [m⁻¹]

λ Parâmetro adimensional do gráfico de Baker, [-]

μ Viscosidade dinâmica, [Pa.s]

μ_g Viscosidade dinâmica da fase gasosa, [Pa.s]

μ_l Viscosidade dinâmica da fase líquida, [Pa.s]

μ_m Viscosidade dinâmica da mistura, [Pa.s]

μ_T Viscosidade turbulenta, [Pa.s]

ν Viscosidade cinemática, [m²/s]

ω Taxa de dissipação específica de energia cinética turbulenta, [s⁻¹]

ϕ Variável genérica, [-]

ψ Parâmetro adimensional do gráfico de Baker, [-]

ρ Massa específica, [kg/m³]

ρ_g Massa específica da fase gasosa, [kg/m³]

ρ_l Massa específica da fase líquida, [kg/m³]

ρ_m Massa específica da mistura, [kg/m³]

σ Coeficiente de tensão superficial, [N/m]

$\sigma_{\Delta P}$ Desvio padrão do sinal de queda de pressão, [Pa]

τ Escala de tempo para aplicação de média temporal, [s]

τ_{disp} Tempo de resposta da partícula, [s]

τ_s Tempo de resposta do sistema, [s]

τ_w Tensão de cisalhamento na parede, [Pa]

θ Temperatura, [°C]

φ Variável genérica, [-]

ϑ Variável genérica, [-]

ζ Constantes do modelo de turbulência, [-]

Γ Fonte interfacial de massa da fase q , [kg/m³.s]

Ω Fonte interfacial de quantidade de movimento, [N/m³]

Ψ Coeficiente difusivo, [-]

$\vec{a}$ Vetor aceleração, [m/s²]

$\vec{g}$ Aceleração da gravidade, [m/s²]

$\vec{n}$ Vetor normal, [m⁻¹]

$\vec{r}$ Vetor posição, [-]

$\vec{s}$ Vetor genérico, [-]

$\vec{F}^{body}$ Vetor de forças de corpo, [N/m³]

$\vec{F}_\sigma$ Resultante de forças devido à tensão superficial, [N/m³]

$\vec{F}_D^{drag}$ Vetor de forças relacionadas ao arrasto, [N/m³]

$\vec{F}_D^{non-drag}$ Vetor de forças de interação não-relacionadas ao arrasto, [N/m³]

$\vec{U}$ Vetor velocidade, [m/s]

$\vec{U}_m$ Vetor velocidade da mistura, [m/s]

$\vec{U}_{dif}$ Vetor velocidade de difusão, [m/s]

$\vec{U}_{rel}$ Vetor velocidade relativa, [m/s]

$\underline{I}$ Tensor identidade, [-]

$\underline{\tau}$ Tensor das tensões, [Pa]

$\underline{\tau}'$ Tensor de Reynolds, [Pa]

Δt Intervalo de tempo, [s]

ΔP Queda de pressão no medidor, [Pa]

$\overline{\Delta P}$ Queda de pressão média no medidor, [Pa]

ΔP_{mf} Queda de pressão no medidor observada no escoamento multifásico, [Pa]

ΔP_{sf} Queda de pressão no medidor observada no escoamento monofásico, [Pa]

LISTA DE SIGLAS

AMG Algebraic Multigrid

CFD Dinâmica dos Fluidos Computacional

CICSAM Compressive Interface Capturing Scheme for Arbitrary Meshes

CSF Continuum Surface Force

DNS Simulação Numérica Direta

ERT Tomografia por Resistência Elétrica

FFT Transformada Rápida de Fourier

GCI Grid Convergence Index

LES Large Eddy Simulation

MUSIG Multiple Size Group

NVD Normalized Variable Diagram

PISO Pressure Implicit with Splitting of Operators

PLIC Piecewise Linear Interface Construction

PRESTO! Pressure Staggering Option

QUICK Quadratic Upwind Interpolation for Convective Kinematics

RANS Reynolds-Averaged Navier-Stokes

RNG Renormalization Group

RSM Reynolds Stress Model

SC Superfície de controle

SIMPLE Semi-Implicit Method for Pressure-Linkage Equations

SST Shear-Stress Transport

TDMA TriDiagonal Matrix Algorithm

VC Volume de controle

VOF Volume of Fluid

SUMÁRIO

1	Introdução	31
1.1	Contextualização	31
1.2	Objetivos do presente estudo	34
1.3	Etapas do trabalho	35
1.4	Trabalhos anteriores	36
1.5	Considerações sobre a revisão bibliográfica	52
1.6	Estrutura do texto	54
2	Equações governantes	57
2.1	Modelo de Fases Separadas	57
2.1.1	Conservação da massa	57
2.1.2	Conservação da quantidade de movimento	60
2.1.3	Comentários sobre o transporte interfacial	60
2.1.4	Equações de conservação efetivas	62
2.1.5	Considerações sobre o modelo de Fases Separadas	65
2.2	Modelo de Mistura	67
2.2.1	Comentários sobre o escorregamento entre fases	69
2.2.2	Considerações sobre o modelo de Mistura	71
2.3	Modelo Homogêneo	72
2.3.1	Considerações sobre o modelo <i>Volume of Fluid</i>	73
2.4	Efeitos da turbulência	74
3	Códigos computacionais	77

3.1	Ferramentas CFD	77
3.1.1	Pré-processador	77
3.1.2	<i>Solver</i>	78
3.1.3	Pós-processador	79
3.2	Métodos computacionais	80
3.2.1	Método de Volumes Finitos	80
3.2.2	Representação da região adjacente a paredes	90
4	Medidores de pressão diferencial	95
4.1	Escoamentos monofásicos através de medidores	96
4.1.1	Descrição dos casos	96
4.1.2	Resultados	100
4.1.3	Comentários sobre os resultados	105
4.2	Vazão mássica de <i>wet gas</i> através de placas via CFD	105
4.2.1	Condições de operação	106
4.2.2	Procedimento de cálculo	110
4.2.3	Análise dos resultados	112
4.3	Uso da fração de vazio no cálculo da vazão mássica	121
4.3.1	Formulação para uso da fração de vazio	122
4.4	Flutuação do sinal de pressão diferencial	123
5	Conclusões	131
5.1	Sumário	131
5.2	Trabalhos futuros	134
	Referências	135
	Apêndice A – Índice de Convergência de Malha (<i>Grid Convergence Index</i>)	141

A.1	Procedimento para estimativa do erro de discretização espacial.....	141
A.1.1	Exemplo de aplicação	144
Apêndice B – Mapa de regimes horizontais de Taitel e Dukler.....		147

1 INTRODUÇÃO

1.1 Contextualização

Na Mecânica dos Fluidos, um meio multifásico pode ser descrito como um sistema contendo simultaneamente duas ou mais fases distintas, sejam elas constituídas por um ou mais componentes, cujo nível de separação está a uma escala de comprimento bem acima da escala molecular, constituindo, portanto, um meio contínuo. Escoamentos multifásicos podem ser facilmente encontrados na natureza (chuvas, tempestades de areia, ondas marítimas, transporte de sedimentos em rios) e nos mais diversos processos industriais (elevação de gás-óleo-água em poços de petróleo, colunas de bolhas, linhas de transporte de vapor, sistemas de resfriamento de usinas nucleares, trocadores de calor, câmara de motores a combustão interna, plantas de tratamento de esgoto).

Dependendo do estado e da quantidade das fases constituintes do sistema, os escoamentos multifásicos podem ser diferenciados em gás-sólido, líquido-sólido, gás-líquido, gás-líquido-líquido ou gás-líquido-sólido. O presente trabalho se restringirá ao estudo de escoamentos gás-líquido, os quais ainda podem ser classificados em três grandes grupos, ilustrados na Figura 1.1:

- Escoamentos segregados: as fases se comportam como dois meios contínuos distintos, mantendo-se separadas por uma única interface clara e bem definida. Aqui se encontram, por exemplo, os padrões estratificado e anular, além de escoamentos com superfície livre;
- Escoamentos mistos ou de transição: devido a uma maior intensidade de interação entre as fases, a interface se torna instável e se degenera (coalesce), produzindo um conjunto de interfaces irregulares e de topologia complexa, de forma que uma das fases se torna descontínua. Os padrões *slug* ou pistonado, *plug* e *churn* são exemplos de escoamentos desta classe;
- Escoamentos dispersos: uma das fases escoar de maneira discreta, na forma de pe-

quenas bolhas ou gotas, em um meio contínuo constituído pelo outro fluido, como o que ocorre no padrão de bolhas dispersas e no padrão de gotas de líquido sendo carregadas por um meio contínuo de gás. Este último padrão é tipicamente conhecido como gás úmido (*wet gas*) ou escoamento em névoa (*mist flow*).

Figura 1.1: Classificação dos escoamentos do tipo gás-líquido - reproduzido de Yeoh e Tu (2010).

Particularmente na exploração e produção de óleo e gás, o desenvolvimento de técnicas de medição da vazão mássica total e de cada fase presente no escoamento multifásico é de grande importância técnica e econômica, exigindo grandes esforços de pesquisadores para obtenção de níveis de precisão adequados para determinados fins, tais como medições fiscais ou medições de apropriação.

Entre os medidores de vazão em linha, podem ser citados os dispositivos baseados na medição da variação de pressão do escoamento através de uma variação de área transversal (placa de orifício, Venturi ou bocal de vazão), comumente denominados de medidores de pressão diferencial. Tais dispositivos constituem uma alternativa relativamente barata, de projeto simples e robusto por não apresentar componentes móveis.

Em escoamentos monofásicos, a variação de pressão no dispositivo pode ser relacionada à vazão mássica que atravessa o medidor. O projeto construtivo, a instalação e as condições de operação destes medidores são recomendados por normas como a ISO 5167:2003 (ISO, 2003). Já no caso de escoamentos multifásicos, não há uma norma existente com tais recomendações e quando estes dispositivos são utilizados, geralmente são

complementados com uma medição da fração volumétrica das fases ou da fração de vazio na seção do duto (através de técnicas como tomografia por capacitância elétrica ou densitometria de raios gamma) a fim de se determinar a vazão total e composicional de cada fase (FISCHER, 1994).

Em sua dissertação de mestrado, Paz (2011) propôs um sistema para medição em linha de vazões de óleo, gás e água em poços de petróleo, utilizando placas de orifício, bocais e tubos Venturi. Foi desenvolvido um código computacional para cálculo da vazão mássica total escoando no duto, considerando as seguintes hipóteses:

- Escoamento unidimensional;
- Isotérmico;
- Fases incompressíveis e sem mudança de fase;
- Fases líquidas homogeneizadas;
- Escorregamento (razão entre as velocidades do gás e do líquido, também conhecido como *slip*) constante.

As propriedades dos fluidos nos medidores, isto é, localmente na condição de medição, foram calculadas através das informações de pressão e temperatura captadas no medidor e utilizando-se correlações do modelo de *black oil* - os detalhes podem ser encontrados na dissertação de Paz (2011). Já a composição do sistema (títulos mássicos de gás, óleo e água), também na condição de medição, foi obtida através de um balanço de massa que tem como base dados sobre a razão entre as vazões volumétricas de gás e de óleo (chamada de razão gás-óleo, *GOR*) e sobre a razão entre as vazões volumétricas de água e de líquido total (*BSW*) medidas em uma determinada condição de referência. Os dados de *GOR* e *BSW* podem ser previamente obtidos em testes de produção, que costumam ser realizados entre períodos de 45 dias, enquanto a pressão e a temperatura podem ser obtidas instantaneamente durante a produção. Desta maneira, Paz estimou a vazão mássica total e composicional do escoamento sem a utilização de medidores de fração volumétrica ou de fração de vazio. Os resultados de seu modelo foram validados com dados experimentais obtidos em linha de testes experimentais e em poços de produção, mostrando que as predições das vazões mássicas podem ser consideradas satisfatórias. O uso do modelo matemático na base de dados proveniente dos poços da província petrolífera de Urucu validou sua utilização em operações de acompanhamento da produção com um erro quadrático percentual médio menor que 4,0%.

No presente trabalho, procurou-se complementar o trabalho realizado por Paz sob a ótica da Dinâmica dos Fluidos Computacional (CFD), dado que este tipo de ferramenta computacional tem se mostrado de grande valia em estudos de dinâmica dos fluidos e transferência de calor, proporcionando um meio interessante para visualização do comportamento do escoamento e da interação entre as fases neste tipo de situação.

1.2 Objetivos do presente estudo

Escoamentos multifásicos gás-líquido fluindo através de dispositivos de medição de pressão diferencial (placas de orifício e bocais de vazão) foram simulados através da aplicação da ferramenta FLUENT, um código comercial de CFD de aplicação geral, baseado no Método dos Volumes Finitos. Os escoamentos estudados são uma representação de condições de operação presentes em uma série de dados experimentais obtidos em testes de produção conduzidos e fornecidos pela empresa Petróleo Brasileiro S.A. (PETROBRAS) e se restringem ao padrão de escoamento do tipo *wet gas*.

Foram empregados domínios computacionais tridimensionais a fim de se analisar o comportamento de cada fase ao longo da tubulação e do dispositivo de medição. As distribuições de velocidades de gás e de líquido ao longo do domínio foram verificadas, possibilitando uma análise da evolução do escorregamento à medida que os fluidos atravessam o dispositivo de medição.

Os resultados de vazão mássica total obtidos com as simulações CFD, considerando-se os modelos homogêneo (escorregamento desprezível) e com escorregamento (sem a restrição de valor constante), foram comparados com os dados experimentais de forma a se verificar a influência da consideração da velocidade relativa entre as fases na queda de pressão no medidor.

A influência do perfil de distribuição das fases a montante do dispositivo no seu desempenho também foi investigada. Através da visualização das distribuição das fases, foram estudadas as estruturas topológicas desenvolvidas devido à interação do escoamento com a superfície do dispositivo, como por exemplo a deformação da *vena contracta* nas placas de orifício.

Adicionalmente, dados de fração de vazio a montante do medidor obtidos através das simulações CFD foram utilizados para cálculo da composição do escoamento como alternativa ao uso de dados de *GOR* obtidos de testes de produção. Neste contexto, as vazões mássicas calculadas com uma modificação do código desenvolvido por Paz (2011)

também foram comparadas com a base de dados experimentais.

Por fim, as flutuações de pressão intensificadas pela presença de líquido no escoamento foram analisadas e verificou-se que este comportamento também pode ser utilizado como parâmetro para complementar o gerenciamento e monitoramento de linhas de transporte de *wet gas*.

1.3 Etapas do trabalho

O presente trabalho prevê a condução das seguintes séries de simulações:

- Simulações numéricas de escoamentos monofásicos em dispositivos de medição de pressão diferencial - placas de orifício e bocais de vazão:
 - Comparação quantitativa dos resultados de coeficiente de descarga com correlações provenientes de normas e dados experimentais da literatura.
- Simulações numéricas de escoamentos multifásicos do tipo *wet gas* em placas de orifício:
 - Comparação quantitativa dos resultados de vazão mássica total com dados experimentais de linha de testes e de produção disponíveis;
 - Avaliação quantitativa do uso da fração de vazio como alternativa à utilização do *GOR* no cálculo da composição do escoamento e sua influência na previsão da vazão mássica;
 - Análise das flutuações do sinal de pressão diferencial como complemento à caracterização da quantidade de líquido presente no escoamento.

Como ponto de partida, foi conduzida uma pesquisa bibliográfica através do estudo de trabalhos realizados em três esferas inter-relacionadas: (1) uso da Dinâmica dos Fluidos Computacional para simulação de padrões de escoamentos multifásicos; (2) técnicas experimentais e modelos teóricos disponíveis para medição da vazão de escoamentos multifásicos, e (3) simulação de escoamentos monofásicos e multifásicos em dispositivos de medição de pressão diferencial. Um breve resumo destes trabalhos é apresentado a seguir.

1.4 Trabalhos anteriores

A ocorrência dos diferentes padrões de escoamento gás-líquido em dutos está relacionada às propriedades físicas (massa específica, viscosidade dinâmica e tensão superficial) das fases presentes no sistema e das condições de operação da linha de transporte, como velocidades superficiais, orientação da tubulação em relação à aceleração da gravidade, diâmetro e comprimento da tubulação. Entende-se como velocidade superficial, a velocidade média observada na seção transversal quando apenas uma das fases está escoando na tubulação.

Uma descrição detalhada dos regimes de escoamentos bifásicos gás-líquido em dutos horizontais de seção circular pode ser encontrada em Spedding e Spence (1993), dos quais se destacam os padrões bolhas, estratificado, *plug*, *slug*, anular e *wet gas*. Já McQuillan e Whalley (1985) descrevem os detalhes topológicos dos padrões gás-líquido em dutos verticais: bolhas, *slug*, *churn* e anular.

Diversos pesquisadores reuniram dados experimentais e propuseram teorias de transição com o objetivo de definir as fronteiras entre os distintos padrões. Estas fronteiras são geralmente representadas graficamente através de mapas de regimes.

Baker (apud SCHEPPER; HEYNDERICKX; MARIN, 2008) propôs um mapa de regimes gás-líquido em dutos horizontais que relacionava o fluxo mássico de gás e a razão entre os fluxos mássicos de líquido e de gás com determinado padrão de escoamento. Com o intuito de generalizar a utilização de seu mapa para qualquer combinação gás-líquido ou vapor-líquido, Baker incorporou fatores de correção que consideravam as propriedades das fases no seu cálculo. Mandhane, Gregory e Aziz (1974) construíram um mapa de padrões horizontais gás-líquido utilizando as velocidades superficiais do gás e do líquido como parâmetros de mapeamento. Eles compararam este e outros mapas presentes na literatura (que utilizam vazões mássicas, fluxos mássicos entre outros parâmetros como coordenadas) com observações visuais de padrões reunidas em uma compilação de experimentos. Os autores concluíram que o mapeamento utilizando as velocidades superficiais como coordenadas e o posicionamento das fronteiras no seu mapa praticamente eliminaram os efeitos das propriedades físicas na previsão do padrão. Relataram que, nos demais mapas estudados, não havia um método que considerava as propriedades das fases de modo que os mapas apresentassem uma melhoria significativa na estimativa do regime a ser obtido. Baseando-se em mecanismos de transição, Taitel e Dukler (1976) propuseram modelos para estimativa das transições entre regimes gás-líquido em tubos horizontais e levemente

inclinados, tanto no sentido ascendente quanto descendente. A partir de conceitos físicos aliados a ajustes de parâmetros com dados experimentais, foram desenvolvidos modelos semi-empíricos que, quando combinados, originaram um mapa de padrões generalizado, o qual foi comparado com outros mapas de regimes, como o mapa de Mandhane *et al* (MANDHANE; GREGORY; AZIZ, 1974), e com dados experimentais próprios.

Considerando escoamentos em dutos verticais, Mishima e Ishii (1984) desenvolveram critérios para a transição entre os regimes através da sugestão de parâmetros como a fração de vazio como variáveis de mapeamento. Em seu artigo, também demonstraram como transformar as variáveis de mapeamento em velocidades superficiais e, então, compararam seu mapa modificado com outros mapas presentes na literatura para escoamentos de ar-água e vapor-água a diferentes pressões de operação. Os resultados obtidos sugeriram que os critérios de transição elaborados poderiam ser então aplicados a uma ampla faixa de parâmetros. Assim como no caso de escoamentos horizontais, Taitel, Barnea e Dukler (1980) analisaram mecanismos de transição para propor fronteiras entre os regimes gás-líquido em tubos verticais. Foram sugeridos modelos para o posicionamento das fronteiras entre os regimes de bolhas para bolhas dispersas, de bolhas para *slug* e de *slug* para *churn* e anular. A combinação destas fronteiras originou o mapa de Taitel & Dukler, que relaciona as velocidades superficiais das fases ao regime esperado para um determinado diâmetro de tubulação. Spedding et al. (1998) reuniram uma coleção de mapas de padrões verticais gás-líquido com diferentes parâmetros de mapeamento presentes na literatura e os compararam com dados experimentais próprios. Os autores relataram que era improvável que algum dos mapas analisados fosse considerado de uso universal e sugeriram novas correlações para as transições entre os regimes.

No presente trabalho, os mapas de regimes foram utilizados para previsão do padrão de escoamento a partir de dados experimentais, como detalhado na Seção 4.2.

Com o avanço da tecnologia dos computadores digitais, pesquisadores têm feito cada vez mais uso de simulações numéricas para estudos de escoamentos multifásicos para avaliação de características globais (como gradientes de pressão, *gas hold-up* - fração volumétrica de gás presente em uma porção do domínio em estudo -, tensão de cisalhamento média nas paredes) e características locais (perfis de velocidade e de fração volumétrica, por exemplo).

Em atividades de pesquisa, estudos de detalhes ou mecanismos específicos de um escoamento podem ser conduzidos através de Simulação Numérica Direta, DNS, ou com o emprego da técnica *Large Eddy Simulation*, LES. Através da técnica DNS, todas as

escalas de comprimento e de tempo são resolvidas para uma realização do escoamento, o que demanda alto custo computacional e limita sua faixa de aplicação a casos com baixo a moderado número de Reynolds (POPE, 2000). Na abordagem LES, aplica-se um filtro espacial de modo que são simuladas apenas as grandes escalas da turbulência, enquanto as pequenas escalas são resolvidas através da utilização de modelos (POPE, 2000). Tais técnicas fornecem informações detalhadas dos fenômenos físicos presentes no escoamento, permitindo, por exemplo, a visualização de velocidades e quantidades turbulentas instantâneas, o que pode conduzir à elaboração de uma teoria ou modelo quantitativo, para que, assim, outros escoamentos semelhantes possam ser simulados através de uma abordagem simplificada ou utilizando os modelos eventualmente desenvolvidos.

De maneira complementar, o uso de ferramentas CFD vem se tornando uma prática importante dentro de um ambiente de projeto e análise de engenharia. Neste contexto, nem sempre é necessária a resolução do escoamento em todos os seus níveis de detalhe, sendo comum a aplicação de formulações baseadas em algum processo de média, seja temporal, espacial, entre outras. Também são incluídos modelos para representação dos efeitos turbulentos e fechamento das equações governantes (FERZIGER; PERIC, 2002). Estas abordagens são denominadas *Reynolds-Averaged Navier-Stokes*, RANS, pois fornecem informações médias do escoamento. Esta metodologia tem se mostrado muito valiosa para a obtenção de projetos mais eficientes e ganhos de produção em processos industriais.

Dada a complexidade inerente aos escoamentos multifásicos, tanto do ponto de vista físico quanto numérico, como presença de diferentes escalas de comprimento (bolhas, gotas, golfadas, escoamento em filmes) e a interação destas estruturas com o meio contínuo, por exemplo, não há uma metodologia computacional de aplicação geral (WACHEN; ALMSTEDT, 2003). Atribuem-se a isso os seguintes fatores:

- Trata-se de um fenômeno físico extremamente complexo, com a possibilidade de ocorrência em diversos tipos (gás-sólido, gás-líquido, líquido-líquido, etc.) e em diversos regimes dentro de cada tipo (escoamento em bolhas, pistonado, anular);
- O tratamento matemático dos fenômenos que ocorrem na presença de duas ou mais fases, como coalescência, quebra de fases e dinâmica da interface, ainda requer maior desenvolvimento, não havendo ainda um acordo comum para o fechamento das equações constitutivas;
- As leis de fechamento e os métodos numéricos existentes são complexos, necessitando-se geralmente de algoritmos de solução em regime transiente com alto custo com-

putacional.

Entretanto, avanços significativos têm sido feitos para tornar viável a aplicação de simulações CFD a problemas envolvendo escoamentos multifásicos. Grande esforço tem sido empregado na dedução de equações de movimento de diferentes padrões de escoamento, na proposição de termos de interação entre fases e no desenvolvimento de algoritmos de solução mais eficientes e precisos (YEOH; TU, 2010).

Diferentes metodologias para simulação de escoamentos multifásicos foram desenvolvidas e estão disponíveis em diversos códigos computacionais comerciais e abertos (*open source*). A adequada utilização de cada metodologia depende das características do escoamento e da distribuição das fases no sistema em estudo.

Para escoamentos em que um fluido contínuo carrega uma distribuição dispersa de partículas (sólidas, bolhas ou gotas), métodos denominados Euleriano-Lagrangeanos (YEOH; TU, 2010) podem ser utilizados. Neste contexto, primeiramente o movimento do fluido contínuo é calculado e então as partículas, ou conjuntos de partículas, tratadas de modo discreto, são rastreadas através do escoamento. O escoamento na vizinhança das partículas é afetado por forças de arrasto, sustentação e massa virtual, entre outras.

No caso da distribuição de partículas ser densa, o acoplamento entre as fases se dá de forma mais intensa e o cálculo através da abordagem estritamente Euleriana é mais eficiente. No Modelo de Fases Separadas ou Modelo de Dois Fluidos (*Two-Fluid Model*) (YEOH; TU, 2010), a fase dispersa é considerada como outra fase contínua interpenetrando e interagindo com a fase dominante. Este modelo desconsidera a natureza discreta da fase dispersa e utiliza aproximações para considerar os efeitos desta no meio contínuo. As equações governantes são desenvolvidas e calculadas para cada uma das fases e são acopladas por condições cinemáticas e dinâmicas na interface. A topologia do escoamento é determinada através do rastreamento explícito da distribuição de fases.

Um método Euleriano que merece destaque, denominado *Volume of Fluid*, VOF (HIRT; NICHOLS, 1981), resolve as equações de conservação considerando as diferentes fases como um único fluido com propriedades variáveis. Na presença de duas ou mais fases, as alterações nas propriedades são consideradas através da introdução de uma equação de conservação que representa a fração volumétrica de cada fluido presente em cada célula do domínio computacional. A interface entre os fluidos é então determinada implicitamente através de algoritmos de reconstrução ou métodos especiais de interpolação (YEOH; TU, 2010).

No presente trabalho, apenas a abordagem Euleriana foi aplicada e as equações de conservação referentes a três diferentes formulações (Modelo de Fases Separadas, Modelo de Mistura e Modelo Homogêneo, estando neste último incluso o método VOF) para descrição de escoamentos multifásicos são apresentadas no Capítulo 2.

Utilizando o Modelo de Fases Separadas, Ekambara et al. (2008) modelaram uma tubulação horizontal de $50,3\text{ mm}$ de diâmetro por 9 m de comprimento para o estudo de escoamentos bifásicos ar-água. Foram simuladas as faixas de velocidade superficial de ar entre $0,2$ e $1,0\text{ m/s}$ e de água entre $3,8$ e $5,1\text{ m/s}$, sendo a faixa de fração volumétrica de gás compreendida entre $0,04$ e $0,16$. Tais condições correspondem ao padrão de bolhas. Foi empregado o *software* comercial CFX. A influência de uma fase sobre a outra foi considerada através de forças de interação, sendo modeladas neste estudo as correspondentes ao arrasto, sustentação, lubrificação da parede e dispersão turbulenta. Os fenômenos turbulentos foram modelados através dos modelos $k - \epsilon$ padrão (*standard k - ϵ*) (LAUNDER; SPALDING, 1974), que considera uma distribuição não-uniforme de diferentes tamanhos de bolhas na mistura gás-líquido. O balanço populacional dos tamanhos das partículas foi introduzido através do modelo *Multiple Size Group*, MUSIG (LO, 1996). Nas simulações, a turbulência foi considerada apenas na fase contínua (líquido). A fase dispersa foi considerada no regime laminar. Estudos de refinamento de malha foram conduzidos até a obtenção de uma densidade de elementos considerada adequada pelos autores. Foram conduzidos estudos paramétricos para avaliação da influência de cada termo de força no cálculo dos perfis de velocidade e de fração volumétrica. Também foi conduzido um estudo comparativo entre as simulações com distribuição de bolhas de diferentes tamanhos e com tamanho constante de 2 mm . Os resultados das simulações foram comparados com dados experimentais presentes na literatura, tendo o modelo com balanço populacional de bolhas apresentado resultados mais próximos dos experimentos.

Simulações numéricas de um escoamento disperso óleo-água em uma tubulação horizontal foram conduzidas com o *software* comercial FLUENT por Walvekar et al. (2009), também aplicando o Modelo de Fases Separadas. A geometria utilizada tem 24 mm de diâmetro por $9,7\text{ m}$ de comprimento. A fração volumétrica de água na entrada da tubulação variou de $20 - 80\%$ e a velocidade da mistura foi compreendida entre $1,8$ e $3,0\text{ m/s}$. O diâmetro das gotas de óleo foi considerado constante, desconsiderando-se sua quebra e coalescência. Foram consideradas como forças de interação as referentes ao arrasto, sustentação e dispersão turbulenta. Foi utilizado o modelo de turbulência $k - \epsilon$ padrão. O algoritmo *Semi-Implicit Method for Pressure-Linkage Equations*, SIMPLE (PATANKAR; SPALDING, 1972), foi utilizado para cálculo do acoplamento pressão-

velocidade. O sistema de equações foi resolvido através do método iterativo ponto-a-ponto de Gauss-Seidel (CUNHA, 2000) em conjunto com uma técnica *multigrid* (TROTTEMBERG; OOSTERLEE; SCHÜLLER, 2001), utilizada para aceleração da convergência. Os resultados de distribuição das fases ao longo do duto foram comparados com dados experimentais e correlações teóricas presentes na literatura. As simulações dos casos para maiores velocidades superficiais da mistura apresentaram melhores resultados, enquanto os casos a baixas velocidades superficiais apresentaram discrepâncias.

Realizando-se a soma das equações de conservação para cada fase, obtém-se o Modelo de Mistura (YEOH; TU, 2010; MANNINEN; TAI VASSALO; KALLIO, 1996), através do qual apenas um único conjunto de equações é resolvido para a mistura dos fluidos. A velocidade relativa entre os fluidos é considerada através de modelos de escorregamento, como o modelo de Fluxo de Deriva (*Drift Flux Model*) (WALLIS, 1969; MANNINEN; TAI VASSALO; KALLIO, 1996). Na sua tese de doutorado, Lima (2011) desenvolveu um código unidimensional baseado no Modelo de Mistura associado a relações fenomenológicas para simulação de escoamentos de misturas água-ar nos regimes estratificado, disperso e intermitente. Resultados de gradientes de pressão e transições entre padrões foram comparados com dados experimentais próprios. Lima relata que seu código, com um único algoritmo de integração, foi capaz de capturar de maneira satisfatória o gradiente de pressão para os diferentes padrões de escoamento analisados. Também utilizando domínios unidimensionais, Masella et al. (1998) compararam a performance dos modelos de Fases Separadas, Fluxo de Deriva e através da aproximação de *No-Pressure Wave* (desconsideração dos termos inerciais nas equações de conservação da quantidade de movimento) para avaliação do aumento da vazão mássica de líquido na saída de um duto devido ao aumento da vazão mássica de gás na sua entrada, avaliando a influência de diferentes modelos de escorregamento e de forças de interação interfacial. Masella comenta que estes termos dominam a resposta transiente dos modelos, especialmente para o Modelo de Fases Separadas, e que, para uma mesma precisão de resultados, o Modelo de Fluxo de Deriva se mostrou mais rápido nos cálculos.

Em situações particulares nas quais o escorregamento é desprezível, obtém-se o Modelo Homogêneo (YEOH; TU, 2010). A formulação *Volume of Fluid* pertence a esta classe e é largamente utilizada na simulação de escoamentos multifásicos. Sua aplicação é indicada em situações em que há a presença de uma interface bem definida entre os fluidos. Lun, Calay e Holdo (1996) utilizaram o código comercial FIDAP, baseado na Metodologia dos Elementos Finitos, para simulação de escoamentos bifásicos gás-líquido em dutos horizontais. Foi elaborado um domínio computacional bidimensional, constituído de duas

entradas que convergem para o duto principal. Por cada entrada foi simulada a injeção de uma única fase, cujas propriedades foram escolhidas de modo a manter o escoamento no regime laminar, evitando assim o emprego de modelos de turbulência na solução dos casos. Foram aplicados o método de Newton-Raphson (CUNHA, 2000) e métodos de superfície livre (não especificados pelos autores) para o cálculo de distribuição das fases. Diversas configurações de malha móvel foram analisadas, bem como foram avaliadas a sensibilidade da solução em relação à densidade de elementos da malha e à localização dos refinamentos. Os autores observaram que a utilização de uma densidade de elementos adequada nas regiões críticas, especialmente na interface gás-líquido, deve ser respeitada para correta modelagem do domínio computacional.

Gao, Gu e Guo (2003) aplicaram o método VOF para simulação transiente de escoamento água-óleo estratificado. A tensão superficial foi modelada através da formulação *Continuum Surface Force*, CSF, proposta por Brackbill, Kothe e Zemach (1992). Os efeitos turbulentos foram considerados através do modelo *Renormalization Group* (RNG) $k - \epsilon$ (YAKHOT; ORSZAG, 1986), uma variação do modelo $k - \epsilon$. Compararam os resultados de gradiente de pressão, escorregamento, fração volumétrica e perfis de velocidade axial com dados experimentais, o que levou à proposição de correlações para cálculo do gradiente de pressão e de *hold-up*. Taha e Cui (2006) estudaram o movimento de uma única bolha de Taylor (*bullet-shaped bubble*) em fluido estagnado e em movimento. Avaliaram características hidrodinâmicas como formato e comprimento da bolha, velocidade de ascensão e tensão de cisalhamento na parede, utilizando o método VOF em malhas bidimensionais axissimétricas e também em domínios tridimensionais. A velocidade de ascensão da bolha foi calculada para diferentes diâmetros de tubulação e propriedades de fluidos. Os resultados obtidos mostraram-se em concordância com dados da experimentais da literatura.

Também com o método VOF, Ghorai e Nigam (2006) simularam escoamentos do tipo estratificado ondulado para diferentes valores de velocidade superficial. Resultados de gradiente de pressão, perfis de velocidade axial e rugosidade interfacial foram obtidos, levando ao desenvolvimento de uma correlação para cálculo da razão entre os fatores de atrito interfacial e na parede. Lu, Wang e Jia (2007) conduziram testes experimentais para a investigação das características de um escoamento bifásico gás-óleo em um duto horizontal de 125 mm de diâmetro interno por 8 m de comprimento. Compreendidos entre as faixas de vazão de 0,2 – 600 m³/dia de óleo e de 4 – 1800 m³/dia de nitrogênio, os experimentos reproduziram os padrões estratificado, ondulado e pistonado. Os autores construíram um mapa de regimes e observaram uma velocidade superficial crítica de óleo,

abaixo da qual não ocorre o padrão pistonado. Foram analisados os sinais de perda de carga em determinado trecho da tubulação para os diferentes padrões de escoamento. Simulações computacionais tridimensionais também foram conduzidas com o intuito de se reproduzir as mesmas condições dos experimentos. Foi utilizada a técnica VOF para o cálculo das frações volumétricas das fases, considerando-se também a tensão superficial entre as mesmas através da formulação de *Continuum Surface Force*. Os sinais de gradiente de pressão calculados foram então comparados com os resultados experimentais, sendo considerados satisfatórios pelos autores.

Utilizando um *software* comercial de CFD baseado no Método dos Volumes Finitos, os padrões de escoamento bifásico previstos pelo gráfico de Baker foram simulados em um modelo tridimensional por Schepper, Heynderickx e Marin (2008). O gráfico de Baker, mostrado na Fig. 1.2, apresenta as fronteiras entre os regimes de escoamento como função da velocidade mássica superficial da fase gasosa, G , e da razão entre as velocidades mássicas das fases líquida e gasosa, L/G . Também mostra os pontos de operação que foram simulados.

Figura 1.2: Gráfico de Baker mostrando os padrões horizontais de escoamento bifásico e suas fronteiras - reproduzido de Schepper, Heynderickx e Marin (2008).

O mapa incorpora parâmetros adimensionais λ e ψ , Equações (1.1), para a consideração das massas específicas ρ , viscosidades dinâmicas μ e dos coeficientes de tensão superficial σ de qualquer combinação gás/vapor-líquido (*par*) diferente do par referência

ar-água, para a qual os coeficientes λ e ψ são unitários:

$$\lambda = \left[\left(\frac{\rho_{gas}}{\rho_{ar}} \right) \left(\frac{\rho_{liq}}{\rho_{agua}} \right) \right]^{0,5}, \quad \psi = \frac{\sigma_{agua-ar}}{\sigma_{par}} \left[\left(\frac{\mu_{liq}}{\mu_{agua}} \right) \left(\frac{\rho_{agua}}{\rho_{liq}} \right) \right]^{1/3} \quad (1.1)$$

Os autores aplicaram o método VOF para o cálculo da distribuição das fases presentes no escoamento. O algoritmo *Pressure Implicit with Splitting of Operators*, PISO (ISSA, 1985), foi utilizado para o tratamento do acoplamento pressão-velocidade. Primeiramente, simulações em regime estacionário foram conduzidas considerando o escoamento de apenas uma das fases. A partir da solução deste caso, simulações em regime transiente foram realizadas com a introdução da outra fase. Dado o comportamento dinâmico do escoamento, foi utilizado um passo temporal (*time-step*) de 0,001 s. A reconstrução da interface é realizada através do método *Piecewise Linear Interface Construction*, PLIC (YOUNGS, 1982). Os autores simularam os sete padrões previstos pelo gráfico de Baker para as combinações de ar-água e de vapor-líquido de gás-óleo em um duto horizontal com diâmetro interno de 80 mm e 7 m de comprimento. Os resultados de distribuição de fases foram considerados em concordância com os regimes esperados, levando os autores a relatar que a aplicação do método VOF aliado ao algoritmo PLIC é capaz de determinar a geometria topológica e a evolução dinâmica de interfaces com boa precisão.

Riva e Col (2009) avaliaram a região de entrada de um injetor de gás em um tubo vertical através da técnica VOF. Observaram a frequência de formação de ondas para os pares ar-água e vapor-líquido de R-134a em diferentes velocidades superficiais e diâmetros de tubo. A comparação dos resultados com dados experimentais conduziu à elaboração de um modelo simplificado para a propagação das ondas ao longo do duto. Parvareh et al. (2010) elaboraram modelos CFD tridimensionais para estudo de escoamentos bifásicos ar-água em dutos horizontais e verticais. Modelaram uma tubulação de 20 mm de diâmetro por 4 m de comprimento. Utilizando diferentes razões entre as velocidades superficiais do gás e do líquido, foram simulados os padrões ondulado, pistonado e anular no duto horizontal. Na configuração vertical, foram reproduzidos os padrões *slug*, *churn* e anular. Os autores utilizaram o algoritmo PISO para o acoplamento pressão-velocidade e a técnica de interpolação espacial *Upwind* de segunda ordem (FERZIGER; PERIC, 2002) para solução da quantidade de movimento e da fração volumétrica. Um *time-step* de 0,002 s foi utilizado. Foi desenvolvido e implementado um sistema de Tomografia por Resistência Elétrica (ERT) utilizado para avaliação experimental da fração de vazio em determinadas seções do tubo. Adicionalmente, fotografias do escoamento foram utilizadas para

comparação qualitativa com os resultados das simulações obtidos com o modelo *Volume of Fluid*. Os autores concluíram que a combinação CFD-ERT constitui um interessante meio numérico-experimental para a previsão e entendimento de escoamentos gás-líquido em dutos.

Desai et al. (2011) utilizaram o modelo VOF em domínios bidimensionais axisimétricos e tridimensionais para simulação de escoamentos bifásicos do tipo *slug* em micro-canais horizontais. Avaliaram a influência dos parâmetros de velocidade superficial das fases, coeficiente de tensão superficial, viscosidade do líquido e ângulo de contato deste com a parede nas características hidrodinâmicas do *slug*, como comprimento e formato. Os resultados das simulações mostraram que a tensão superficial e o ângulo de contato com a parede são parâmetros com efeitos dominantes para a determinação das propriedades do *slug* em micro-canais. Liu, Li e Quan (2011) simularam escoamentos em regime anular em duto vertical, também utilizando a formulação VOF. A movimentação das gotas dispersas no núcleo de gás foi modelada através de uma equação de transporte adicional, que considerava os efeitos de interação destas com o filme líquido. Os efeitos turbulentos foram considerados através do modelo $k - \epsilon$ padrão. Compararam os resultados de penetração de gotas no filme líquido com correlações da literatura. Resultados obtidos de gradiente de pressão, tensão de cisalhamento na parede e espessura do filme foram comparados com dados experimentais, apresentando boa aderência. Os autores ainda comentaram que o modelo desenvolvido evita o uso excessivo de correlações para a representação da interação entre as fases. Ratkovich, Majumder e Bentzen (2012) aplicaram o modelo VOF em domínios bidimensionais axissimétricos para estudo de escoamentos do tipo *slug* contemplando fluidos Newtonianos e não-Newtonianos a diferentes velocidades superficiais. Resultados do *gas hold-up* em determinada região do duto foram considerados satisfatórios quando comparados com correlações da literatura e com dados experimentais próprios, relatando que as simulações CFD apresentaram resultados mais próximos dos experimentos. Comentaram ainda que, apesar da existência de diversas correlações para predição de fração de vazio na literatura, não há uma que possa ser aplicada de maneira universal para as diferentes condições hidrodinâmicas encontradas em aplicações.

Estudos teóricos e experimentais relacionados à utilização de dispositivos de medição de pressão diferencial na estimativa da vazão mássica de escoamentos monofásicos e multifásicos estão disponíveis na literatura.

Com relação a escoamentos monofásicos, Morrison et al. (1990) avaliaram a influência da razão de diâmetros, da rotação do fluido a montante da placa de orifício e

do número de Reynolds na distribuição da pressão na parede a montante e a jusante da placa. Morrow, Park e McKee (1991) avaliaram a sensibilidade do coeficiente de descarga, C_D , da placa de orifício com relação ao perfil de velocidades a montante também em escoamentos monofásicos. Morrison et al. (1993) visualizaram os campos de velocidade a montante e a jusante de uma placa de orifício através de um sistema de anemometria a laser 3D. Também forneceram visualizações dos campos de energia cinética turbulenta e de vorticidade. Morrison et al. (1994b) e Morrison, DeOtte e Beam (1992) avaliaram a influência do perfil de velocidades com e sem rotação na direção axial (*swirl*) a montante da placa de orifício no coeficiente de descarga. Morrison et al. (1994a) compararam a performance entre placa de orifício e placa perfurada para diferentes velocidades do escoamento. Avaliaram também a influência do *swirl* a montante dos dispositivos, sugerindo que a variação do coeficiente de descarga da placa perfurada é menor que da placa de orifício.

A coletânea de dados formada por estes e outros experimentos levou à elaboração de uma equação para cálculo do coeficiente de descarga de placas de orifício em escoamentos monofásicos por Reader-Harris e Sattary (1990). Esta equação leva em consideração as condições operacionais da linha de transporte (fluido de operação, diâmetro interno do duto, diâmetro do orifício, posicionamento das tomadas de pressão) para cálculo do C_D . Tais estudos possibilitaram uma uniformização das recomendações do projeto e aplicação de placas de orifício para medição de vazão de escoamentos monofásicos, o que levou à elaboração de normas, como a ISO 5167 (ISO, 2003). Esta norma prediz os detalhes de projeto construtivo das placas de orifício, bem como as orientações para instalação e operação destes dispositivos e também de bocais de vazão e de tubos Venturi. No presente trabalho, a norma ISO 5167 foi utilizada como base de referência para os estudos descritos na Seção 4.1.

Já no campo de estudos envolvendo medição de vazão multifásica, Chisholm (1967) elaborou um modelo teórico para previsão da vazão mássica total de misturas bifásicas escoando através de uma placa de orifício. Seu modelo levou em consideração a força de cisalhamento entre as fases nos casos em que estas podem ser consideradas incompressíveis, ou seja, quando a queda de pressão no dispositivo é pequena em relação à pressão a montante do medidor. O autor relatou que a força de cisalhamento é independente das propriedades das fases, apresentando um valor constante para uma determinada configuração de tubo e placa sob uma ampla faixa de condições de operação. Uma relação para estimativa da razão entre as velocidades das fases na região da *vena contracta* é proposta por Chisholm (1977). Esta relação, dependente da razão entre as

massas específicas dos fluidos presentes no escoamento, foi utilizada por Paz (2011) na elaboração do seu código.

Lin (1982) conduziu testes de escoamentos bifásicos através de orifícios circulares para diferentes valores de razão de densidades entre vapor e líquido e razão entre diâmetros, β . O título variou entre 0 – 100% para diferentes fluxos mássicos. Com os dados obtidos, propôs uma correlação para cálculo da vazão mássica e do título, aplicando-a em dados experimentais da literatura e comparando-a com outras correlações disponíveis. Seu modelo apresentou um erro quadrático médio de 12%. Lide, Tao e Ningde (2006) utilizaram uma base de dados experimentais de escoamentos do tipo *wet gas* em tubos Venturi para avaliar a performance de várias correlações de *over-reading* - relação entre a perda de carga obtida na medição do escoamento multifásico, ΔP_{mf} , e a perda de carga medida no escoamento monofásico, ΔP_{sf} , Equação (1.2) - disponíveis na literatura. A base de dados compreendeu diferentes valores de razão entre diâmetros, pressão de operação e vazão mássica de gás.

$$OR = \sqrt{\frac{\Delta P_{mf}}{\Delta P_{sf}}} \quad (1.2)$$

Os autores relataram que, quando a velocidade de gás aumenta, o *over-reading* também aumenta; já quando a relação de diâmetros aumenta, o *over-reading* diminui. Também comentaram que o Modelo Homogêneo apresentou bons resultados de predição de vazão mássica de *wet gas* tanto a baixas quanto a altas pressões.

Boyer e Lemonnier (1996) utilizaram um tubo Venturi como base para o desenvolvimento de um modelo de medidor de vazão bifásico aplicado a um escoamento disperso do tipo bolhas. O modelo considera três regiões distintas: as bolhas, o líquido deslocado em contato com as bolhas (que origina a força de massa virtual) e o líquido intersticial que ocupa o volume restante. Deduziram, assim, um sistema com seis equações (conservação da massa para as fases líquida e gasosa e da quantidade de movimento para a fase gasosa e para a mistura, mais duas equações de fechamento). O modelo necessita como parâmetros de entrada o diâmetro das bolhas e a velocidade terminal para o cálculo do arrasto viscoso. Ajustando convenientemente estes parâmetros, compararam os resultados obtidos com dados experimentais presentes na literatura. Também avaliaram a influência do diâmetro das bolhas no escorregamento entre as fases, relatando que, para bolhas de pequeno diâmetro, o Modelo Homogêneo pode ser utilizado com boa aproximação.

Helbig e Zarrouk (2012) desenvolveram uma correlação baseada no Modelo de Fases

Separadas para previsão de escoamentos bifásicos através de placas de orifício. Os autores compararam os resultados do seu modelo com outras correlações presentes na literatura e com dados experimentais, relatando que o novo modelo apresentou a melhor performance. O modelo foi então implementado em uma estação de energia geotérmica, apresentando medições com precisão de $\pm 8\%$. Steven e Hall (2009) avaliaram a correlação proposta por Chisholm (1977) para previsão da vazão mássica total de misturas bifásicas com placas de orifício utilizando uma coletânea de dados proveniente de linhas experimentais de *wet gas*. Observando os resultados, os autores apresentaram uma modificação para a consideração do número de Froude da fase gasosa e relataram um erro na medição da vazão de $\pm 2\%$ através da nova correlação em comparação com os experimentos.

Wenran e Yunxian (1995) utilizaram o ruído do sinal de pressão diferencial em placas de orifício para propor um modelo teórico para cálculo da vazão mássica e da fração volumétrica de escoamentos bifásicos. Aplicaram o modelo em dados experimentais e sugeriram um modelo prático simplificado. Xu et al. (2003), utilizando um tubo Venturi, propuseram um modelo dinâmico do sinal de pressão diferencial para determinar a vazão mássica e o título de escoamentos do tipo *wet gas*. Nos experimentos, variaram a pressão de operação, a vazão mássica de gás e o título. Wehrs e Klosinski (2008) conduziram experimentos para avaliar a influência da presença da fase líquida em escoamentos de gás fluindo através de uma placa de orifício, um tubo Venturi e um medidor do tipo *V-cone*. Os autores analisaram o desvio padrão do sinal temporal da queda de pressão nos medidores e verificaram que a análise deste parâmetro pode contribuir para a observação de mudanças na quantidade de líquido fluindo pela linha de transporte. Tais estudos sugerem que a variação temporal do sinal de pressão diferencial pode ser utilizada de forma a complementar a análise de caracterização do escoamento.

Com relação aos equipamentos utilizados na medição da vazão de escoamentos multifásicos, Snoek (1990) fez um levantamento dos desenvolvimentos recentes relacionados a técnicas de medição das diferentes variáveis envolvidas no estudo de escoamentos multifásicos. Apresentou detalhes sobre os conceitos, recomendações de aplicação e níveis de precisão de métodos como rastreamento de partículas e rastreamento térmico (medição de velocidade), densitometria por raios gamma, transmissão de ultra-som, tomografia por raios-X e fibras óticas (medição de fração de vazio), medidores baseados em desprendimento de vórtices (medição de vazão mássica), entre outros. Teniou e Meribout (2011) apresentaram uma revisão das técnicas disponíveis em medidores comerciais. Apresentaram os princípios de medição de fração volumétrica através de diferentes métodos (capacitância, condutividade, atenuação de raios gamma, raios-X e infravermelhos) e também os

conceitos relacionados a diferentes técnicas para medição de velocidade do fluido (pressão diferencial, deslocamento positivo, Coriolis, técnicas de correlação cruzada e atenuação acústica). Os autores listam alguns medidores comerciais (constituídos pela combinação dos métodos mencionados) disponíveis no mercado e comentaram que, apesar destes dispositivos apresentarem vantagens com relação ao uso de separadores multifásicos, ainda há a necessidade de implementação de melhorias para a obtenção de melhores níveis de precisão. Na indústria de óleo e gás, dentre as vantagens do uso de medidores de vazão multifásica em comparação com a metodologia convencional de medição por separadores, Silva, Borges e Pinheiro (2000) citaram a redução do tempo de medição (em torno de 6 a 24 horas utilizando separadores) e até a possibilidade de acompanhamento da produção de um poço em tempo real. Os autores comentaram ainda que a instalação de um medidor multifásico possibilita a eliminação de linhas de testes e dos custos relacionados à infra-estrutura do separador de testes. Segundo os autores, esta redução de custos e a melhoria no acompanhamento do comportamento de um reservatório pode até possibilitar a exploração de campos até então considerados economicamente inviáveis.

Fischer (1994) sugeriu a combinação de um tubo Venturi, um sensor capacitivo e um densitômetro de raios gamma para medição total e composicional de misturas ar-água-óleo. Conduziu testes em linhas horizontais e verticais com escoamentos monofásicos, bifásicos e trifásicos a diferentes pressões de operação e velocidades superficiais. Utilizou os modelos Homogêneo e de Fluxo de Deriva para estimativa das frações volumétricas das fases em escoamentos dos tipos bolhas, estratificado, *slug* e anular, apresentando desvios da ordem de 10% na medição total e de até 35% na medição parcial dos fluidos. Reis e Goldstein (2008) propuseram a utilização de um tubo Venturi e um sensor capacitivo para medição do *hold-up* em escoamentos ar-água nos regimes estratificado, estratificado ondulado e *slug*. A vazão mássica total foi calculada através da pressão diferencial obtida no tubo Venturi e a massa específica da mistura calculada através de três modelos (Modelo Homogêneo, Modelo de fases Separadas e considerando escorregamento constante). Comparando com dados experimentais de vazão mássica total, o modelo com escorregamento constante apresentou melhores resultados nos casos envolvendo o padrão *slug*. Já o Modelo Homogêneo foi considerado melhor para previsão de vazão de escoamentos estratificados. Os autores comentaram que nenhum dos modelos estudados apresentou bons resultados para o padrão estratificado ondulado.

Diversos autores procuraram utilizar as técnicas da Dinâmica dos Fluidos Computacionais para avaliar o comportamento de escoamentos monofásicos e multifásicos escoando através de dispositivos de medição de pressão diferencial, objetivando a avaliação

de características locais como evolução dos perfis de velocidade e de fração volumétrica, assim como parâmetros globais como o coeficiente de descarga do dispositivo em estudo.

Erdal e Andersson (1997) utilizaram o código numérico Phoenix, baseado no Método dos Volumes Finitos, para avaliar a influência de modelos de turbulência e de algoritmos de interpolação nos resultados de gradiente de pressão em escoamentos monofásicos através de placas de orifício. Utilizaram um domínio bidimensional axissimétrico e compararam os resultados com dados experimentais. Os resultados obtidos mostraram que o modelo de turbulência $k - \epsilon$ foi capaz de prever o escoamento através do orifício, porém os autores comentaram a necessidade de aplicação de modelos mais avançados, dada a influência significativa dos efeitos turbulentos no comportamento do escoamento. Lee et al. (2006) aplicaram o Método dos Volumes Finitos para simulação do escoamento crítico de hidrogênio a alta pressão em um bocal convergente-divergente, utilizando uma equação de estado de gás real. Resultados de distribuição de pressão, campos de velocidade e de coeficiente de descarga foram comparados com dados experimentais. Os autores comentaram que a hipótese de gás real foi essencial para a obtenção de bons resultados.

Oliveira, Vieira e Damasceno (2010) conduziram simulações de escoamentos monofásicos em regime permanente para a construção de curvas de operação de placas de orifício com diferentes razões de diâmetros e para diferentes números de Reynolds. Os efeitos turbulentos foram considerados através do modelo *Reynolds Stress Model*, RSM (LAUNDER, 1989). Os resultados obtidos foram comparados com dados experimentais. Os autores relataram que a metodologia numérica utilizada constituiu uma alternativa econômica para a adequada previsão de coeficientes de descarga, quando comparada com as técnicas experimentais tradicionais. Eiamsa-ard et al. (2008) utilizaram um código baseado no Método de Diferenças Finitas para simulação de escoamentos de ar em placas de orifício com três diferentes razões de diâmetros. A influência de diferentes algoritmos de interpolação e de dois modelos de turbulência (RSM e $k - \epsilon$) no cálculo do perfil de velocidade axial e no gradiente de pressão foram estudados e os resultados foram comparados com dados experimentais. Os autores relataram que o modelo de turbulência RSM produziu melhores resultados do que o modelo $k - \epsilon$. Singh, Singh e Seshandri (2010) simularam escoamentos monofásicos para verificar a influência da espessura da placa de orifício no seu coeficiente de descarga utilizando um domínio bidimensional axissimétrico. Relataram que o coeficiente de descarga diminui com o aumento da espessura de placas com baixos valores de β , enquanto o C_D aumenta com o aumento da espessura de placas com valores maiores de β .

Arun, Malavarayan e Kaushik (2010) simularam escoamentos monofásicos de fluidos não-Newtonianos escoando através de placas de orifício. Três valores de razão de diâmetros foram avaliados na faixa de Reynolds 100 – 100.000 para diferentes concentrações do fluido não-Newtoniano. Identificaram um aumento exponencial no coeficiente de descarga na faixa de Reynolds entre 100–10.000, com estabilização do coeficiente de descarga em $C_D = 0,6$ para valores superiores de Reynolds. Hollingshead et al. (2011) conduziram simulações de escoamentos monofásicos em medidores dos tipos placa de orifício, tubo Venturi, *wedge* e *V-cone* para a faixa de Reynolds entre 1 – 10.000.000. Compararam os resultados de coeficiente de descarga com dados experimentais próprios. Utilizaram o fator *Grid Convergence Index*, GCI (ROACHE, 1994), para analisar a incerteza relacionada às malhas utilizadas nos cálculos. A partir dos resultados obtidos, propuseram fatores de correção para o coeficiente de descarga de cada um dos dispositivos em função do número de Reynolds. Shah et al. (2012) utilizaram domínios tridimensionais para condução de simulações monofásicas com água e com ar para cálculo do campo de velocidades e do gradiente de pressão em placas de orifício para diferentes razões de diâmetros, velocidades de entrada do fluido e diâmetros da tubulação. A turbulência foi considerada através do modelo $k - \epsilon$ padrão. Compararam os resultados obtidos, bem como os perfis de velocidade axial e de energia cinética turbulenta, com dados experimentais da literatura. Os autores concluíram que o modelo $k - \epsilon$ foi capaz de capturar os efeitos turbulentos na região do orifício e que a metodologia utilizada constitui uma abordagem econômica para a previsão de coeficientes de descarga de orifícios.

Paladino e Maliska (2002) apresentaram um estudo comparativo entre dois modelos computacionais para avaliação da diferença de pressão em um escoamento bifásico vertical disperso (bolhas) em um tubo Venturi. Foram empregados os Modelos Homogêneo e de Fases Separadas. Desta forma, avaliaram a influência do escorregamento entre as fases no comportamento do escoamento. No Modelo de Fases Separadas, foram consideradas as forças de interação relativas ao arrasto, massa virtual e sustentação. Foi utilizado um domínio computacional bidimensional e axissimétrico. Os resultados de diferença de pressão obtidos pelos dois modelos foram comparados com dados experimentais. As simulações apontaram uma concentração relativamente alta de bolhas na região próxima às paredes do medidor, onde a tomada de pressão geralmente está localizada e mostrando a possibilidade de entrada de gás no sistema de medição, constituindo uma informação importante para o projeto e especificação do dispositivo. Geng, Zheng e Shi (2006) aplicaram o Modelo de Mistura para avaliação de escoamentos de *wet gas* em placas perfuradas e em placas de orifício. Compararam os resultados obtidos de vazão da mistura para

diferentes pressões, números de Froude e razões de diâmetros com dados experimentais, o que levou à elaboração de duas correlações para cálculo da queda de pressão em placas perfuradas. Kumar e Bing (2011) simularam escoamentos do tipo *wet gas* em placas perfuradas com diferentes configurações geométricas, variando também a fração volumétrica e a vazão mássica de gás. A movimentação da fase dispersa é calculada por uma equação de transporte adicional. Os efeitos turbulentos foram considerados através do modelo $k - \epsilon$ padrão. Compararam os resultados de *over-reading* com placas de orifício e os resultados de vazão mássica foram comparados com correlações da literatura. Os resultados das simulações mostraram que o formato dos furos não apresenta influência na queda de pressão, porém as placas com perfurações retangulares apresentaram melhor recuperação de pressão. Também revelaram que as placas perfuradas são mais sensíveis ao escoamento de *wet gas* do que as placas de orifício, bem como apresentaram menor queda de pressão e melhor recuperação de pressão. Os autores também comentaram que a previsão de vazão mássica através do Modelo Homogêneo apresentou bons resultados, com erro médio entre 4% e 5%.

1.5 Considerações sobre a revisão bibliográfica

Observando os estudos relacionados à simulação de padrões multifásicos, percebe-se que a adequada escolha da formulação a ser aplicada depende da topologia e da interação entre as fases presentes no escoamento. Escoamentos dispersos, em que a estrutura formada pela fase secundária se dá na forma de bolhas ou gotas, são normalmente simulados através do Modelo de Fases Separadas ou do Modelo de Mistura. Nestes casos, a interface apresenta uma escala de comprimento menor que o tamanho característico da malha computacional. Portanto, seu formato não é calculado e a interação com a fase contínua, representada pelas forças de arrasto, sustentação e massa virtual, por exemplo, é representada através de modelos que geralmente necessitam de informações adicionais, como, por exemplo, o diâmetro das estruturas formadas.

Já em situações em que a interface assume uma configuração cuja escala de comprimento é bem maior que o tamanho da malha, o modelo *Volume of Fluid* é largamente utilizado. Neste caso, a posição e a geometria da interface é obtida através dos cálculos, fazendo-se necessário o uso de modelos para representação da tensão superficial entre os fluidos e de algoritmos especiais para tratamento e definição bem delineada da região de separação entre os fluidos.

O escoamento através de placas de orifício foi extensamente estudado tanto por métodos experimentais quanto por simulações numéricas. Experimentos procuraram obter visualizações detalhadas do escoamento como regiões de recirculação e da *vena contracta*. Avaliaram também a influência de parâmetros, como perfil de velocidades a montante e características geométricas do dispositivo, por exemplo, no valor do coeficiente de descarga e no gradiente de pressão ao longo do medidor. Os estudos numéricos também possibilitaram visualizações detalhadas de campos de vorticidade e quantidades turbulentas, além de estender os estudos a escoamentos envolvendo fluidos não-Newtonianos e baixos números de Reynolds. No caso de escoamentos monofásicos, estes estudos propiciaram o desenvolvimento de normas, como a ISO 5167, que definem a construção e aplicação destes dispositivos, fazendo com que o uso de placas de orifício e outros medidores de pressão diferencial fosse bastante difundido em diversas aplicações industriais para medição de vazão mássica.

Com relação a medição de vazão multifásica, observa-se que não há um método universalmente utilizado, sendo que a escolha da técnica de medição está fortemente relacionada às condições de aplicação (FISCHER, 1994). Neste sentido, há na literatura diversas propostas de metodologias que envolvem a utilização de dispositivos de medição de pressão diferencial aliados a modelos e correlações ou a outros instrumentos para a previsão ou medição da fração de vazio da mistura escoando através dos medidores. Como complemento aos estudos teóricos e experimentais, os estudos numéricos de escoamentos multifásicos em dispositivos permitem uma visualização da distribuição e da interação das fases à medida que estas fluem pelo dispositivo. Estudos de escoamentos do tipo bolhas ou *wet gas* foram conduzidos através da aplicação dos modelos de Mistura ou de Fases Separada. Estudos paramétricos envolvendo modelos de turbulência e modelos de forças interfaciais também estão disponíveis e fornecem indicações sobre possíveis metodologias computacionais para a análise deste tipo de escoamento.

De maneira geral, a pesquisa bibliográfica apresentada constitui uma base de informações relacionando os principais tópicos abordados no presente trabalho:

- Tratamentos computacionais disponíveis para simulação de diferentes padrões de escoamento;
- Metodologias computacionais para simulação de escoamentos monofásicos em dispositivos de medição de pressão diferencial;
- Metodologias computacionais para simulação de escoamentos bifásicos do tipo *wet*

gas em placas de orifício;

- Base de dados para comparação dos resultados obtidos via CFD.

1.6 Estrutura do texto

Esta dissertação é estruturada da seguinte maneira:

- **Capítulo 2:** são listados os princípios físicos nos quais são baseadas as equações de conservação que descrevem a movimentação das fases em um escoamento multifásico. A formulação do modelo de Fases Separadas é apresentada; através de hipóteses adicionais, são descritas as formulações do modelo de Mistura e, posteriormente, do modelo Homogêneo, no qual se baseia o modelo *Volume of Fluid*. São apresentadas ainda as expressões para modelagem da tensão superficial e dos efeitos turbulentos. Através deste conjunto de equações, juntamente com as condições iniciais e de contorno, tem-se a descrição do escoamento multifásico;
- **Capítulo 3:** o formalismo da Metodologia dos Volumes Finitos é apresentado resumidamente. São mostradas as formas generalizadas das equações de conservação discretizadas, bem como técnicas de interpolação e algoritmos numéricos de solução mais comuns. Especial atenção é concedida à discretização da equação de transporte da fração volumétrica e uma formulação para tratamento dos efeitos turbulentos é também descrita;
- **Capítulo 4:** são descritas as simulações de escoamentos em placas de orifício e bocais de vazão:
 - Na primeira seção, são avaliados escoamentos monofásicos através de placas de orifícios e bocais de vazão de raio longo - os resultados de coeficiente de descarga obtidos via CFD são comparados quantitativamente com a norma ISO 5167:2003 (ISO, 2003);
 - A segunda seção apresenta os detalhes de escoamentos bifásicos de *wet gas* através de placas de orifício - a vazão mássica total do escoamento é calculada através de três abordagens diferentes e os resultados são quantitativamente comparados com dados experimentais;
 - Na terceira etapa de simulações, é verificada a viabilidade de utilização de informações sobre a fração de vazão a montante do dispositivo como alternativa

ao método proposto por Paz (2011) - os resultados de vazão mássica total obtidos são comparados quantitativamente com dados experimentais;

- Por fim, a flutuação de pressão diferencial de escoamentos de *wet gas* através de placas de orifício é analisado - os resultados estatísticos do sinal de pressão diferencial obtidos via CFD são comparados com dados da literatura.

- **Capítulo 5:** faz-se um sumário do texto; as principais conclusões são traçadas e sugestões de futuros trabalhos são apresentadas.

2 EQUAÇÕES GOVERNANTES

As equações de conservação da massa, quantidade de movimento e energia descrevem o comportamento do escoamento de um fluido. Em um primeiro momento, serão apresentadas a seguir as equações da formulação do modelo de Fases Separadas. Com base nas equações resultantes deste modelo, considerações e simplificações serão feitas para a obtenção do modelo de Mistura e do modelo Homogêneo.

2.1 Modelo de Fases Separadas

O modelo de Fases Separadas, também conhecido como modelo de Dois Fluidos, representa a abordagem de escoamentos multifásicos mais abrangente, em que cada fase é considerada como um meio contínuo e possui seu próprio conjunto de equações de conservação. Assim, é possível que cada uma das fases apresente um diferente campo de velocidades. Neste modelo, as fases podem coexistir e se interpenetrar dentro de um mesmo volume de controle, cuja escala de comprimento é bem maior que as escalas moleculares. A descrição do movimento do escoamento como um todo é obtida através da solução conjunta de todas equações, que são interligadas através de termos de interação interfacial. Uma dedução detalhada das equações pode ser encontrada em Yeoh e Tu (2010). No presente trabalho, serão considerados apenas escoamentos isotérmicos, sem transferência térmica; neste contexto, serão apresentadas somente as equações de conservação de massa e de quantidade de movimento, utilizando-se um volume de controle infinitesimal tridimensional com volume δV (por simplicidade em coordenadas cartesianas x, y, z), como mostrado na Figura 2.1.

2.1.1 Conservação da massa

O elemento de fluido pode conter diferentes fases q . Para cada uma das fases q , a conservação da massa é dada pela equação:

Figura 2.1: Elemento de fluido infinitesimal - reproduzido de Versteeg e Malalasekera (1995).

$$\frac{\partial \rho_q}{\partial t} + \nabla \cdot (\rho_q \vec{U}_q) = 0 \quad (2.1)$$

onde $\rho_q = \rho_q(x, y, z, t)$ e $\vec{U}_q = \vec{U}_q(x, y, z, t)$ são a massa específica e o vetor velocidade da fase q , respectivamente. O primeiro termo à esquerda da Equação (2.1) representa a taxa de variação da massa da fase q dentro do elemento de fluido no tempo; o segundo termo é o fluxo líquido de massa de q através das fronteiras do elemento e é chamado de termo advectivo.

A Equação (2.1) representa a equação local instantânea para a conservação de massa da fase q . A fim de se apresentar a equação em variáveis médias, define-se a função indicadora de fase $\chi^q(x, y, z, t)$ que diferencia as fases presentes no sistema da seguinte forma:

$$\chi^q(x, y, z, t) = \begin{cases} 1, & \text{se o ponto } (x, y, z) \text{ está na fase } q \text{ no tempo } t \\ 0, & \text{do contrário} \end{cases} \quad (2.2)$$

No caso de um escoamento bifásico, as regiões com valores da função indicadora $\chi^1 = 1$ e $\chi^2 = 1$ descrevem dois campos distintos relacionados às respectivas fases, como mostrado na Figura 2.2. Os valores de $\chi^1 = 1$ representam a região ocupada pela fase 1; $\chi^2 = 1$ representa a região ocupada pela fase 2. Cada uma das fases, separadas pela

interface, pode apresentar diferentes velocidades na região próxima à interface.

Figura 2.2: Definição das variáveis próximas à interface - adaptado de Yeoh e Tu (2010).

A forma média da equação de conservação de massa pode ser obtida multiplicando-se a Equação (2.1) pela função (2.2):

$$\chi^q \frac{\partial \rho_q}{\partial t} + \chi^q \nabla \cdot (\rho_q \vec{U}_q) = 0 \quad (2.3)$$

Na modelagem de escoamentos multifásicos, é comum a aplicação dos seguintes processos de média aplicados a uma variável genérica ϕ :

- Média temporal:

$$\bar{\phi} = \lim_{\tau \rightarrow \infty} \frac{1}{\tau} \int \phi(x, y, z, t) dt, \quad \bar{\phi} = \bar{\phi}(x, y, z) \quad (2.4)$$

- Média espacial (volumétrica):

$$\langle \phi \rangle = \lim_{V \rightarrow \infty} \frac{1}{V} \iiint \phi(x, y, z, t) dV, \quad \langle \phi \rangle = \langle \phi \rangle(t) \quad (2.5)$$

em que τ é a escala de tempo e V é a escala de volume das respectivas médias. Utilizando-se a notação acima e aplicando as regras de média de Reynolds, Leibnitz e Gauss (YEOH; TU, 2010), obtém-se a equação média da conservação de massa da fase q :

$$\frac{\partial \langle \chi^q \rho_q \rangle}{\partial t} + \nabla \cdot \langle \chi^q \rho_q \vec{U}_q \rangle = \underbrace{\langle \rho_q (\vec{U}_q - \vec{U}_{int}) \cdot \nabla \chi^q \rangle}_{\Gamma^q} \quad (2.6)$$

onde o primeiro termo à esquerda representa a taxa de variação média de massa da fase q no elemento de fluido e o segundo termo à esquerda fluxo líquido médio de massa de q através de suas fronteiras. No termo à direita, $\vec{U}_{int} = \vec{U}_{int}(x_{int}, y_{int}, z_{int}, t)$ é o vetor velocidade da interface e o termo Γ^q representa a fonte interfacial de massa (transferência de massa da fase q através da interface).

2.1.2 Conservação da quantidade de movimento

O balanço de quantidade de movimento da fase q no elemento de fluido é expresso por:

$$\rho_q \frac{\partial \vec{U}_q}{\partial t} + \rho_q \vec{U}_q \cdot \nabla \vec{U}_q = -\nabla P^q + \nabla \cdot \underline{\tau}^q + \sum \vec{F}^{q,body} \quad (2.7)$$

sendo $P^q = P^q(x, y, z, t)$ e $\underline{\tau}^q = \underline{\tau}^q(x, y, z, t)$ respectivamente a pressão estática e o tensor de tensões, que conjuntamente representam as forças de superfície atuantes na fase q . O termo das forças de corpo, $\sum \vec{F}^{q,body}$, pode ser interpretado como uma fonte de quantidade de movimento da fase q .

A Equação (2.7) representa a equação local instantânea da conservação da quantidade de movimento. Aplicando-se a função indicadora de fase χ^q , Equação (2.2), e os processos de média, obtém-se a equação média da conservação de quantidade de movimento:

$$\begin{aligned} \frac{\partial \langle \chi^q \rho_q \vec{U}_q \rangle}{\partial t} + \nabla \cdot \langle \chi^q \rho_q \vec{U}_q \vec{U}_q \rangle = & -\nabla \langle \chi^q P^q \rangle + \nabla \cdot \langle \chi^q \underline{\tau}^q \rangle + \langle \chi^q \rangle \langle \sum \vec{F}^{q,body} \rangle \\ & + \underbrace{\langle \rho_q \vec{U}_q (\vec{U}_q - \vec{U}_{int}) \cdot \nabla \chi^q \rangle + \langle P^q \rangle \langle \nabla \chi^q \rangle - \langle \underline{\tau}^q \cdot \nabla \chi^q \rangle}_{\Omega^q} \quad (2.8) \end{aligned}$$

Os três últimos termos agrupados em Ω^q representam as fontes de quantidade de movimento interfaciais.

2.1.3 Comentários sobre o transporte interfacial

As Equações (2.6) e (2.8) constituem a formulação média do modelo de Fases Separadas, na qual se nota a presença dos termos de transferência interfacial de massa, Γ^q , e de quantidade de movimento, Ω^q . Tais termos representam o elo de ligação entre os

diferentes conjuntos de equações relativos a cada fase presente no escoamento.

O gradiente $\nabla\chi^q$ presente na fonte interfacial de massa Γ^q na Equação (2.6) se comporta como uma função Delta de Dirac, δ_s (YEOH; TU, 2010), e se alinha com o vetor unitário $\vec{n}^q$ normal à superfície que aponta para a fase q , podendo ser representado da seguinte forma:

$$\nabla\chi^q = \vec{n}^q\delta_s(\vec{r} - \vec{r}_{int}, t) \quad (2.9)$$

com os vetores de posição $\vec{r}$ e $\vec{r}_{int}$ relacionados aos pontos (x, y, z) e $(x_{int}, y_{int}, z_{int})$ pertencentes à fase q e à interface, respectivamente.

O termo-fonte interfacial de massa Γ^q pode, então, ser expresso por:

$$\Gamma^q = \langle \rho_q(\vec{U}_q - \vec{U}_{int}) \cdot \vec{n}^q\delta_s \rangle \quad (2.10)$$

A Equação (2.10) representa o fluxo de massa entre as fases através da interface. Como não há acúmulo de massa na interface, a restrição do balanço de massa interfacial (*jump condition*) em um sistema com duas fases é dado por:

$$\sum_{q=1}^2 \Gamma^q = \sum_{q=1}^2 \langle \rho_q(\vec{U}_q - \vec{U}_{int}) \cdot \vec{n}^q\delta_s \rangle = 0 \quad (2.11)$$

Com relação à conservação da quantidade de movimento, a pressão na interface, P_{int}^q , é dada pela pressão P^q da fase q somada à diferença de pressão entre a interface e a fase, ΔP_{int}^q :

$$P_{int}^q = P^q + \Delta P_{int}^q \quad (2.12)$$

Esta diferença de pressão entre a interface e a fase, ΔP_{int}^q , é não-nula, especialmente quando considerada a pressão na superfície de uma bolha ou gota movendo-se na fase contínua (YEOH; TU, 2010). Devido à curvatura da interface, a fase contínua acelera na região imediatamente ao redor da bolha ou gota, desenvolvendo uma área de pressão mais baixa que a pressão do externa. Expressando o termo-fonte de transferência interfacial de quantidade de movimento Ω^q da Equação (2.8) em termos da relação (2.12), pode-se definir:

$$\begin{aligned}\Omega^q \equiv & \langle \rho_q \vec{U}_q (\vec{U}_q - \vec{U}_{int}) \cdot \nabla \chi^q \rangle + \langle P_{int}^q \rangle \langle \nabla \chi^q \rangle \\ & + \langle (P^q - P_{int}^q) \nabla \chi^q - \underline{\tau}^q \cdot \nabla \chi^q \rangle\end{aligned}\quad (2.13)$$

O primeiro termo à direita da Equação (2.13) representa a quantidade de movimento interfacial devido à troca de massa através da interface. Os dois últimos termos são, geralmente, analisados em conjunto e representam a densidade de força interfacial. Do ponto de vista físico, estes termos contêm as forças relativas ao arrasto, efeitos de esteira e de formação de camadas-limite; finalmente, o desbalanceamento de pressões leva aos efeitos conhecidos como massa virtual e sustentação (YEOH; TU, 2010).

Fazendo-se uma análise similar à realizada para o transporte interfacial de massa, a restrição do balanço da quantidade de movimento interfacial (*jump condition*) para um sistema com duas fases é dada por:

$$\sum_{q=1}^2 \Omega^q \equiv \vec{F}_\sigma \quad (2.14)$$

O termo $\vec{F}_\sigma$ representa a fonte de quantidade de movimento especialmente devido à tensão superficial na interface. Esta única força pode ser expressa por:

$$\vec{F}_\sigma = \sigma \langle \kappa \nabla \chi^q \rangle = \sigma \langle \kappa \vec{n}_{int} \delta_s \rangle \quad (2.15)$$

onde σ é o coeficiente de tensão superficial, κ é a curvatura da interface e $\vec{n}_{int}$ é o vetor normal à interface.

2.1.4 Equações de conservação efetivas

As equações médias de conservação (2.6) e (2.8) como apresentadas ainda não são passíveis de solução pois apresentam médias de produtos de variáveis locais instantâneas. Com o intuito de se transformar as médias de produtos em produtos de médias, faz-se a separação entre o escoamento médio e suas flutuações. Este processo é análogo a aplicar uma média temporal nas equações governantes, de forma a eliminar as flutuações devido à natureza turbulenta do fluido.

A turbulência é geralmente associada à existência de flutuações aleatórias no fluido, estando presente na grande maioria dos escoamentos de interesse prático. O campo

instantâneo da variável genérica ϕ é decomposto em duas partes: a movimentação do escoamento médio $\bar{\phi}$ e a movimentação das flutuações ϕ' :

$$\phi = \bar{\phi} + \phi' \quad (2.16)$$

Esta decomposição, chamada de decomposição de Reynolds (TENNEKES; LUMLEY, 1972), toma vantagem da característica estatística das flutuações, em que a média temporal das flutuações ϕ' , por definição, é nula:

$$\bar{\phi}' = \lim_{\tau \rightarrow \infty} \frac{1}{\tau} \int \phi' dt = 0 \quad (2.17)$$

Para uma média volumétrica da propriedade ϕ , a decomposição fica:

$$\langle \phi \rangle = \overline{\langle \phi \rangle} + \langle \phi' \rangle \quad (2.18)$$

A média temporal da flutuação $\langle \phi' \rangle$ é, por definição, também nula:

$$\overline{\langle \phi' \rangle} = \lim_{\tau \rightarrow \infty} \frac{1}{\tau} \int \langle \phi' \rangle dt = 0 \quad (2.19)$$

Na análise de escoamentos multifásicos, é prudente a introdução de outros dois métodos de média: média ponderada pela fase e média ponderada pela massa. A média ponderada pela fase da variável genérica φ é dada por:

$$\overline{\langle \varphi \rangle} = \frac{\overline{\langle \chi^q \varphi \rangle}}{\overline{\langle \chi^q \rangle}} \quad (2.20)$$

A média ponderada pela massa, ou média de Favre, da variável genérica ϑ é:

$$\overline{\langle \vartheta \rangle} = \frac{\overline{\langle \rho_q \vartheta \rangle}}{\overline{\langle \rho_q \rangle}} \quad (2.21)$$

A decomposição dessas médias é dada por:

$$\langle \varphi \rangle = \overline{\langle \varphi \rangle} + \langle \varphi' \rangle \quad (2.22)$$

$$\langle \vartheta \rangle = \overline{\langle \vartheta \rangle} + \langle \vartheta' \rangle \quad (2.23)$$

Multiplicado-se a Equação (2.22) pela média da função indicadora de fase, $\langle \chi^q \rangle$, e a Equação (2.23) pela média da massa específica, $\langle \rho_q \rangle$, obtém-se:

$$\langle \chi^q \varphi \rangle = \langle \chi^q \rangle \overline{\langle \varphi \rangle} + \langle \chi^q \rangle \langle \varphi' \rangle \quad (2.24)$$

$$\langle \rho_q \vartheta \rangle = \langle \rho_q \rangle \overline{\langle \vartheta \rangle} + \langle \rho_q \rangle \langle \vartheta' \rangle \quad (2.25)$$

Aplicando-se a média temporal nas Equações (2.24) e (2.25), e verificando-se que pela decomposição de Reynolds $\bar{\bar{\phi}} = \bar{\phi}$, obtém-se:

$$\overline{\langle \chi^q \varphi \rangle} = \overline{\langle \chi^q \rangle} \overline{\langle \varphi \rangle} + \overline{\langle \chi^q \rangle \langle \varphi' \rangle} \quad (2.26)$$

$$\overline{\langle \rho_q \vartheta \rangle} = \overline{\langle \rho_q \rangle} \overline{\langle \vartheta \rangle} + \overline{\langle \rho_q \rangle \langle \vartheta' \rangle} \quad (2.27)$$

Pela definição das médias ponderadas pela fase e pela massa nas Equações (2.20) e (2.21), segue:

$$\overline{\langle \chi^q \rangle \langle \varphi' \rangle} = 0 \quad (2.28)$$

$$\overline{\langle \rho_q \rangle \langle \vartheta' \rangle} = 0 \quad (2.29)$$

Notando também que $\overline{\langle \varphi' \rangle}$ e $\overline{\langle \vartheta' \rangle}$ são nulos pela definição da Equação (2.19), transformamos a média de produtos em produtos de médias:

$$\overline{\langle \chi^q \varphi \rangle} = \overline{\langle \chi^q \rangle} \overline{\langle \varphi \rangle} \quad (2.30)$$

$$\overline{\langle \rho_q \vartheta \rangle} = \overline{\langle \rho_q \rangle} \overline{\langle \vartheta \rangle} \quad (2.31)$$

A fração volumétrica da fase q , α^q , é uma importante variável no estudo de escoamentos multifásicos e pode ser definida como a razão entre o volume ocupado pela fase q , V_q , e o volume total da região em questão, V . Vale notar que também corresponde à média volumétrica da função indicadora de fase. Assim:

$$\alpha_q = \frac{V_q}{V} = \langle \chi^q \rangle \quad (2.32)$$

Por simplificação, deixando de lado os símbolos de barras e $\langle \rangle$, que denotam a média temporal e a média volumétrica, respectivamente, as equações governantes efetivas da formulação do modelo de Fases Separadas escritas em termos da fração volumétrica são:

Conservação da massa:

$$\frac{\partial(\alpha^q \rho_q)}{\partial t} + \nabla \cdot (\alpha^q \rho_q \vec{U}_q) = \Gamma^q \quad (2.33)$$

Conservação da quantidade de movimento:

$$\begin{aligned} \frac{\partial(\alpha^q \rho_q \vec{U}_q)}{\partial t} + \nabla \cdot (\alpha^q \rho_q \vec{U}_q \vec{U}_q) = & -\alpha^q \nabla P^q - P^q \nabla \alpha^q + \nabla \cdot (\alpha^q \underline{\tau}^q) \\ & - \nabla \cdot (\alpha^q \underline{\tau}'^q) + \alpha^q \sum \vec{F}^{q,body} + \Omega^q \end{aligned} \quad (2.34)$$

2.1.5 Considerações sobre o modelo de Fases Separadas

A hipótese mais simples que pode ser adotada em escoamentos multifásicos é que todas as fases compartilham o mesmo campo de pressão: $P^q = P$ (YEOH; TU, 2010). Esta hipótese supõe que ocorre equilíbrio instantâneo de pressão a nível microscópico entre as fases.

Adicionalmente, a massa específica da fase também é obtida através de uma equação de estado:

$$\rho_q = \rho_q(\theta^q, P^q) \quad (2.35)$$

com temperatura θ^q da fase q prescrita ou obtida pela equação de conservação da energia (suprimida deste texto).

A fração volumétrica, α^q , satisfaz a restrição:

$$\sum_{q=1}^N \alpha^q = 1 \quad (2.36)$$

sendo N o número total de fases presentes no sistema em análise.

O tensor de tensões, $\underline{\tau}^q$, pode ser considerado como diretamente proporcional ao tensor de taxa de deformação do fluido. Fluidos que apresentam este comportamento são denominados fluidos Newtonianos. Na maioria dos problemas de interesse em escoamentos multifásicos, os fluidos podem ser considerados como tal. Neste caso, o tensor de tensões

é expresso como:

$$\underline{\tau}^q = \mu^q \left[\left(\nabla \vec{U}_q + \nabla \vec{U}_q^T \right) - \frac{2}{3} \nabla \cdot \vec{U}_q \underline{I} \right] \quad (2.37)$$

com μ^q correspondendo à viscosidade dinâmica da fase q e $\underline{I}$ sendo o tensor identidade.

Temos como exemplos de força de corpo significantes em aplicações de Engenharia a força devido à aceleração da gravidade, $\vec{g}$, e a campos magnéticos, sendo a primeira a mais comum em análises de escoamentos multifásicos. Somente esta força será considerada no modelo de Fases Separadas:

$$\sum \vec{F}^{q,body} = \rho_q \vec{g} \quad (2.38)$$

O tensor de Reynolds, $\underline{\tau}'^q$, é um termo adicional que aparece na equação da quantidade de movimento, Equação (2.34), devido à decomposição de Reynolds. Este termo pode ser tomado como equivalente ao termo turbulento em problemas turbulentos monofásicos. Assim, no modelo de Fases Separadas, as considerações usuais de fechamento da turbulência em meios monofásicos podem ser utilizadas para o cálculo de $\underline{\tau}'^q$. A modelagem deste termo será apresentada posteriormente na Seção 2.4.

Grande parte da eficiência do modelo de Fases Separadas na representação de várias formas de escoamentos multifásicos recaem na adequada formulação dos termos de transporte interfacial, Γ^q e Ω^q . No entanto, este equacionamento não é trivial, não havendo ainda uma metodologia universal independente da topologia de distribuição das fases ou regime do escoamento. Atualmente, tem-se investido na construção de modelos heurísticos de Γ^q e Ω^q para um determinado padrão de escoamento (YEOH; TU, 2010). Em aplicações CFD, estes termos de transporte interfacial podem ser linearizados para tratamento numérico como:

$$\Gamma^q \equiv \sum_{l=1}^N (\dot{m}_{lq} - \dot{m}_{ql}) \quad (2.39)$$

$$\Omega^q \equiv \sum_{l=1}^N (\dot{m}_{lq} \vec{U}_l - \dot{m}_{ql} \vec{U}_q) + P_{int}^q \nabla \alpha^q + \vec{F}_D^q \quad (2.40)$$

em que $\dot{m}_{lq}$ e $\dot{m}_{ql}$ representam a transferência de massa das demais fases l presentes no escoamento para a fase q e da fase q para as fases l , respectivamente. Pela conservação de massa, $\dot{m}_{qq} = \dot{m}_{ll} = 0$.

Utilizando as relações (2.37)-(2.40), as equações governantes do modelo de Fases Separadas para um escoamento bifásico podem ser reescritas como:

Conservação de massa:

$$\frac{\partial(\alpha^q \rho_q)}{\partial t} + \nabla \cdot (\alpha^q \rho_q \vec{U}_q) = \sum_{l=1}^2 (\dot{m}_{lq} - \dot{m}_{ql}) \quad (2.41)$$

Conservação da quantidade de movimento:

$$\begin{aligned} & \frac{\partial(\alpha^q \rho_q \vec{U}_q)}{\partial t} + \nabla \cdot (\alpha^q \rho_q \vec{U}_q \vec{U}_q) = -\alpha^q \nabla P \\ & + \nabla \cdot \alpha^q \left[\mu^q (\nabla \vec{U}_q + (\nabla \vec{U}_q)^T) - \frac{2}{3} \mu^q \nabla \cdot \vec{U}_q \underline{I} \right] - \nabla \cdot (\alpha^q \underline{\tau}'^q) \\ & + \alpha^q \rho_q \vec{g} + \sum_{l=1}^2 (\dot{m}_{lq} \vec{U}_l - \dot{m}_{ql} \vec{U}_q) + (P_{int}^q - P^q) \nabla \alpha^q + \underbrace{\vec{F}_D^{q,drag} + \vec{F}_D^{q,non-drag}}_{\vec{F}_D^q} \end{aligned} \quad (2.42)$$

O termo de força $\vec{F}_D^q$ da Equação (2.40) foi dividido em dois: $\vec{F}_D^{q,drag}$, que representa a força de arrasto, e $\vec{F}_D^{q,non-drag}$, que representa as demais forças de interação não-relacionadas ao arrasto (como sustentação e massa virtual). Através de considerações de modelagem apropriadas, estes termos de forças interfaciais são geralmente obtidos por funções algébricas prescritas. O termo turbulento, $\underline{\tau}'^q$, é determinado através da aplicação de modelos de turbulência.

As Equações (2.41) e (2.42) constituem a formulação efetiva do modelo de Fases Separadas para escoamentos bifásicos de fluidos Newtonianos. As fases dispersas formam estruturas (gotas, bolhas, partículas sólidas) que não são resolvidas pela resolução da malha; é necessário estipular o tamanho característico das estruturas para modelagem das forças de interação. Como aplicações usuais desta formulação, podem ser citados estudos de reatores de coluna de bolhas, suspensão e transporte de partículas sólidas e análises de leitos fluidizados.

2.2 Modelo de Mistura

Na ocasião particular em que o comportamento relativo entre as fases e o desenvolvimento da mistura podem ser previamente descritos, a formulação do modelo de Mistura pode ser obtida através da soma das equações governantes de cada fase. Neste

contexto, a interação dinâmica entre as fases não é verificada explicitamente, dado que os termos de transporte interfacial são omitidos nas equações resultantes. O problema é então simplificado através da resolução de um único conjunto de equações governantes que descreve o movimento da mistura (ou pseudo-fluido) formada pelas fases.

Fazendo-se uso dos somatórios dos termos de transporte interfacial de massa, Equação (2.11), e de quantidade de movimento, Equação (2.14), e realizando-se a soma das equações de conservação de massa, Equação (2.41), e de conservação da quantidade de movimento, Equação (2.42), para um sistema contendo duas fases, obtém-se:

Conservação de massa:

$$\frac{\partial \rho_m}{\partial t} + \nabla \cdot (\rho_m \vec{U}_m) = 0 \quad (2.43)$$

Conservação da quantidade de movimento:

$$\begin{aligned} & \frac{\partial(\rho_m \vec{U}_m)}{\partial t} + \nabla \cdot (\rho_m \vec{U}_m \vec{U}_m) = -\nabla P \\ & + \nabla \cdot \left[\mu^m (\nabla \vec{U}_m + (\nabla \vec{U}_m)^T) - \frac{2}{3} \mu^m \nabla \cdot \vec{U}_m \underline{I} \right] - \nabla \cdot (\underline{\tau}^m) \\ & + \rho_m \vec{g} + \vec{F}_\sigma - \nabla \cdot \sum_{q=1}^2 (\alpha^q \rho_q \vec{U}_{dif,q} \vec{U}_{dif,q}) \end{aligned} \quad (2.44)$$

Considera-se aqui também que as duas fases compartilham o mesmo campo de pressões. A massa específica ρ_m e a viscosidade μ^m da mistura são calculadas da seguinte forma:

$$\rho_m = \sum_{q=1}^2 \alpha^q \rho_q, \quad \mu^q = \sum_{q=1}^2 \alpha^q \mu^q \quad (2.45)$$

A velocidade da mistura, $\vec{U}_m$, é obtida através de um balanceamento por fase e por massa:

$$\vec{U}_m = \frac{\sum_{q=1}^2 \alpha^q \rho_q \vec{U}_q}{\sum_{q=1}^2 \alpha^q \rho_q} \quad (2.46)$$

Na Equação (2.44), que representa a conservação de quantidade de movimento da mistura, observa-se o surgimento do termo $\vec{U}_{dif,q}$, denominado de velocidade de difusão, definido como:

$$\vec{U}_{dif,q} = \vec{U}_q - \vec{U}_m \quad (2.47)$$

O modelo de Mistura permite que as fases se movimentem com velocidades diferentes. A velocidade relativa pode ser avaliada através da utilização de um modelo de escorregamento, geralmente uma equação algébrica, assumindo que o equilíbrio local entre as fases é atingido em pequenos espaços (MANNINEN; TAIVASSALO; KALLIO, 1996). Frequentemente, o modelo de Fluxo de Deriva (*Drift Flux Model*) (WALLIS, 1969), baseado em correlações empíricas, é aplicado para a determinação da velocidade relativa entre as fases e da velocidade de difusão.

A fração volumétrica da fase dispersa pode ser obtida através da equação de conservação de massa da fase dispersa *disp* que é resolvida para $N - 1$ fases:

$$\frac{(\partial \alpha^{disp} \rho_{disp})}{\partial t} + \nabla \cdot (\alpha^{disp} \rho_{disp} \vec{U}_m) = \sum_{q=1}^N (\dot{m}_{q,disp} - \dot{m}_{disp,q}) - \nabla \cdot (\alpha^{disp} \rho_{disp} \vec{U}_{dif,disp}) \quad (2.48)$$

A fração volumétrica da fase contínua é obtida através da restrição $\sum_{q=1}^2 \alpha^q = 1$.

2.2.1 Comentários sobre o escorregamento entre fases

A velocidade relativa entre as fases, $\vec{U}_{rel}$, é definida como a diferença de velocidades entre fase dispersa *disp* e a fase contínua *cont*:

$$\vec{U}_{rel,disp} = \vec{U}_{disp} - \vec{U}_{cont} \quad (2.49)$$

A velocidade de difusão de cada fase dispersa l , representada por $\vec{U}_{dif,l}$, se relaciona com a velocidade relativa da seguinte forma (MANNINEN; TAIVASSALO; KALLIO, 1996):

$$\vec{U}_{dif,l} = \vec{U}_l - \vec{U}_m = \vec{U}_{rel,l} - \sum_{q=1}^N c_q \vec{U}_{rel,q} \quad (2.50)$$

em que $\vec{U}_{rel,q}$ é a velocidade relativa das demais fases q presentes no meio e c_q é a fração mássica da fase q , dada por:

$$c_q = \frac{\alpha_q \rho_q}{\rho_m} \quad (2.51)$$

No caso de apenas uma fase dispersa, a Equação (2.50) se reduz a:

$$\vec{U}_{dif,disp} = (1 - c_{disp}) \vec{U}_{rel,disp} \quad (2.52)$$

Assumindo equilíbrio local entre as fases, pode-se prescrever uma relação algébrica para determinação da velocidade relativa (MANNINEN; TAIIVASSALO; KALLIO, 1996):

$$\vec{U}_{rel,disp} = \frac{\tau_{disp} (\rho_{disp} - \rho_m)}{f_{drag} \rho_{disp}} \vec{a} \quad (2.53)$$

onde τ_{disp} é o tempo de resposta, ou de relaxação, da partícula:

$$\tau_{disp} = \frac{\rho_{disp} d_{disp}^2}{18 \mu_{cont}} \quad (2.54)$$

em que d_{disp} representa o diâmetro característico da fase dispersa e μ_{cont} é a viscosidade dinâmica do meio contínuo.

A função de arrasto f_{drag} é dependente do número de Reynolds da fase dispersa, Re_{disp} , e pode ser descrita através da correlação de Schiller e Naumann (apud CLIFT; GRACE; WEBER, 1978):

$$f_{drag} = \begin{cases} 1 + 0,15 Re_{disp}^{0,687} & Re_{disp} \leq 1000 \\ 0,0183 Re_{disp} & Re_{disp} > 1000 \end{cases} \quad (2.55)$$

O número de Reynolds da fase dispersa é definido como:

$$Re_{disp} = \frac{d_{disp} \rho_{cont} |\vec{U}_{rel,disp}|}{\mu_{cont}} \quad (2.56)$$

onde ρ_{cont} é a massa específica do meio contínuo.

A aceleração $\vec{a}$ na Equação (2.53) pode ser definida como:

$$\vec{a} = \vec{g} - (\vec{U}_m \cdot \nabla) \vec{U}_m - \frac{\partial \vec{U}_m}{\partial t} \quad (2.57)$$

2.2.2 Considerações sobre o modelo de Mistura

A formulação do modelo de Mistura é, então, constituída pelo conjunto das Equações (2.43)-(2.48) aliadas a um modelo para representação da velocidade de deriva, que pode ser expresso pelas Equações (2.49)-(2.57). Assim como o modelo de Fases Separadas, o modelo de Mistura é aplicado para simulação de escoamentos em que as fases se interpenetram. As estruturas formadas (bolhas, gotas) também não são resolvidas e seu tamanho característico também deve ser imposto para modelagem das forças interfaciais. O escorregamento entre as fases é modelado através de relações constitutivas, como o modelo de Fluxo de Deriva. Sua aplicação restringe-se a escoamentos em que o escoamento da fase dispersa é fortemente estabelecido pela fase contínua. Esta avaliação pode ser feita através do número de Stokes:

$$St = \frac{\tau_{disp}}{\tau_s} \quad (2.58)$$

em que τ_{disp} representa o tempo de resposta da partícula, Equação(2.54), e τ_s é o tempo de resposta do sistema em estudo. Este último termo é definido como:

$$\tau_s = \frac{L_s}{U_s} \quad (2.59)$$

onde L_s e U_s são o comprimento e a velocidade característicos do sistema. No caso de tubulações lisas, L_s pode ser definido como o raio do duto e U_s pode ser estabelecido como a velocidade superficial da mistura.

Uma ilustração da influência do número de Stokes no comportamento da fase dispersa pode ser visualizada na Figura 2.3. Quando $St \ll 1$, a partícula segue o escoamento principal, pouco se desviando deste, e tanto o modelo de Mistura quanto o modelo de Fases Separadas podem ser utilizados, com preferência para o modelo de Mistura por ser computacionalmente mais leve. Nos casos em que $St > 1$, as partículas movem-se independentemente do meio contínuo e a utilização do modelo de Fases Separadas nestas situações é recomendada.

Entre as aplicações típicas do modelo de Mistura, pode-se citar estudos de sedimentação de partículas sólidas, separadores do tipo ciclone, escoamentos com baixo carregamento de material particulado e escoamento de bolhas com baixa fração volumétrica de gás.

Figura 2.3: Comportamento da fase dispersa com relação ao número de Stokes.

2.3 Modelo Homogêneo

Nos casos em que se considera velocidade igual para ambas as fases, o termo de velocidade de deriva da Equação (2.44) de conservação de quantidade de movimento da mistura é nulo e o modelo de Mistura se reduz ao modelo Homogêneo.

As equações governantes são:

Conservação de massa:

$$\frac{\partial \rho_m}{\partial t} + \nabla \cdot (\rho_m \vec{U}_m) = 0 \quad (2.60)$$

Conservação da quantidade de movimento:

$$\begin{aligned} \frac{\partial(\rho_m \vec{U}_m)}{\partial t} + \nabla \cdot (\rho_m \vec{U}_m \vec{U}_m) = & -\nabla P \\ + \nabla \cdot \left[\mu^m (\nabla \vec{U}_m + (\nabla \vec{U}_m)^T) - \frac{2}{3} \mu^m \nabla \cdot \vec{U}_m \vec{I} \right] - \nabla \cdot (\vec{\tau}^m) \\ & + \rho_m \vec{g} + \vec{F}_\sigma \end{aligned} \quad (2.61)$$

Adicionalmente, também se resolve a equação de transporte da fração volumétrica para $N - 1$ fases secundárias, Equação (2.62), sendo a fração volumétrica da fase primária obtida pela restrição $\sum_{q=1}^2 \alpha^q = 1$.

$$\frac{(\partial \alpha^q \rho_q)}{\partial t} + \nabla \cdot (\alpha^q \rho_q \vec{U}_m) = \sum_{l=1}^N (\dot{m}_{lq} - \dot{m}_{ql}) \quad (2.62)$$

O modelo *Volume of Fluid* desenvolvido por Hirt e Nichols (1981), pertence a esta categoria. O método se baseia em uma função indicadora de fase, que assume ou valor zero ou um, para distinguir entre dois fluidos diferentes. Esta função, por definição, representa a distribuição dos fluidos no domínio sob estudo. Então, valores iguais a zero indicam a presença de uma fase, enquanto valores unitários indicam a presença da outra fase, assim como a Equação (2.2). Valores intermediários indicam a presença de uma interface.

A evolução da fração volumétrica no domínio computacional é governada pela Equação (2.62). O emprego deste método é mais econômico do ponto de vista computacional do que a utilização de técnicas como *Markers on Interface*, *Surface-Fitted Method* ou *Markers in Fluid* (YEOH; TU, 2010), já que somente um valor de fração volumétrica é atribuído a cada célula, não sendo necessário o rastreamento explícito da interface através de marcadores ou a aplicação de malhas móveis.

No entanto, o método VOF requer a utilização de algoritmos especiais de advecção de forma a garantir a conservação de massa. Métodos usuais como *Upwind* de segunda ordem (FERZIGER; PERIC, 2002) ou *Quadratic Upwind Interpolation for Convective Kinematics*, QUICK (FERZIGER; PERIC, 2002), não são capazes de capturar a natureza discreta da interface, estendendo-a através de várias camadas de células computacionais (YEOH; TU, 2010). Métodos como *Piecewise Linear Interface Construction*, PLIC (YOUNGS, 1982), e *Compressive Interface Capturing Scheme for Arbitrary Meshes*, CICSAM (UBBINK, 1997), foram desenvolvidos para adequadamente capturar interfaces bem definidas dentro da metodologia VOF.

2.3.1 Considerações sobre o modelo *Volume of Fluid*

A formulação do modelo *Volume of Fluid* é dada, então, pelas Equações (2.60)-(2.62), cuja aplicação é recomendada em situações em que as fronteiras formadas pelas fases têm comprimento característico acima do comprimento do elemento da malha utilizada. Assim, a qualidade da interface capturada é dependente da resolução da malha. Pode-se citar como simulações comuns utilizando-se o modelo VOF o estudo de escoamentos estratificados, movimentação de bolhas grandes em líquido, escoamentos com superfície livre como movimentação de líquidos em tanques de armazenamento e preen-

chimento de recipientes.

2.4 Efeitos da turbulência

Nas três formulações apresentadas, observa-se a presença do termo turbulento referente ao tensor de tensões de Reynolds, $\underline{\tau}^m$, o qual pode ser calculado através da utilização de modelos de turbulência. A seguir, são feitas as incorporações do modelo de turbulência $k - \epsilon$ padrão (*Standard k - \epsilon*) (POPE, 2000) nas equações governantes do modelo Homogêneo.

Escoamentos turbulentos são caracterizados pelo seu comportamento irregular. Estatisticamente, a turbulência pode ser modelada através da consideração das quantidades do escoamento médio, empregando o conceito de cascata de energia cinética turbulenta (POPE, 2000). Este conceito prediz o transporte de energia cinética turbulenta das maiores escalas de comprimento para as menores escalas. Nas menores escalas, denominadas de *escalas de Kolmogorov*, a energia cinética turbulenta é dissipada na forma de calor (TENNEKES; LUMLEY, 1972).

A hipótese de viscosidade turbulenta (*eddy-viscosity*), introduzida por Boussinesq em 1877 (POPE, 2000), diz que o tensor de Reynolds é proporcional à taxa média de deformações. Por esta hipótese, o tensor de Reynolds de uma mistura, $\underline{\tau}^m$, é dado por:

$$-\underline{\tau}^m = \mu_T^m (\nabla \vec{U}_m + (\nabla \vec{U}_m)^T) - \frac{2}{3} \mu_T^m \nabla \cdot \vec{U}_m \underline{I} - \frac{2}{3} \rho_m k^m \underline{I} \quad (2.63)$$

onde k^m é a energia cinética turbulenta e o termo μ_T^m é chamado de viscosidade turbulenta. A viscosidade turbulenta é uma função do escoamento (não do fluido) e precisa ser prescrita.

Para satisfazer os requisitos dimensionais, ao menos dois parâmetros são necessários para relacionar o tensor de Reynolds à taxa média de deformações. Uma possível escolha é a própria energia cinética turbulenta, k^m , em combinação com a taxa de dissipação da energia cinética turbulenta, ϵ^m . Assim, a viscosidade turbulenta pode ser obtida por análise dimensional. Sendo a velocidade característica $\tilde{U}$ definida como:

$$\tilde{U} = \sqrt{k^m} \quad (2.64)$$

e a dimensão espacial característica $\tilde{l}$ definida como:

$$\tilde{l} = \frac{(k^m)^{\frac{2}{3}}}{\epsilon^m} \quad (2.65)$$

a viscosidade turbulenta μ_T^m pode ser definida como:

$$\mu_T^m = C_\mu \rho_m \frac{(k^m)^2}{\epsilon^m} \quad (2.66)$$

com C_μ sendo uma constante empírica.

No cálculo da viscosidade turbulenta, os valores de k^m e ϵ^m devem ser conhecidos, sendo geralmente obtidos através da solução de equações de transporte próprias, Equações (2.69) e (2.70).

Assim, com base na hipótese de viscosidade turbulenta, chega-se às equações RANS (*Reynolds-Averaged Navier-Stokes equations*) do modelo Homogêneo para fluidos Newtonianos utilizando o modelo de turbulência $k - \epsilon$ padrão:

Conservação de massa:

$$\frac{\partial \rho_m}{\partial t} + \nabla \cdot (\rho_m \vec{U}_m) = 0 \quad (2.67)$$

Conservação da quantidade de movimento:

$$\begin{aligned} \frac{\partial(\rho_m \vec{U}_m)}{\partial t} + \nabla \cdot (\rho_m \vec{U}_m \vec{U}_m) = & -\nabla P \\ + \nabla \cdot \left[(\mu^m + \mu_T^m)(\nabla \vec{U}_m + (\nabla \vec{U}_m)^T) - \frac{2}{3}(\mu^m + \mu_T^m)\nabla \cdot \vec{U}_m \underline{I} - \frac{2}{3}\rho_m k^m \underline{I} \right] \\ & + \rho_m \vec{g} + \vec{F}_\sigma \end{aligned} \quad (2.68)$$

Equação de transporte da energia cinética turbulenta:

$$\frac{\partial(\rho_m k^m)}{\partial t} + \nabla \cdot (\rho_m \vec{U}_m k^m) = \nabla \cdot \left(\frac{\mu_T^m}{\zeta_k} \nabla k^m \right) + G^m + B^m - \rho_m \epsilon^m \quad (2.69)$$

Equação de transporte da taxa de dissipação da energia cinética turbulenta:

$$\begin{aligned} \frac{\partial(\rho_m \epsilon^m)}{\partial t} + \nabla \cdot (\rho_m \vec{U}_m \epsilon^m) &= \nabla \cdot \left(\frac{\mu_T^m}{\zeta_\epsilon} \nabla \epsilon^m \right) \\ &+ \frac{\epsilon^m}{k^m} (C_{\epsilon 1} G^m + C_3 \| B^m \| - C_{\epsilon 2} \rho_m \epsilon^m) \end{aligned} \quad (2.70)$$

onde G^m é o termo de produção de energia cinética turbulenta definido por:

$$G^m = \mu_T^m \nabla \vec{U}_m \cdot (\nabla \vec{U}_m + (\vec{U}_m)^T) - \frac{2}{3} \nabla \cdot \vec{U}_m (\rho_m k^m + \mu_T^m \nabla \cdot \vec{U}_m) \quad (2.71)$$

e B^m é a produção devido ao efeito da aceleração da gravidade:

$$B^m = - \frac{\mu_T^m}{\rho_m \zeta_{\rho_m}} \vec{g} \cdot \nabla \rho_m \quad (2.72)$$

No modelo $k - \epsilon$ padrão, as constantes são definidas como:

$$\begin{aligned} C_\mu &= 0,09, \quad \zeta_k = 1,0, \quad \zeta_\epsilon = 1,3, \quad C_{\epsilon 1} = 1,44 \\ C_{\epsilon 2} &= 1,92, \quad C_3 = 1,0, \quad \zeta_{\rho_m} = 1,0 \end{aligned} \quad (2.73)$$

Para as três diferentes formulações, o conjunto das equações até agora apresentadas (conservação de massa, de quantidade de movimento e de quantidades turbulentas) constitui um sistema de equações diferenciais parciais não-lineares e acopladas, o qual não possui uma solução fechada. Faz-se necessário, então, o uso de algoritmos numéricos e técnicas computacionais para a solução desse sistema. No próximo capítulo, são apresentados resumidamente os aspectos relativos aos códigos computacionais utilizados para tal atividade, bem como descreve as noções básicas do Método dos Volumes Finitos e técnicas de solução.

3 CÓDIGOS COMPUTACIONAIS

Em geral, as ferramentas CFD são estruturadas de modo a conter três elementos principais:

1. um pré-processador;
2. um *solver*;
3. e um pós-processador.

A seguir, são identificadas as funções básicas de cada um destes elementos no contexto de um código CFD.

3.1 Ferramentas CFD

3.1.1 Pré-processador

As atividades de pré-processamento correspondem à introdução dos dados de entrada relativos ao problema em estudo e sua subsequente transformação em dados adequados para a leitura a ser realizada pelo *solver*. Tipicamente, as atividades neste estágio compreendem:

- Definição da geometria de interesse, ou seja, o domínio computacional;
- Geração da malha - divisão do domínio em um número menor de sub-domínios, denominado de malha ou *grid*, cujos elementos são conhecidos como células ou volumes de controle;
- Especificação de modelos dos fenômenos físicos a ser considerados;
- Configuração das técnicas de interpolação e métodos numéricos a ser utilizados pelo *solver*;

- Especificação das propriedades dos fluidos e superfícies de contato;
- Definição das condições de contorno do domínio computacional.

As variáveis do problema (velocidades, pressão, fração volumétrica, etc.) são calculadas em cada volume de controle, sendo a precisão da solução baseada no número de volumes presentes na malha. Em geral, quanto maior o número de células, maior é a precisão do cálculo (ROACHE, 1997). No entanto, o número de células influencia no custo computacional para solução do problema (*hardware* necessário e tempo de convergência para obtenção da solução).

Malhas não-uniformes, ou seja, em que o formato e o tamanho dos elementos é variável, geralmente são empregadas em domínios geométricos complexos, apresentando uma concentração de células menores em regiões onde grandes gradientes podem ocorrer e concentração mais grosseira onde poucas mudanças ocorrem. Códigos mais atuais apresentam algoritmos que permitem a construção de malhas auto-adaptativas, que automaticamente refinam a malha em regiões com grandes variações (FERZIGER; PERIC, 2002). Entretanto, a geração da malha ainda é dependente das habilidades do usuário, que deve buscar um compromisso entre a precisão desejada e o custo computacional da solução.

3.1.2 *Solver*

Existem diferentes técnicas numéricas utilizadas para a solução de problemas envolvendo fluidos: Método de Diferenças Finitas, Método de Elementos Finitos e Método de Volumes Finitos são os mais usuais na Dinâmica dos Fluidos Computacional (FERZIGER; PERIC, 2002). Especial atenção será dada à última metodologia, presente na maioria dos códigos CFD com utilização considerável no mercado: FLUENT, CFX, STAR-CD, STAR-CCM+, OpenFOAM, PHOENICS. Basicamente, o procedimento numérico de solução compreende as seguintes etapas:

- Integração das equações governantes em todos os volumes de controle do domínio;
- Discretização das equações integradas no passo anterior, ou seja, transformação destas em um sistema de equações algébricas;
- Solução do sistema de equações algébricas através de um método iterativo.

Um ponto interessante do Método dos Volumes Finitos está relacionado ao primeiro passo, à integração das equações nos volumes de controle. Aqui, a conservação das propriedades envolvidas no cálculo é observada para cada célula do domínio computacional, sendo consistente com o conceito utilizado para dedução das equações governantes. Esta consistência com os princípios físicos fundamentais, torna os conceitos relativos ao Método dos Volumes Finitos mais intuitivos na sua compreensão (MALISKA, 2004).

Por exemplo, a conservação de uma propriedade genérica ϕ dentro de um volume de controle pode ser expressa como o balanço entre os diferentes processos que tendem a aumentar ou diminuir a quantidade de tal propriedade. Assim, tem-se que, para cada volume de controle, a taxa de variação de ϕ no tempo é igual à soma da taxa líquida de variação de ϕ devido à convecção, da taxa líquida de variação de ϕ devido à difusão e da taxa líquida de geração ou destruição de ϕ (fontes e sumidouros). Os códigos CFD contêm técnicas de discretização para o tratamento de cada um destes termos. Neste processo de discretização, são utilizados algoritmos de interpolação espacial e temporal para construção do sistema de equações. Dada a complexidade dos fenômenos físicos e a sua interação não-linear, um método iterativo de solução faz-se necessário, como, por exemplo, o método iterativo ponto-a-ponto de Gauss-Seidel (CUNHA, 2000) ou o método linha-a-linha de Thomas ou *TriDiagonal Matrix Algorithm*, TDMA (MALISKA, 2004). Adicionalmente, no estudo de escoamentos incompressíveis, é necessário um algoritmo para representar o acoplamento entre pressão e velocidade, como o SIMPLE (PATANKAR; SPALDING, 1972) ou PISO (ISSA, 1985). Métodos chamados de *multigrid* (TROTTEBERG; OOSTERLEE; SCHÜLLER, 2001), que transportam as variáveis entre diferentes resoluções de malhas, também são utilizados para aceleração da convergência dos cálculos. Um breve resumo das técnicas utilizadas para a solução de casos será apresentado na Seção 3.2.

3.1.3 Pós-processador

Para visualização e análise dos resultados, os códigos CFD atuais possuem geralmente funcionalidades destinadas a:

- Visualização do domínio e da malha;
- Construção de vetores;
- Visualização de campos de distribuição de variáveis;
- Construção e visualização de iso-superfícies 2D e 3D;

- Rastreamento de partículas;
- Manipulação da vista (translação, rotação, ampliação).

Também têm capacidade para exportação de dados para utilização em outras ferramentas e geração de figuras e animações, proporcionando meios interessantes para visualização de detalhes do escoamento.

3.2 Métodos computacionais

O objetivo do método numérico é resolver um sistema de equações diferenciais, substituindo as derivadas por equações algébricas correspondentes envolvendo a incógnita em questão. Caso não seja possível uma solução analítica, pode-se fazer uso de uma aproximação numérica da equação diferencial, obtendo-se a solução para um número discreto de pontos. Espera-se que, aumentando o número de pontos em estudo, mais próxima da solução exata será a solução aproximada (ROACHE, 1997).

Tradicionalmente, três métodos são aplicados para a solução numérica de equações diferenciais em problemas de Dinâmica dos Fluidos Computacional: o Método de Diferenças Finitas, o Método de Elementos Finitos e o Método de Volumes Finitos. Como mencionado anteriormente, na área da mecânica dos fluidos, especial atenção tem sido direcionada ao Método de Volumes Finitos devido à sua consistência com as leis de conservação, ou seja, o balanço de conservação das propriedades e variáveis do escoamento é observado em cada um dos volumes de controle do domínio (MALISKA, 2004).

3.2.1 Método de Volumes Finitos

No Método de Volumes Finitos, as aproximações são obtidas através da integração das equações governantes em cada volume de controle. Realizando a integração em todos os volumes, obtém-se uma equação algébrica para cada volume e, assim, o sistema de equações algébricas.

Observando as equações de conservação de massa e de quantidade de movimento, verificam-se semelhanças que levam à equação de transporte da propriedade genérica ϕ :

$$\frac{\partial(\rho\phi)}{\partial t} + \nabla \cdot (\rho\phi\vec{U}) = \nabla \cdot (\Psi\nabla\phi) + S_\phi \quad (3.1)$$

Onde encontram-se a taxa de variação temporal e o termo convectivo à esquerda e os termos difusivo e o termo-fonte à direita. O coeficiente difusivo é representado por Ψ .

A Equação (3.1) é utilizada como ponto de partida no Método de Volumes Finitos. Fazendo-se ϕ igual a 1 e $\vec{U}$ e escolhendo-se o coeficiente difusivo Ψ e os termos-fonte apropriados, chega-se às equações efetivas de conservação de massa e de quantidade de movimento (VERSTEEG; MALALASEKERA, 1995).

Integrando a Equação (3.1) em um volume de controle tridimensional VC , com dV representando o volume diferencial:

$$\int_{VC} \frac{\partial(\rho\phi)}{\partial t} dV + \int_{VC} \nabla \cdot (\rho\phi\vec{U}) dV = \int_{VC} \nabla \cdot (\Psi\nabla\phi) dV + \int_{VC} S_\phi dV \quad (3.2)$$

Através do Teorema de Divergência de Gauss, as integrais dos termos convectivo e difusivo são realizadas nas superfícies constituintes do volume de controle, denominadas por SC . Por exemplo, para um vetor genérico $\vec{s}$, o Teorema de Gauss leva a:

$$\int_{CV} \nabla \cdot \vec{s} dV = \int_{SC} \vec{n} \cdot \vec{s} dA \quad (3.3)$$

O termo $\vec{n} \cdot \vec{s}$ representa a componente do vetor $\vec{s}$ na direção do vetor $\vec{n}$ normal a dA . Assim, a integral do divergente do vetor $\vec{s}$ no volume de controle é igual à soma das componente do vetor $\vec{s}$ na direção normal a todas as faces (superfícies de contorno) do elemento.

Aplicando o Teorema de Gauss na equação (3.2), segue:

$$\frac{\partial}{\partial t} \left(\int_{VC} \rho\phi dV \right) + \int_{SC} \vec{n} \cdot (\rho\phi\vec{U}) dA = \int_{SC} \vec{n} \cdot (\Psi\nabla\phi) dA + \int_{VC} S_\phi dV \quad (3.4)$$

A ordem da integração e da diferenciação do primeiro termo à esquerda da Equação (3.4) foi trocada para representar o seu significado físico: a taxa de variação temporal da quantidade total da propriedade ϕ presente no volume de controle. O produto $\vec{n} \cdot \rho\phi\vec{U}$ representa a componente do fluxo da propriedade ϕ devido ao escoamento do fluido atravessando as superfícies de controle nas direções dos vetores $\vec{n}$. Então, o segundo termo representa a taxa líquida de variação de ϕ no volume de controle devido à convecção. O primeiro termo à direita representa a taxa líquida de variação de ϕ no elemento devido à

difusão. O termo final representa a taxa líquida da propriedade ϕ gerada ou destruída.

Em casos de regime permanente, o termo da taxa de variação é nulo e a Equação (3.4) se reduz a:

$$\int_{SC} \vec{n} \cdot (\rho \phi \vec{U}) dA = \int_{SC} \vec{n} \cdot (\Psi \nabla \phi) dA + \int_{VC} S_\phi dV \quad (3.5)$$

Em regime transiente, faz-se necessária também a integração em relação ao tempo, no intervalo de t a $t + \Delta t$, por exemplo:

$$\begin{aligned} \int_{\Delta t} \frac{\partial}{\partial t} \left(\int_{VC} \rho \phi dV \right) dt + \int_{\Delta t} \int_{SC} \vec{n} \cdot (\rho \phi \vec{U}) dA dt = \int_{\Delta t} \int_{SC} \vec{n} \cdot (\Psi \nabla \phi) dA dt \\ + \int_{\Delta t} \int_{VC} S_\phi dV dt \end{aligned} \quad (3.6)$$

Cada um dos termos presentes na Equação (3.6) deve ser devidamente aproximado por técnicas de interpolação para a obtenção das chamadas equações discretizadas. Em cada volume de controle da malha, obtém-se uma equação discretizada do transporte da variável ϕ . Fazendo-se ϕ igual a 1 e $\vec{U}$ e escolhendo-se o coeficiente difusivo Ψ e os termos-fonte apropriados, aplicando-se as técnicas de discretização espacial e temporal, obtém-se respectivamente as equações discretizadas de conservação de massa e de quantidade de movimento, que, em coordenadas cartesianas, assumem a seguinte forma genérica (VERSTEEG; MALALASEKERA, 1995):

$$a_P \phi_P = a_W \phi_W + a_E \phi_E + a_S \phi_S + a_N \phi_N + a_B \phi_B + a_T \phi_T + a_P^0 \phi_P^0 + S_u \quad (3.7)$$

Onde os subscritos W , E , S , N , B e T denotam a vizinhança (oeste, leste, sul, norte, base e topo, respectivamente, de um elemento cúbico) do ponto P em estudo. O sobrescrito 0 denota a iteração no tempo t , lembrando que o intervalo em estudo vai de t a $t + \Delta t$. A definição dos coeficientes que acompanham as variáveis ϕ depende dos algoritmos de interpolação espacial e temporal utilizados.

Se forem utilizados os valores de ϕ da vizinhança no mesmo tempo t , obtém-se a formulação explícita da equação discretizada. Se os valores utilizados forem do tempo $t + \Delta t$, estará se aplicando a formulação totalmente implícita. Caso valores nos dois tempos sejam utilizados de maneira balanceada, estará se aplicando a formulação

implícita, simplesmente (MALISKA, 2004).

Dependendo das técnicas de discretização espacial utilizadas para cada termo da Equação (3.6), diferentes coeficientes são obtidos para a Equação (3.7). Algumas técnicas serão aqui citadas, podendo seus detalhes serem verificados em Versteeg e Malalasekera (1995), Ferziger e Peric (2002), Tannehill, Anderson e Pletcher (1997) e Maliska (2004).

Para discretização do termo difusivo, o primeiro à direita da Equação (3.6), normalmente se aplica a técnica de diferenciação central, que utiliza uma interpolação linear entre os valores nodais de ϕ vizinhos à face para a obtenção dos valores nesta.

O termo-fonte, o último da Equação (3.6), geralmente é aproximado de maneira linear por:

$$\int_{VC} S_{\phi} dV = \bar{S}_{\phi} \Delta V = S_u + S_p \phi_P \quad (3.8)$$

Sendo $\bar{S}_{\phi}$ a média no volume de controle e S_u e S_p os coeficientes de interpolação da variável ϕ_P .

No caso do termo convectivo, o segundo à esquerda da Equação (3.6), a utilização da diferenciação central pode ser inadequada. Isto se deve ao fato de que, diferentemente dos processos da difusão que influenciam o meio em todas as direções, a convecção tem influência somente sobre a região a jusante no sentido do escoamento. Assim, técnicas de discretização que levam em consideração esse direcionamento são mais adequadas. A seguir, são exemplificadas quatro técnicas de interpolação, considerando os volumes de controle uni-dimensionais da Figura 3.1:

- *Upwind* de primeira ordem: considerando a direção do escoamento, o valor de ϕ na face é igual ao valor nodal de ϕ imediatamente a montante da face:

$$\phi_e = \phi_P \quad (3.9)$$

- *Upwind* de segunda ordem: no código FLUENT, esta interpolação calcula o valor de ϕ na face como um balanceamento entre o valor nodal e o gradiente de ϕ na célula imediatamente a montante da face:

$$\phi_e = \phi_P + \nabla \phi_P \cdot \vec{r}_P \quad (3.10)$$

Figura 3.1: Volumes de controle uni-dimensionais.

- Diferenciação central: faz um balanceamento entre as células que dividem a face:

$$\phi_e = \frac{1}{2}(\phi_P + \phi_E) + \frac{1}{2}(\nabla\phi_P \cdot \vec{r}_P + \nabla\phi_E \cdot \vec{r}_E) \quad (3.11)$$

- QUICK: aplicado somente em malhas estruturadas, realiza um balanço entre duas células a montante e uma célula a jusante:

$$\begin{aligned} \phi_e = & \frac{1}{8} \left[\frac{\Delta x_E}{\Delta x_P + \Delta x_E} \phi_P + \frac{\Delta x_P}{\Delta x_P + \Delta x_E} \phi_E \right] \\ & + \frac{7}{8} \left[\frac{\Delta x_W + 2\Delta x_P}{\Delta x_W + \Delta x_P} \phi_P - \frac{\Delta x_P}{\Delta x_W + \Delta x_P} \phi_W \right] \end{aligned} \quad (3.12)$$

Nas equações (3.10) e (3.11), aparecem termos relacionados ao gradiente $\nabla\phi$ dentro da célula. Este gradiente pode ser avaliado através do método de Green-Gauss ou dos Mínimos Quadrados (*Least-Squares Gradient Reconstruction*) (DAHOE; CANT, s.d.). Os vetores $\vec{r}$ apontam do centro da célula para o centróide da face.

Ainda na discretização do termo convectivo, considera-se que os valores das velocidades nas faces do elemento são conhecidos. No entanto, geralmente o campo de velocidade não é prescrito. As componentes da velocidade devem ser obtidas através das equações de conservação da quantidade de movimento, Equação (2.7), e ainda satisfazer a equação de conservação de massa, Equação (2.1). Na maioria dos problemas de Engenharia, o gradiente de pressão é o termo de maior importância e influência no campo de velocidades. No entanto, normalmente este também não é conhecido *a priori*.

No caso de escoamentos compressíveis, a equação da conservação de massa aliada

ao conhecimento da temperatura (seja prescrita ou obtida pela equação de conservação da energia, suprimida neste texto), pode ser utilizada como equação de transporte da massa específica. Através, então, de uma equação de estado do tipo $P = P(\rho, T)$, obtém-se o campo de pressões no domínio. Então, utilizando este campo de pressões, podem ser calculadas as componentes da velocidade pelas equações de conservação da quantidade de movimento (FERZIGER; PERIC, 2002).

Entretanto, se o escoamento for incompressível, a massa específica é constante e, assim, não está ligada à pressão. Neste caso, o acoplamento entre pressão e velocidade introduz uma restrição na solução do escoamento: se o campo de pressões correto é aplicado nas equações de conservação de quantidade de movimento, então o campo de velocidades resultante deve satisfazer a equação da continuidade.

Tal acoplamento pode ser resolvido por métodos iterativos como o SIMPLE (PATANKAR; SPALDING, 1972) ou PISO (ISSA, 1985), sendo este considerado uma variação do primeiro. Ambos algoritmos utilizam um procedimento de estimativa e correção para o cálculo da pressão. Será dada uma breve descrição do método, podendo os detalhes ser encontrados também em Versteeg e Malalasekera (1995), Maliska (2004) e Ferziger e Peric (2002).

A seqüência de operações realizadas pelo algoritmo SIMPLE é a seguinte:

1. Inicia-se o processo com um valor estimado para a pressão, as componentes da velocidade e qualquer outra variável genérica ϕ ;
2. Resolve-se as equações discretizadas da quantidade de movimento, obtendo-se novos valores das componentes da velocidade;
3. Estes valores são utilizados na equação de correção da pressão, utilizada para a obtenção de valores corrigidos da pressão e das componentes da velocidade;
4. Com os valores corrigidos, resolve-se as equações de transporte discretizadas das outras variáveis ϕ , obtendo-se os novos valores de ϕ ;
5. Caso não haja convergência, o processo é recommçado no item 2, utilizando os últimos valores calculados da pressão, da velocidade e de ϕ .

Em contrapartida, o algoritmo PISO utiliza dois passos de correção:

1. Inicia-se o processo com um valor estimado para a pressão, as componentes da velocidade e qualquer outra variável genérica ϕ ;

2. Resolve-se as equações discretizadas da quantidade de movimento, obtendo-se novos valores das componentes da velocidade;
3. Estes valores são utilizados na primeira equação de correção da pressão, utilizada para a obtenção de valores corrigidos da pressão e das componentes da velocidade;
4. Resolve-se a segunda equação de correção da pressão, utilizada também para a obtenção de novos valores corrigidos da pressão e das componentes da velocidade;
5. Com os últimos valores corrigidos, resolve-se as equações de transporte discretizadas das outras variáveis ϕ , obtendo-se os novos valores de ϕ ;
6. Caso não haja convergência, o processo é recommençado no item 2, utilizando os últimos valores calculados da pressão, da velocidade e de ϕ .

Especial atenção é dada à localização dos nós para aplicação das técnicas de cálculo e de interpolação das variáveis relacionadas às velocidades e à pressão. A utilização dos mesmos nós do volume de controle para ambas as variáveis pode mascarar um campo de pressões não-uniforme como um campo uniforme. Um exemplo pode ser observado a seguir. Considere uma malha e um campo idealizado de distribuição de pressões avaliadas nos nós como mostra a Figura 3.2:

Figura 3.2: Distribuição oscilante de pressões em malha uniforme - reproduzido de Versteeg e Malalasekera (1995).

Utilizando interpolação linear para cálculo do gradiente de pressão na direção x no volume de controle ao redor do ponto P , tem-se:

$$\frac{\partial P}{\partial x} = \frac{P_e - P_w}{\delta x} = \frac{\left(\frac{P_E + P_P}{2}\right) - \left(\frac{P_P + P_W}{2}\right)}{\delta x} = \frac{P_E - P_W}{2\delta x} = 0 \quad (3.13)$$

Similarmente, o gradiente na direção y é:

$$\frac{\partial P}{\partial y} = \frac{P_N - P_S}{2\delta y} = 0 \quad (3.14)$$

Assim, obtém-se valores nulos de gradientes de pressão mesmo que o campo de pressões apresente oscilações em ambas as direções. Este mesmo resultado de gradientes, que não é condizente com o campo estudado, seria introduzido nas equações de quantidade de movimento por um campo de pressões uniforme. Desta forma, se as velocidades são definidas nos mesmo nós que a pressão, o efeito desta não é corretamente representado nas equações de quantidade de movimento (VERSTEEG; MALALASEKERA, 1995).

Uma solução para esta questão é a utilização de uma malha deslocada ou *staggered grid*, como o método *Pressure Staggering Option* (FERZIGER; PERIC, 2002) (PRESTO!), cuja idéia básica é calcular as variáveis de pressão e outras variáveis escalares nos nós usualmente localizados no centro do volume de controle, enquanto as velocidades são calculadas em pontos localizados no centro das faces dos volumes de controle. Um exemplo desta configuração é mostrado na Figura 3.3.

As variáveis de pressão e outros escalares são calculadas nos nós dos volumes de controle, identificados por $\bullet$. Já as velocidades são calculadas nas faces dos volumes e são identificadas pelas setas: as horizontais representam a localização das velocidades na direção x e as setas verticais representam a localização das velocidades na direção y . Desta forma, em relação ao volume de controle ao redor do ponto P , as velocidades em x são calculadas nas faces e e w enquanto as velocidades em y são guardadas nas faces n e s .

A Figura 3.3 mostra os volumes de controle utilizados para cálculo da velocidade em x , identificado como $u-cell$, e para cálculo da velocidade em y , marcado como $v-cell$. Observa-se que são diferentes entre si e também diferentes do volume de controle usado no cálculo da pressão, centrado no ponto P .

Através desta configuração, os nós da pressão coincidem com as faces do $u-cell$, de forma que o gradiente de pressão avaliado no centro do $u-cell$ é dado por:

$$\frac{\partial P}{\partial x} = \frac{P_P - P_W}{\delta x_u} \quad (3.15)$$

Figura 3.3: Exemplo de *staggered grid* com posicionamento das variáveis de velocidade e pressão - reproduzido de Versteeg e Malalasekera (1995).

Similarmente, o gradiente de pressão na direção y no centro do $v - cell$ é:

$$\frac{\partial P}{\partial y} = \frac{P_P - P_S}{\delta y_v} \quad (3.16)$$

Aplicando a mesma distribuição oscilante de pressões do caso anterior, serão então obtidos gradientes de pressão não-nulos. Desta forma, o uso de uma configuração do tipo *staggered grid* evita a distorção do gradiente de pressões e sua conseqüente influência inadequada nas equações de conservação da quantidade de movimento. É interessante mencionar que, nesta configuração, o posicionamento das variáveis correspondentes às velocidades se dá nas localizações exatamente necessárias para o cálculo dos fluxos convectivo e difusivo, ou seja, nas faces dos elementos. Já os nós centrais concentram as informações sobre a pressão e outros escalares (VERSTEEG; MALALASEKERA, 1995).

Considerando todos os volumes de controle, o processo de discretização das equações governantes resulta em um sistema de equações algébricas lineares que precisa ser resolvido. A complexidade e o tamanho do sistema depende do número de dimensões con-

sideradas no problema, do número de volumes de controle e das técnicas de discretização utilizadas. Existem duas classes de técnicas de solução de equações algébricas lineares: métodos diretos e métodos iterativos (MALISKA, 2004). Como método direto, pode-se citar o método de eliminação de Gauss, cuja desvantagem reside na necessidade de grande capacidade de armazenamento de informações. Por exemplo, para a solução de N equações com N incógnitas, tem-se N^3 operações, demandando o armazenamento simultâneo de N^2 coeficientes (VERSTEEG; MALALASEKERA, 1995). Já um método iterativo, como o método ponto-a-ponto de Gauss-Seidel (CUNHA, 2000), consiste na aplicação repetida de um algoritmo relativamente simples até que determinado nível de convergência seja obtido.

A taxa de convergência da solução dos métodos iterativos é dependente da discretização espacial do domínio, ou seja, do número de elementos da malha. Geralmente, quanto mais fina a malha, maior é a precisão do cálculo. No entanto, um número maior de elementos representa também uma redução na taxa de convergência (ROACHE, 1997). Assim, em conjunto com os métodos iterativos, geralmente faz-se uso da técnica denominada *multigrid* (TROTTEBERG; OOSTERLEE; SCHÜLLER, 2001). Esta técnica utiliza diferentes resoluções de malhas ou operações algébricas - no caso da técnica *Algebraic Multigrid*, AMG (TROTTEBERG; OOSTERLEE; SCHÜLLER, 2001) - para a obtenção de soluções intermediárias e técnicas de interpolação para transferência dos valores das variáveis entre os distintos estágios. Detalhes podem ser encontrados também em Maliska (2004), Ferziger e Peric (2002) e Tannehill, Anderson e Pletcher (1997).

Em resumo, tem-se os seguintes passos para a obtenção da solução de um escoamento:

- Definição do domínio computacional;
- Geração da malha;
- Definição dos modelos físicos do problema;
- Definição das propriedades dos fluidos;
- Definição das condições de contorno;
- Discretização espacial e temporal das equações governantes através das técnicas de interpolação;
- Solução através de um método iterativo, com auxílio de um acelerador *multigrid*;

- Avaliação dos resultados através de uma ferramenta de pós-processamento.

3.2.2 Representação da região adjacente a paredes

Os escoamentos turbulentos são afetados consideravelmente pela presença de superfícies sólidas estacionárias, as paredes. À medida que se aproxima da região próxima a elas, devido à condição de não-eskorregamento, as variáveis de interesse apresentam os seus maiores gradientes e o transporte de quantidade de movimento e de outros escalares é mais pronunciado. Desta forma, a correta modelagem dessas regiões tem um impacto significativo na adequada representação de escoamentos turbulentos.

A região próxima às paredes é, geralmente, subdividida em três partes (TENNEKES; LUMLEY, 1972):

- Sub-camada viscosa, onde o escoamento se torna laminar e os efeitos da viscosidade molecular são predominantes;
- Região completamente turbulenta, em que as tensões turbulentas são predominantes;
- Camada de transição, localizada entre as camadas anteriores, onde a turbulência e os efeitos viscosos são igualmente importantes.

O perfil de velocidades é influenciado de maneira diferente pelos efeitos dominantes em cada região. Classicamente, o comportamento do perfil de velocidades é apresentado na forma de um gráfico da velocidade adimensional, u_+ , pela distância adimensional à parede, y_+ , definidas como:

$$u_+ = \frac{U}{u^*} \quad (3.17)$$

$$u^* = \frac{\tau_w}{\rho} \quad (3.18)$$

$$y_+ = \frac{\rho u^* y}{\mu} \quad (3.19)$$

em que τ_w , u^* e y são, respectivamente, a tensão de cisalhamento na parede, a velocidade de atrito e a distância à parede.

A Figura 3.4 apresenta a relação expressa acima para as três regiões, comumente denominada de lei de parede.

Figura 3.4: Lei de parede - adaptado de Tennekes e Lumley (1972).

Normalmente, existem dois tipos de modelagem desta região. Em um primeiro tipo, a sub-camada viscosa e a região de transição não são resolvidas. Faz-se uso de funções semi-empíricas, denominadas funções de parede, para se modelar os efeitos viscosos nestas regiões e conectar a região completamente turbulenta à superfície. Estas funções de parede são constituídas pelas chamadas leis de parede (através das quais as variáveis médias de velocidade e temperatura são calculadas) e por formulações para determinação das quantidades turbulentas próximas à parede.

Na outra abordagem, chamada de *near-wall modeling*, os modelos de turbulência são modificados de forma que os efeitos viscosos são resolvidos até a parede. Alguns modelos de turbulência, como o modelo $k - \omega$ Shear-Stress Transport (MENTER, 1994) ($k - \omega$ SST), utilizam uma ligação entre a lei de parede da camada viscosa (variação linear da velocidade com a distância à parede) e a lei logarítmica, válida na região completamente turbulenta. Desta forma, as equações de transporte das quantidades turbulentas são válidas nas três regiões mostradas na Figura 3.4 e podem ser integradas até a parede.

No caso da utilização do modelo $k - \epsilon$ (LAUNDER; SPALDING, 1974) no contexto da abordagem *near wall modeling*, faz-se necessária a divisão do domínio computacional em duas regiões: sub-camada viscosa e região completamente turbulenta, cuja separação

é feita através do número de Reynolds turbulento baseado na distância até a parede:

$$Re_y = \frac{\rho y \sqrt{k}}{\mu} \quad (3.20)$$

Sendo k a energia cinética turbulenta.

Na região completamente turbulenta ($Re_y > 200$ ou $y_+ > 30$), o modelo $k - \epsilon$ é empregado como descrito anteriormente. Na sub-camada viscosa ($y_+ < 5$), o modelo unidimensional de Wolfshtein (WOLFSHTEIN, 1969) é utilizado. Neste modelo, considera-se que há variação somente na direção normal à parede; assim, as equações de conservação da quantidade de movimento e da energia cinética turbulenta unidimensionais são, então, resolvidas, com uma modificação no cálculo da viscosidade turbulenta. Uma função adicional é também definida para fazer a ligação entre ambos os modelos.

A opção pelo uso de funções de parede ou de *near-wall modeling* tem implicação direta na resolução da malha próxima à parede. Quando as funções de parede são utilizadas, usualmente se trabalha com uma distância adimensional y_+ acima de 30. Neste caso, o cálculo se concentra apenas na região completamente turbulenta, como mostra a Figura 3.4. No segundo caso, em que as quantidades turbulentas podem ser calculadas até a região da sub-camada viscosa, o valor de y_+ deve ser aproximadamente igual a 1.

Em termos práticos, comparando-se um mesmo caso avaliado sob as diferentes metodologias, malhas com $y_+ \approx 1$ apresentam elementos com menor tamanho e, conseqüentemente, em maior quantidade, o que leva a uma maior necessidade de poder computacional e menores taxas de convergência. Porém, esta abordagem geralmente proporciona melhores resultados em casos onde os efeitos viscosos são considerados importantes. Assim, a definição da metodologia a ser utilizada deve levar em consideração o tipo de escoamento a ser simulado, o nível desejado de fidelidade de resultados e a limitação de recursos computacionais. Uma comparação entre as duas resoluções de malha pode ser observada na Figura 3.5.

De maneira geral, pode-se citar como situações em que o *near-wall modeling* apresenta vantagens:

- Escoamentos turbulentos através de pequenas passagens ou de fluidos altamente viscosos e em baixa velocidade;
- Presença de sucção ou injeção de fluido através da parede;
- Escoamentos com comportamento fortemente tridimensional na região próxima às

(a)

(b)

Figura 3.5: Resolução da malha com (a) $y_+ \approx 30$ e (b) $y_+ \approx 1$.

superfícies;

- Gradiente de pressão adverso causando separação do escoamento.

Os casos supracitados se distanciam das situações para as quais as funções de parede foram desenvolvidas, tornando sua aplicação menos confiável. Assim, nestes casos, é recomendável a utilização do *near-wall modeling* juntamente com os requisitos de resolução de malha na região próxima às paredes.

4 MEDIDORES DE PRESSÃO DIFERENCIAL

As formulações, modelos e métodos numéricos apresentados nos Capítulos 2 e 3 foram utilizados para simulação de escoamentos através de placas de orifício e de bocais de vazão. Este capítulo apresenta análises relacionadas a quatro tópicos:

1. Escoamentos monofásicos através de placas de orifício e bocais de vazão, comparando-se quantitativamente os resultados obtidos de coeficiente de descarga com os valores previstos pela norma ISO 5167:2003 (ISO, 2003);
2. Escoamentos bifásicos do tipo *wet gas* através de placas de orifício, com comparação quantitativa de resultados obtidos de vazão mássica total com dados experimentais fornecidos pela PETROBRAS;
3. Utilização de informações obtidas via CFD para verificação da alternativa de uso da fração de vazio no cálculo de vazão mássica total de escoamentos do tipo *wet gas* em placas de orifício, com comparação quantitativa com os dados experimentais do item anterior;
4. Avaliação da flutuação de pressão diferencial observada em escoamentos de *wet gas* através de placas de orifício, comparando os resultados estatísticos do sinal de pressão diferencial com dados presentes na literatura.

De maneira geral, na primeira etapa de simulações, objetivou-se, anteriormente aos estudos multifásicos, verificar a precisão de uma metodologia computacional para avaliação de escoamentos monofásicos através de medidores de pressão diferencial. Na etapa seguinte, estudou-se a interação entre as duas fases de escoamentos de *wet gas* através de placas de orifício, avaliando-se a influência da distribuição das fases a montante do medidor, por exemplo, no diferencial de pressão através do dispositivo. Também foram analisadas as estruturas topológicas (distribuição de fases e de velocidades, por exemplo) desenvolvidas ao longo da tubulação. Os resultados de fração de vazio a montante da placa

obtidos nesta foram serão utilizados no passo seguinte a fim de se verificar a possibilidade do uso desta informação para medição da vazão mássica total de *wet gas* através de uma modificação do código desenvolvido por Paz (2011). Finalmente, na última etapa, foram analisadas as flutuações do sinal de pressão diferencial como complemento à caracterização da quantidade de líquido presente em escoamentos de *wet gas*.

4.1 Escoamentos monofásicos através de medidores

Em um primeiro instante, foram estudados escoamentos monofásicos incompressíveis em placas de orifício e bocais de vazão. Foram conduzidas simulações em regime estacionário para diferentes números de Reynolds utilizando-se o *software* comercial FLU-ENT. A distribuição de velocidades e pressões foram analisadas e comparados com dados da literatura. A vazão mássica e a perda de pressão calculadas via CFD foram utilizadas para estimativa do coeficiente de descarga dos dispositivos, que foram comparados com os valores previstos pela norma ISO 5167:2003 (ISO, 2003). O fator *Grid Convergence Index* foi utilizado para análise das incertezas relacionadas à resolução das malhas utilizadas.

4.1.1 Descrição dos casos

O primeiro passo operacional desta etapa foi a definição do domínio computacional que representará o ambiente de estudo. Foram então construídas geometrias tridimensionais de uma placa de orifício e de um bocal de vazão em uma tubulação com diâmetro $D = 50,8 \text{ mm}$ (2 polegadas). A relação de diâmetros $\beta = d/D = 0,50$ foi utilizada, seguindo as instruções de detalhes construtivos relacionadas na norma ISO 5167:2003 (ISO, 2003), ilustradas na Figura 4.1. Neste estudo, foram considerados os bocais de vazão do tipo raio longo, utilizados na faixa de razão de diâmetros $0,20 \leq \beta \leq 0,80$.

Com relação a placas de orifício, a norma sugere, a partir dos valores do diâmetro interno da tubulação D e do diâmetro do orifício d , as dimensões de espessura da placa E e de espessura da borda e . O ângulo do chanfro γ foi considerado igual a 45° . Já para os bocais de vazão, a partir dos diâmetros D e d , a norma sugere as dimensões da espessura da placa de sustentação H , a espessura da borda de saída do bocal F e as dimensões e o posicionamento da elipse que originará a superfície do medidor. Com posse destas dimensões, os detalhes geométricos de ambos os medidores foram completamente definidos.

As geometrias elaboradas consistem ainda de uma tubulação reta com compri-

Figura 4.1: Detalhes construtivos de placa de orifício e de bocal de vazão - adaptado de ISO 5167:2003 (ISO, 2003).

mento de $30 D$ a montante dos medidores, necessária para garantir que perfis completamente desenvolvidos de velocidades e de quantidades turbulentas fossem observadas na região de aproximação do medidor. No entanto, como se verá mais adiante, perfis já desenvolvidos foram usados como condições de contorno destas simulações. A jusante, uma tubulação reta com $20 D$ foi considerada de forma a permitir que se observe a recuperação de pressão na região após a influência do medidor.

As geometrias elaboradas foram então discretizadas espacialmente com elementos poliédricos não-estruturados com uma camada de elementos prismáticos na região das paredes de forma a adequadamente capturar as variações do escoamento nestas áreas. Para cada caso estudado, foram geradas três malhas com diferentes números de elementos de forma a se poder avaliar a influência da resolução das malhas nos resultados obtidos. Esta avaliação foi conduzida aplicando-se o critério de *Grid Convergence Index*, GCI, proposto por Roache (1997). Os detalhes deste procedimento podem ser encontrados no Apêndice A. A malha mais refinada da placa de orifício apresentou aproximadamente 600.000 volumes de controle, enquanto a malha mais refinada do bocal de vazão possuiu cerca de 500.000 células. Dois exemplos de malha estão ilustradas na Figura 4.2.

Com cada conjunto de malhas, foram conduzidas simulações de escoamentos de água em regime estacionário correspondentes aos números de Reynolds, baseado no di-

Figura 4.2: Corte longitudinal de porção do domínio computacional, mostrando os detalhes das malhas com elementos poliédricos: (a) placa de orifício e (b) bocal de vazão - $\beta = 0, 50$.

âmetro do duto, Re_D , iguais a 15.000, 50.000, 150.000 e 500.000. Foram considerados os valores constantes de massa específica $\rho = 998,2 \text{ kg/m}^3$ e de viscosidade dinâmica $\mu = 0,001 \text{ Pa.s}$, correspondentes a água a uma temperatura de 20°C . Para cada condição, foram primeiramente conduzidas simulações em regime estacionário considerando-se uma tubulação reta com comprimento de $300 D$, suficiente para se obter perfis desenvolvidos de velocidades e de quantidades turbulentas na seção de saída deste duto. Nesta etapa, na seção de saída do duto é imposta a pressão atmosférica constante. Na seção de entrada da tubulação, é imposta uma vazão mássica relacionada a cada condição de Reynolds. Adicionalmente na entrada, foram impostas estimativas das quantidades de energia cinética turbulenta, k , e de taxa de dissipação de energia cinética turbulenta, ϵ , calculadas através das equações:

$$k = \frac{3}{2} (U I)^2 \quad , \quad U = \frac{Re_D \mu}{D \rho} \quad , \quad I = 0,16 (Re_D)^{-1/8} \quad (4.1)$$

$$\epsilon = C_\mu^{3/4} \frac{k^{3/2}}{\tilde{l}} \quad , \quad \tilde{l} \approx 0.07 D \quad , \quad C_\mu = 0,09 \quad (4.2)$$

em que U é a velocidade média na seção do duto, I é a intensidade turbulenta, $\tilde{l}$ é o comprimento característico aproximado da turbulência e C_μ é uma constante empírica como definida na Seção 2.4.

Exemplos dos perfis desenvolvidos de velocidade, de energia cinética turbulenta e de sua taxa de dissipação obtidos com as tubulações retas podem ser vistos, respectivamente, nas Figuras 4.3(a), 4.3(b) e 4.3(c). As imagens ilustram os perfis radiais obtidos na linha vertical na saída do duto.

Para cada condição estudada, estes perfis desenvolvidos de velocidades e de quan-

Figura 4.3: Perfis completamente desenvolvidos obtidos na simulação da tubulação reta - $Re_D = 15.000$: (a) velocidade local; (b) energia cinética turbulenta; (c) taxa de dissipação de energia cinética turbulenta.

tidades turbulentas foram então impostos como condições de contorno a montante dos medidores. Na seção de saída a jusante dos medidores, é considerada pressão atmosférica constante.

Tanto nas simulações da tubulação reta quanto nas dos dutos contendo os medidores, foram aplicados os seguintes métodos numéricos e modelos:

- Acoplamento pressão-velocidade: algoritmo PISO;
- Modelo de turbulência: *Realizable $k - \epsilon$* ;
- Discretização de velocidades e de pressões: método *staggered grid* através do algoritmo PRESTO!;

- Discretização espacial das demais variáveis de interesse: *Upwind* de segunda ordem;
- Aceleração da convergência através do algoritmo *Algebraic Multi-Grid*.

Com relação à modelagem na região próxima às paredes, foram utilizadas ambas as abordagens de aplicação de funções de parede e de *near wall modeling*, dependendo do número de Reynolds do escoamento sob estudo. Com o aumento do número de Reynolds, a fim de se obter uma discretização adequada das regiões da parede através para uso de *near wall modeling*, o tamanho característico dos elementos prismáticos na região adjacente às paredes tende a diminuir, aumentando a quantidade de elementos da malha. Assim, para se evitar um número excessivo de elementos e, conseqüentemente, uma maior demanda por recursos computacionais, nos escoamentos a altos números de Reynolds a abordagem através de funções de parede foi preferida. A baixos números de Reynolds, a escolha pelo tratamento até a parede (*near wall modeling*) se mostrou adequada. Considera-se que a simulação obteve convergência quando os resíduos normalizados das variáveis decaem ao menos quatro ordens de grandeza e quando medidas como, por exemplo, tensão de cisalhamento na parede e vazão mássica e velocidade média na seção de saída do duto atingem um valor estacionário.

4.1.2 Resultados

As distribuições de velocidades e de pressões ao longo das placas de orifício foram avaliadas. Foram analisadas a velocidade normalizada U^* ao longo da linha de centro (velocidade local normalizada pela velocidade máxima observada na linha de centro) e a evolução da pressão normalizada P^* , calculada como:

$$P^* = \frac{P - P_L}{P_0 - P_L} \quad (4.3)$$

em que P , P_0 e P_L representam, respectivamente, a pressão estática local, a pressão estática na seção de entrada da tubulação ($40 D$ a montante do medidor) e a pressão estática na saída do duto ($20 D$ a jusante do dispositivo).

As Figuras 4.4(a) e 4.4(b) mostram uma comparação entre as simulações realizadas e os dados experimentais de Morrison et al. (1993). Observa-se que, independentemente do Reynolds, os escoamentos apresentam praticamente o mesmo comportamento. A velocidade apresenta um máximo, relacionado à *vena contracta* (confinamento do escoamento em uma área com um diâmetro mínimo, menor que a área do orifício da placa,

e conseqüentemente máxima velocidade). Morrison et al. (1993) relata que este máximo ocorre a aproximadamente $0,4 D$ a jusante da placa, conforme também observado pelas simulações (a placa de orifício está localizada na posição $x/D = 0$). Os resultados de velocidade apresentam ótima concordância com os dados experimentais a até aproximadamente $1,5 D$ a jusante da placa, quando os valores apresentam um ligeiro afastamento, voltando a se alinhar a aproximadamente $5,0 D$. O comportamento da pressão obtido pelas simulações difere levemente dos dados experimentais, de modo que a recuperação da pressão se apresenta mais acentuada nos cálculos CFD. Apesar de haver uma concordância entre os dados a montante do dispositivo, inclusive com a captura de um leve aumento de pressão nas imediações da placa, os dados se distanciam a partir de $1,0 D$ após a placa, reunindo-se depois a partir de $8,0 D$ aproximadamente. No entanto, se considerarmos somente a região das tomadas de pressão, como se verá adiante, a distribuição de pressão é compatível com os dados experimentais. Estas discrepâncias podem ser fruto da modelagem da turbulência adotada. O uso de modelos que considerem o comportamento anisotrópico da turbulência, como o modelo RSM (LAUNDER, 1989), na região da placa pode apresentar uma melhoria na captura deste fenômeno.

Ainda nas placas de orifício, seguindo as orientações da norma ISO 5167:2003 (ISO, 2003), foram criados medidores virtuais de pressão estática representativos das tomadas de pressão do tipo *flange taps*. Nesta configuração, as tomadas de pressão estão localizadas $25,4 mm$ a montante e $25,4 mm$ a jusante da face à montante da placa. Já nos bocais de vazão, as tomadas estão localizadas $1 D$ a montante e $1 D$ a jusante da face de entrada do bocal. As pressões estáticas absolutas foram obtidas através destes medidores pontuais que calculam a média do valor da pressão nas células imediatamente adjacentes ao ponto.

O coeficiente de descarga C_D do dispositivo, definido para escoamentos de fluidos incompressíveis, foi então calculado por:

$$C_D = \frac{\dot{m}\sqrt{1 - \beta^4}}{\frac{\pi}{4}d^2\sqrt{2(P1 - P2)}\rho} \quad (4.4)$$

em que $\dot{m}$ é a vazão mássica na seção do duto calculada pela simulação, d o diâmetro do orifício do medidor e $P1$ e $P2$ são, respectivamente, as pressões estáticas absolutas nas tomadas a montante e a jusante do dispositivo.

Os resultados de coeficiente de descarga obtidos através da Equação (4.4) foram comparados com as fórmulas presentes na ISO 5167:2003 (ISO, 2003), as quais são funções

Figura 4.4: Comparação entre as distribuições de (a) velocidades e (b) pressões adimensionais ao longo da placa de orifício obtidos via CFD e dados experimentais de Morrison et al. (1993).

do número de Reynolds, da razão de diâmetros, da configuração das tomadas de pressão e das propriedades dos fluidos (READER-HARRIS; SATTARY, 1990).

A diminuição no coeficiente de descarga na placa de orifício é predominantemente provocada pela deflexão abrupta do escoamento, o que origina o fenômeno de *vena contracta*; desta maneira, o fator β efetivo em uma placa de orifício resulta menor que o fator geométrico. A placa de orifício também gera na sua região posterior uma região de circulação bem definida. A metodologia computacional aplicada foi capaz de capturar estes fenômenos, como mostram as Figuras 4.5(a) e 4.5(b), porém os resultados mostraram uma estimativa menor da queda de pressão, o que leva a resultados de C_D maiores quando comparados aos valores preditos pela norma ISO (diferença máxima relativa de

4,92% considerando-se os resultados obtidos com as malhas mais refinadas).

Figura 4.5: Linhas de corrente através da placa de orifício mostrando: (a) o fenômeno de *vena contracta* e (b) as regiões de recirculação - seção longitudinal do tubo.

Já no caso dos bocais de vazão, a deflexão do escoamento pelas superfícies do dispositivo é mais suave. A diminuição do coeficiente de descarga é sensivelmente menor (os valores são próximos a 1) e se dá principalmente por dissipação viscosa nas paredes do medidor, o que é devidamente capturado pela metodologia computacional utilizada. Os resultados de coeficiente de descarga calculados via CFD com as malhas mais refinadas se apresentaram levemente abaixo dos valores previstos pela norma ISO, com uma diferença máxima relativa igual a $-0,98\%$.

A Figura 4.6 mostra uma comparação entre os resultados de ambos os medidores, juntamente com as incertezas das correlações presentes na norma ISO. Segundo esta norma, a incerteza da correlação do coeficiente de descarga da placa de orifício é de $0,5\%$, enquanto a incerteza da correlação para bocal de vazão é de $2,0\%$.

A incerteza da discretização espacial do domínio foi analisada através do procedimento sugerido por Roache (1994), através do qual calculou-se o fator GCI, ou o índice de convergência da malha. Este procedimento baseia-se no método generalizado de extrapolação de Richardson. Através desta técnica, quantifica-se a margem do erro numérico relativo à malha utilizada em um cálculo CFD. Como mencionado anteriormente, na análise de cada caso foram conduzidas simulações com três níveis de refinamento de ma-

Figura 4.6: Coeficiente de descarga de placas de orifício e bocais de vazão - Comparação entre simulações e norma ISO 1567 (ISO, 2003).

lha, o que geralmente é denominado estudo de convergência ou de refinamento de malha. Espera-se que, à medida que a malha seja refinada (elementos com tamanho característico cada vez menor), o erro relativo à discretização espacial assintoticamente se aproxime de zero (ROACHE, 1997). Assim, foram conduzidas 24 simulações, sendo 12 de placas de orifício e 12 de bocais de vazão, sendo 3 simulações correspondentes a cada um dos 4 diferentes números de Reynolds.

Em cada um dos casos, as métricas utilizadas para determinação do fator GCI foram: tensão de cisalhamento média na parede da tubulação, τ_w , a vazão mássica na seção do orifício, $\dot{m}$, e o próprio coeficiente de descarga do dispositivo. O procedimento, bem como um exemplo de aplicação, se encontram detalhados no Apêndice A. A Tabela 4.1 apresenta os valores médios do erro relativo aproximado associado às duas malhas mais finas utilizadas, e_a^{21} , e os valores médios do fator GCI obtidos em cada caso.

Tabela 4.1: Incerteza da discretização de malha.

	Placa de orifício			Bocal de vazão		
	τ_w	$\dot{m}$	C_D	τ_w	$\dot{m}$	C_D
e_a^{21} médio [%]	0,51	0,08	1,41	0,36	0,17	0,24
GCI médio [%]	0,38	0,04	2,42	0,29	0,10	0,08

Assim, pode-se considerar que as malhas mais refinadas apresentaram uma incerteza média relacionada à discretização espacial para cálculo da tensão média de cisalhamento na parede igual a 0,51% no caso das placas de orifício e de 0,36% para bocais bocais de vazão. No cálculo da vazão mássica através da seção do orifício do dispositivo, as incertezas foram da ordem de 0,08% para placas e de 0,17% para bocais. Já para o cálculo do coeficiente de descarga C_D , as incertezas foram de 2,42% no caso das placas de orifício e igual a 0,24% no caso dos bocais de vazão.

4.1.3 Comentários sobre os resultados

A metodologia utilizada se mostrou satisfatória para obtenção de valores de coeficientes de descarga próximos aos valores estimados pelas correlações presentes na norma ISO. Fenômenos característicos como a *vena contracta* existente nas placas de orifício e regiões de recirculação de fluido foram devidamente capturados. As simulações dos escoamentos em placas apresentaram uma previsão de valores superiores aos da norma ISO (desvio máximo relativo de 4,92%), enquanto nas simulações dos bocais, em que a perda de pressão se dá principalmente por dissipação viscosa, observa-se que há uma estimativa de valores levemente abaixo do esperado (desvio de -0,98%). A influência da resolução de malhas nos resultados foi objetivamente investigada através do critério GCI.

Esta etapa de simulações representa uma base de indicações com relação aos modelos e métodos utilizados (métodos de interpolação, modelos de turbulência, resolução de malha) e um ponto de partida para a etapa seguinte, em que foram avaliados escoamentos do tipo *wet gas* através de placas de orifício.

4.2 Vazão mássica de *wet gas* através de placas via CFD

Nesta seção, serão apresentadas e discutidas as simulações de escoamentos do tipo *wet gas* através de placas de orifício. As condições simuladas são uma representação de dados de testes de produção conduzidos e fornecidos pela PETROBRAS, provenientes de poços localizados na província petrolífera de Urucu (AM). Três situações foram consideradas:

1. Escoamento completamente homogêneo, em que todas as fases escoam com a mesma velocidade, modelado como escoamento monofásico - esta situação será referenciada como escoamento homogêneo;

2. Escoamento de gás e líquido, em que as fases líquidas de óleo e água foram consideradas homogeneizadas, com as fases gasosa e líquida se aproximando do medidor com velocidades iguais (porém com escorregamento livre através da placa) e com distribuição uniforme - esta situação será denominada de escoamento disperso;
3. A mesma situação anterior porém com uma distribuição de fases não-uniforme a montante da placa, com as fases gasosa e líquida se aproximando do dispositivo com velocidades diferentes - esta situação será chamada de escoamento não-uniforme.

Assim, foram avaliadas as influências do escorregamento e da distribuição das fases a montante do dispositivo no gradiente de pressões. Os resultados de vazão mássica obtidos através das três metodologias foram comparados com os dados experimentais. Também foram verificadas as estruturas topológicas e campos de distribuições de velocidades obtidos com os três métodos.

4.2.1 Condições de operação

Os testes de produção foram conduzidos pela PETROBRAS em dois poços da província petrolífera de Urucu (AM). Cada conjunto de dados representa uma média de medições realizadas por um período de 30 minutos. Esta base de dados, que representa cerca de 1.200 pontos de operação, reúne informações sobre a pressão absoluta e a temperatura a montante dos medidores, a queda de pressão nos dispositivos e vazões volumétricas de gás, água e óleo medidas através de separadores multifásicos em uma condição de referência determinada pela PETROBRAS. Nesta condição de referência, especifica-se o valor das massas específicas das fases presentes no escoamento. Com estas propriedades e com as vazões volumétricas, é então possível determinar a razão entre a quantidade produzida de gás e de óleo, GOR , e a razão de água produzida em relação ao total de líquido, BSW , nesta condição de referência. Ou seja, determina-se a composição do escoamento (títulos mássicos de gás, óleo e água) na condição de referência.

Em seu trabalho, Paz (2011) desenvolveu um código computacional capaz de, utilizando os dados de GOR e BSW e as propriedades termo-físicas das fases na condição de referência juntamente com as informações sobre a temperatura e pressões absoluta e diferencial nos medidores, estimar a composição do escoamento localmente nos medidores, ou seja, é possível estimar a composição na condição de medição. No presente trabalho, este código foi utilizado para se obter as condições de operação nas placas de orifício em quatro pontos de operação, mostrados na Tabela 4.2.

Tabela 4.2: Pontos de operação simulados.

Caso	$GOR [-]$	$BSW [\%]$	$P [kPa]$	$\Delta P_{exp} [kPa]$	$\theta [^{\circ}C]$	$D [mm]$	$\beta [-]$
01	1857,5	52,1	9870,6	140,9	52,0	58,4	0,60
02	1857,5	52,1	7174,9	137,6	48,2	77,9	0,49
03	2024,1	14,4	12494,4	144,4	53,7	58,4	0,68
04	2024,1	14,4	8286,2	131,6	46,9	77,9	0,58

Os pontos 01 e 02 correspondem a um mesmo escoamento fluindo através de duas placas de orifício diferentes, uma situada a montante e outra situada a jusante de uma válvula *choke*. O mesmo se aplica para os pontos 03 e 04 em outro poço de produção. Observa-se pelos altos valores de GOR que se trata de uma produção de gás muito mais significativa quando comparada com a produção de óleo. Verifica-se que a razão entre a queda de pressão nas placas e a pressão absoluta é da ordem máxima de 2,0%, podendo o escoamento através do medidor ser considerado como incompressível ($\Delta P/P \ll 1$). É interessante também observar que quatro valores de razão de diâmetros β foram estudados.

No presente trabalho, foram analisadas três situações diferentes:

1. Escoamento completamente homogêneo, em que todas as fases escoam com a mesma velocidade, modelado como escoamento monofásico - esta situação será referenciada como escoamento homogêneo;
2. Escoamento de gás e líquido, em que as fases líquidas de óleo e água foram consideradas homogeneizadas, com as fases gasosa e líquida se aproximando do medidor com velocidades iguais (porém com escorregamento livre através da placa) e com distribuição uniforme - esta situação será denominada de escoamento disperso;
3. A mesma situação anterior porém com uma distribuição de fases não-uniforme a montante da placa, com as fases gasosa e líquida se aproximando do dispositivo com velocidades diferentes - esta situação será chamada de escoamento não-uniforme.

Os dois últimos casos serão chamados conjuntamente de escoamentos multifásicos. Ambos foram estudados a fim de se analisar a influência do grau de desenvolvimento hidrodinâmico do escoamento a montante da placa de orifício, refletido na distribuição das fases na seção de passagem do duto. Desta forma, o caso não-uniforme é o padrão desenvolvido em uma tubulação reta com comprimento de $300 D$ para as condições de escoamento estudadas.

Aplicando-se então o código de Paz (2011) nos dados acima, foram obtidas uma estimativa da composição do escoamento na condição de medição e as condições de contorno a ser aplicadas nas simulações. As incertezas relacionadas a estas estimativas são analisadas na Subseção 4.2.3. Para cada caso, foram calculadas as propriedades (massa específica e viscosidade dinâmica) relacionadas ao escoamento homogêneo e aos escoamentos multifásicos (os escoamentos disperso e não-uniforme apresentam as mesmas propriedades para um mesmo caso sob análise). É também estimada a vazão mássica total. Adicionalmente, no caso dos escoamentos multifásicos, o título mássico na condição de medição é calculado. Como exemplo, as Tabelas 4.3 e 4.4 apresentam as propriedades e as condições de contorno do Caso 01 para, respectivamente, o escoamento homogêneo e os escoamentos multifásicos. O subscrito m representa a mistura gás-óleo-água completamente homogeneizadas; os subscritos g e l referenciam as fases gasosa e líquida, respectivamente.

Tabela 4.3: Propriedades e condições de contorno relativas aos escoamentos homogêneos analisados.

Caso	$\rho_m [kg/m^3]$	$\mu_m [Pa.s]$	$\dot{m} [kg/s]$
01	196,3	$3,2 \times 10^{-5}$	4,95
02	140,8	$2,9 \times 10^{-5}$	4,95
03	190,3	$2,7 \times 10^{-5}$	6,28
04	125,0	$2,2 \times 10^{-5}$	6,28

Tabela 4.4: Propriedades e condições de contorno relativas aos escoamentos multifásicos analisados.

Caso	$\rho_g [kg/m^3]$	$\mu_g [Pa.s]$	$\rho_l [kg/m^3]$	$\mu_l [Pa.s]$	$\dot{m} [kg/s]$	$x [-]$	$\chi_{LM} [-]$
01	101,9	$1,5 \times 10^{-5}$	827,7	$5,0 \times 10^{-4}$	4,95	0,45	0,43
02	70,9	$1,4 \times 10^{-5}$	846,0	$5,6 \times 10^{-4}$	4,95	0,46	0,34
03	131,3	$1,7 \times 10^{-5}$	673,7	$3,2 \times 10^{-4}$	6,28	0,62	0,28
04	84,4	$1,4 \times 10^{-5}$	714,3	$4,1 \times 10^{-4}$	6,28	0,63	0,20

A Tabela 4.4 também mostra o título mássico, x , e o fator de Lockhart-Martinelli, χ_{LM} , calculado através da Equação (4.5), para cada um dos casos estudados. Este fator pondera as massas específicas e as vazões das fases presentes no escoamento e pode ser entendido como uma medida da fração de líquido presente em escoamentos *wet gas* - quanto maior χ_{LM} , maior a presença de líquido da mistura.

$$\chi_{LM} = \frac{1-x}{x} \left(\frac{\rho_l}{\rho_g} \right)^{-\frac{1}{2}} \quad (4.5)$$

De posse das propriedades e das vazões dos casos dispersos, pode-se prever o padrão de escoamento desenvolvido a partir de mapas de regime. No presente trabalho, foi considerado o mapa generalizado de Taitel e Dukler (TAITEL; DUKLER, 1976). Este mapa relaciona os parâmetros X , K , T e F (cujas equações são mostradas no Apêndice B) com determinado padrão de escoamento bifásico horizontal.

Como mostra a Figura 4.7, todos os casos avaliados se situam na região de escoamento anular ou líquido disperso.

Figura 4.7: Pontos de operação sob estudo localizados no mapa de regimes de Taitel e Dukler - adaptado de Taitel e Dukler (1976).

Portanto, como mencionado no Capítulo 2, o Modelo de Fases Separadas ou o Modelo de Mistura podem ser utilizados nesta situação, dependendo do número de Stokes do escoamento. Ambos os modelos necessitam como dado de entrada o diâmetro característico da fase dispersa. Como esta informação não está disponível nos dados fornecidos pela PETROBRAS, recorreu-se a correlações presentes na literatura a fim de se estimar este comprimento característico da gota. Galinat et al. (2005) sugeriram uma correlação para o diâmetro máximo de gotas a jusante de uma restrição, $d_{disp,max}$ dependente da queda de pressão no orifício ΔP , do diâmetro d do mesmo e da tensão superficial σ entre os fluidos. Já Al-Sarkhi e Hanratty (2002) propuseram uma correlação para o diâmetro médio de gotas em escoamentos anular, que é uma função do diâmetro D da tubulação, da tensão superficial entre as fases, da massa específica ρ_g e da velocidade superficial $U_{s,g}$ da fase gasosa. As correlações são mostradas nas Equações (4.6).

$$d_{disp,max} = \sqrt{\frac{2,76 \sigma d}{\Delta P}} \quad , \quad d_{disp,medio} = \left[\frac{0,154 D^{0,36} \sigma^{0,55}}{\rho_g^{0,55} U_{s,g}^{1,1}} \right]^{\frac{1}{0,91}} \quad (4.6)$$

Seguindo tais correlações, um diâmetro $d_{disp} = 0,025 \text{ mm}$ foi considerado nas simulações dos quatro casos estudados. O valor do coeficiente de tensão superficial $\sigma = 0,02 \text{ N/m}$, informado pela PETROBRAS, foi utilizado nos cálculos. Com isto, todos os casos apresentaram baixo número de Stokes, $St < 1$, podendo então o Modelo de Mistura ser aplicado.

4.2.2 Procedimento de cálculo

Assim como na etapa das simulações de escoamentos monofásicos, anteriormente à simulação dos medidores, foram conduzidas simulações considerando apenas tubulações retas para a obtenção de perfis completamente desenvolvidos na seção de saída deste duto. Neste processo, foram obtidos os perfis de velocidades e de quantidades turbulentas dos escoamentos homogêneos. Também, foram obtidas as distribuições para o escoamento não-uniforme. No caso dos escoamentos dispersos, os perfis de velocidade e de quantidades turbulentas são similares aos casos homogêneos, sendo considerada uma distribuição uniforme das fases na seção transversal do duto.

Para os casos homogêneo e não-uniforme, uma tubulação com comprimento igual a $300 D$ foi modelada. No escoamento homogêneo, na seção de entrada do duto foi imposta uma vazão mássica total calculada conforme anteriormente citado. No escoamento não-uniforme, foram impostas vazões mássicas de gás e de líquido, calculadas como:

$$\dot{m}_g = \dot{m}x \quad \dot{m}_l = \dot{m}(1 - x) \quad (4.7)$$

Na seção de entrada desta tubulação reta, as fases são consideradas uniformemente distribuídas. Adicionalmente, foram impostos os valores das quantidades turbulentas k e ϵ . Em ambos os casos, estas quantidades foram calculadas para uma mistura completamente homogênea, de acordo com formulação mostrada na Seção 4.1.1. Na seção de saída do duto, foi imposta uma condição de pressão estática constante. A aceleração da gravidade provoca uma separação entre as fases, fazendo com que o escoamento se distribua na forma de uma névoa no interior do duto, com maior concentração de líquido na porção inferior do duto e apresentando uma pequena quantidade de líquido circundando

o perímetro da tubulação a até aproximadamente a sua metade. As Figuras 4.8(a), 4.8(b) e 4.8(c) ilustram as distribuições de fases para ambos os casos.

Figura 4.8: Distribuições da fração volumétrica de gás dos casos multifásicos: (a) escoamento disperso e (b) escoamento não-uniforme; (c) detalhe da região com maior concentração de líquido - seção transversal do tubo.

Estas distribuições de fases e, adicionalmente, os perfis de velocidades e de quantidades turbulentas foram então impostos como condições de contorno a montante das placas de orifício. Nestes domínios computacionais, foram consideradas tubulações retas com comprimento de $20 D$ a montante do medidor, suficiente para a manutenção dos perfis até o escoamento se aproximar das placas, e uma tubulação reta com $40 D$ a jusante do dispositivo, a fim de se avaliar o comportamento das fases após a interação com o orifício. Assim como na Seção 4.1, os detalhes geométricos das placas obedeceram os preceitos da norma ISO 5167 (ISO, 2003). Foram utilizadas malhas com elementos poliédricos em todos os casos. As malhas mais finas utilizadas, contendo cerca de 600.000 volumes de controle, apresentaram, através da análise do critério GCI, aproximadamente 0,27% de incerteza relacionada à malha no cálculo do *gas hold-up* (fração de vazio integrada em

todo domínio computacional), 0,23% no cálculo da vazão mássica e 1,54% no cálculo da queda de pressão.

Nas simulações das tubulações retas e dos domínios contendo os medidores foram aplicados os seguintes métodos e modelos:

- Acoplamento pressão-velocidade: algoritmo PISO;
- Modelo de turbulência: *Realizable k - ϵ* ;
- Discretização de velocidades e de pressões: método *staggered grid* através do algoritmo PRESTO!;
- Discretização espacial das demais variáveis de interesse: *Upwind* de segunda ordem;
- Aceleração da convergência através do algoritmo *Algebraic Multi-Grid*;
- Modelo de força de arrasto: Schiller & Naumann.

4.2.3 Análise dos resultados

Um dos objetivos desta etapa foi comparar a vazão mássica total obtida por cada uma das abordagens (escoamento homogêneo, disperso e não-uniforme). No entanto, a vazão mássica é uma condição de contorno imposta nas simulações. Então, esta comparação foi realizada indiretamente a partir dos resultados de diferencial de pressão obtidos nas placas. Para tal, ao redor de cada ponto de operação, outros dois pontos próximos foram simulados, por exemplo a $-5,0\%$ e a $+5,0\%$ da vazão mássica total, mantendo-se constantes as propriedades das fases e o título mássico. A queda de pressão é avaliada através de medidores pontuais posicionados conforme a configuração do tipo *flange taps*. Com os resultados deste conjunto de simulações, foi possível traçar curvas de $\dot{m}$ em função de ΔP para as três abordagens relacionadas a cada ponto de operação. Assim, por exemplo, para o Caso 01, foram obtidas as curvas mostradas na Figura 4.9.

Observa-se que os modelos multifásicos, que consideram o escorregamento entre as fases, proveram resultados muito próximos entre si, independentemente da distribuição de fases a montante do medidor. Sistemáticamente, a modelagem homogênea apresenta um maior diferencial de pressão para uma mesma vazão mássica ou, de maneira alternativa, uma menor vazão mássica para uma mesma diferença de pressão. Para cada uma das curvas, foi obtida uma equação de reta na forma $\dot{m} = \dot{m}(\Delta P)$ que, então, relaciona o diferencial de pressão com a vazão mássica total do escoamento através da placa e

Figura 4.9: Curvas de vazão mássica por pressão diferencial obtidas via CFD.

representa o comportamento da abordagem utilizada em torno de cada ponto estudado. Com relação ao Caso 01, as seguintes relações lineares foram obtidas:

$$\dot{m}_m = 1,6699 \times 10^{-5} \text{ kg/s Pa}^{-1} \Delta P + 2,2736 \text{ kg/s} \quad (4.8)$$

$$\dot{m}_d = 1,7688 \times 10^{-5} \text{ kg/s Pa}^{-1} \Delta P + 2,2634 \text{ kg/s} \quad (4.9)$$

$$\dot{m}_a = 1,7738 \times 10^{-5} \text{ kg/s Pa}^{-1} \Delta P + 2,2561 \text{ kg/s} \quad (4.10)$$

onde os subscritos h , d e a correspondem aos casos homogêneo, disperso e não-uniforme, respectivamente. Vale reforçar que estas relações são válidas somente na vizinhança do ponto de operação sob estudo. De posse do diferencial de pressão experimental, ΔP_{exp} , da Tabela 4.2, pode-se verificar qual seria a vazão mássica total obtida por cada abordagem para tal pressão diferencial. Para o Caso 01:

$$\dot{m}_m = 4,6263 \text{ kg/s} \quad (4.11)$$

$$\dot{m}_d = 4,7555 \text{ kg/s} \quad (4.12)$$

$$\dot{m}_a = 4,7552 \text{ kg/s} \quad (4.13)$$

Comparando com o valor obtido com os dados experimentais, os modelos multifásicos apresentaram um desvio de aproximadamente $-3,9\%$, enquanto a abordagem

homogênea apresentou um desvio relativo de $-6,6\%$. A Figura 4.10 apresenta uma reunião de todos os dados simulados, $\dot{m}_{CFD}$, comparados com os dados experimentais, $\dot{m}_{EXP}$.

Figura 4.10: Comparação entre os resultados de vazão mássica total obtidos via CFD e os dados experimentais.

Observa-se que, sistematicamente, o modelo homogêneo prevê uma menor vazão mássica em comparação com os modelos multifásicos, que incorporam o escorregamento em sua formulação. Esta característica também foi observada teoricamente por Paz (2011) na elaboração de seu trabalho. Fica evidente que, em comparação com os dados experimentais, as abordagens multifásicas apresentaram uma melhor performance que a modelagem homogênea (exceto para o Caso 03), mostrando a importância da consideração do escorregamento entre as fases para a correta modelagem do fenômeno em questão. Já a distribuição de fases a montante do dispositivo não se mostrou de grande relevância para a previsão da queda de pressão no dispositivo, e conseqüente cálculo da vazão mássica, visto que os escoamentos disperso e não-uniforme apresentaram praticamente os mesmos resultados.

Acerca do código desenvolvido por Paz (2011), vale citar como fontes de incerteza na determinação da vazão mássica (utilizada como dado de entrada nas simulações CFD):

- Determinação das propriedades termo-físicas na condição padrão (de laboratório), com incertezas pequenas;
- Determinação de GOR , BSW e vazões na condição padrão através de teste de produção de poço. Os erros podem ser consideráveis pois a medição é feita assumindo

uma condição de escoamento permanente de uma mistura multifásica em um volume grande (tubulação mais separador) onde, aliás, é controlado o nível do separador. Segundo Falcone, Hewitt e Alimonti (2010), a incerteza nas vazões obtidas em testes em separador varia entre 5 e 10%;

- Determinação das variáveis na condição de medição através das relações e hipóteses do modelo: propriedades termo-físicas na condição de operação e título mássico através do modelo de *black oil*, assim como escorregamento através do modelo de Chisholm (1977), hipótese de não-escorregamento entre as fases líquidas e coeficiente de descarga. Os erros podem ser importantes, pois o modelo de *black oil* é válido para baixos valores de *GOR*.

Estas incertezas do código de Paz (2011) são transportadas às simulações CFD na forma das condições de contorno das simulações (vazão mássica total, título mássico e propriedades termo-físicas dos fluidos). Correlações de *black oil* ajustadas ao fluido particular dos poços de Urucu, melhorias nas correlações de escorregamento (tanto entre gás e líquido quanto entre líquidos) ou a utilização de um modelo composicional ajudariam a diminuir tais incertezas.

Para estudo das estruturas topológicas geradas pela interação entre as fases e o dispositivo de medição, foram avaliadas as distribuições das fases ao longo do domínio computacional considerando os escoamentos disperso e não-uniforme. As Figuras 4.11(a) e 4.11(b) mostram as distribuições de fases na região da placa de orifício obtidas em ambas as simulações do Caso 01.

Observa-se que, no escoamento disperso, são formadas duas regiões de recirculação simétricas e similares a um escoamento monofásico. Nestas regiões, há uma maior concentração de gás do que no restante do domínio. Também é possível perceber um pequeno acúmulo de líquido em toda a superfície à montante do medidor. Já no escoamento não-uniforme, é evidente a separação entre as fases com formação de uma camada composta quase exclusivamente por líquido na porção inferior do duto, o que se refletirá em regiões de recirculação assimétricas a jusante da placa: na região inferior, ocorre uma recirculação de uma mistura de gás e líquido, enquanto na região superior do duto, a região de recirculação é composta predominantemente de gás. Como no escoamento disperso, toda a superfície a montante da placa apresenta um acúmulo de líquido, sendo em maior quantidade na região inferior; nota-se também um acúmulo de líquido na região inferior a jusante do medidor.

Figura 4.11: Distribuição da fração volumétrica de gás na região da placa: (a) escoamento disperso e (b) escoamento não-uniforme - seção longitudinal vertical do tubo.

A influência da distribuição de fases também pode ser observada através da deflexão do perfil de velocidades. As Figuras 4.12(a), 4.12(b) e 4.12(c) mostram comparações entre os perfis de velocidades calculados pelas três abordagens em linhas verticais localizadas a 20 mm a montante da placa, no orifício da placa e a 50 mm a jusante da mesma. Nesta comparação, no caso das simulações multifásicas, foi considerada a velocidade local da mistura, calculada pela Equação (2.46).

Na região a montante do medidor, Figura 4.12(a), o perfil de velocidades do escoamento não-uniforme já se encontra deslocado em comparação com os escoamentos homogêneo e disperso, devido ao filme líquido formado na região inferior do duto. Ao passar pela placa, Figura 4.12(b), a deformação do escoamento não-uniforme é acentuada, de forma que a região superior, com maior concentração de gás, é acelerada mais intensamente do que a região inferior, mais rica em líquido. No mesmo local, os perfis dos escoamentos homogêneo e disperso se distanciam levemente devido ao escorregamento entre as fases. A jusante da placa, Figura 4.12(c), os perfis tendem a se alinhar, já que o escoamento não-uniforme tende a se homogeneizar, como veremos mais adiante.

Figura 4.12: Comparação dos perfis de velocidades ao longo da posição radial adimensionalizada: (a) a 20 mm a montante da placa; (b) no orifício da placa; e (c) a 50 mm a jusante da placa.

Nas simulações, o escorregamento médio entre as fases foi calculado em diferentes seções transversais ao longo do domínio computacional da seguinte forma:

$$\bar{U}_g = \frac{\int_A U_{x,g} \alpha \, dA}{\int_A \alpha \, dA}, \quad \bar{U}_l = \frac{\int_A U_{x,l} (1 - \alpha) \, dA}{\int_A (1 - \alpha) \, dA}, \quad S = \frac{\bar{U}_g}{\bar{U}_l} \quad (4.14)$$

em que $\bar{U}$ representa a velocidade média na seção de passagem, U_x é a velocidade axial local das fases, α é a fração volumétrica de gás local e A é a área transversal de passagem do escoamento.

Analisando o escorregamento médio ao longo do medidor no Caso 01, como mostra a Figura 4.13, os escoamentos disperso e não-uniforme, a montante do dispositivo, apresentam valores de escorregamento diferentes entre si devido às diferentes distribuições de fases na seção de passagem como mostrado anteriormente. Vale notar que o

ambos os valores mantêm-se constantes, mostrando que os escoamentos se aproximam da placa completamente desenvolvidos. No entanto, após a interação com a placa, o comportamento entre os dois escoamentos se aproxima, de forma que, no escoamento não-uniforme, as fases se reorganizam e tornam-se homogêneas, com velocidade relativa nula (escorregamento unitário). Portanto, é interessante observar que a placa age também como um dispositivo de homogeneização das fases.

Figura 4.13: Comparação entre a evolução do escorregamento dos escoamentos disperso e não-uniforme através da placa de orifício - Caso 01.

Ainda analisando a evolução do escorregamento, observa-se que, aproximando-se da placa, a fase gasosa sofre uma aceleração mais acentuada que a fase líquida, fazendo com que, ao longo do medidor, o escorregamento aumente consideravelmente. O escoamento não-uniforme apresentou um escorregamento máximo maior que o escoamento disperso, já que, enquanto a velocidade média da fase gasosa é similar para ambos os casos, como mostra a Figura 4.14, a velocidade média do líquido no escoamento não-uniforme é menor que no caso disperso devido à distribuição de fases.

Na região imediatamente após a placa, nos dois escoamentos, a fase líquida apresenta uma velocidade média maior que a fase gasosa, fazendo com que o escorregamento seja menor que 1. A Figura 4.15 auxilia no entendimento deste fenômeno. Verifica-se que o escorregamento local, $S_{LC} = U_{x,g}/U_{x,l}$, avaliado na linha de centro do duto não apresenta o decaimento observado para o escorregamento médio. Assim, pode-se observar que a maior concentração de gás nas regiões de recirculação a jusante do dispositivo exerce uma forte contribuição no cálculo de uma menor velocidade média do gás nesta porção

Figura 4.14: Comparação entre as velocidades médias das fases gasosa e líquida para: (a) escoamento disperso e (b) escoamento não-uniforme - Caso 01.

do escoamento e, conseqüentemente, um menor escorregamento médio. Vale também observar que na região compreendida entre $3D$ e $7D$ após a placa, o escorregamento local apresenta uma leve queda. Nesta região de recuperação de pressão, a fase líquida, devido à inércia, apresenta uma velocidade ligeiramente maior que a fase gasosa, mas logo os fluidos entram em equilíbrio e se alinham novamente.

Figura 4.15: Comparação entre os escorregamentos médio e local através da placa de orifício - Escoamento disperso do Caso 01.

Vale reforçar que a metodologia utilizada nas simulações CFD não impõe a restrição de escorregamento constante na contração, conforme mostram os resultados apresen-

tados, contrariamente à hipótese de Chisholm (1977) presente no modelo uni-dimensional implementado no código de Paz (2011). É interessante observar que o valor máximo do escorregamento médio obtido via CFD é compatível com o valor estimado pela correlação de Chisholm (1977), dada pela Equação (4.15), considerando os casos dos escoamentos dispersos.

$$S_C = \begin{cases} \left(\frac{\rho_l}{\rho_g}\right)^{\frac{1}{4}} & \chi_{LM} < 1 \\ \left[1 + x \left(\frac{\rho_l}{\rho_g} - 1\right)\right]^{\frac{1}{2}} & \chi_{LM} > 1 \end{cases} \quad (4.15)$$

onde χ_{LM} é o parâmetro de Lockhart-Martinelli, definido como na Equação (4.5).

A Tabela 4.5 mostra uma comparação entre ambos os resultados, sendo que o desvio médio do escorregamento obtido via CFD foi de cerca de 3,7% em relação à correlação de Chisholm (1977).

Tabela 4.5: Comparação entre os resultados de escorregamento médio obtidos via CFD e correlação de Chisholm.

Caso	$S_{max,CFD} [-]$	$S_C [-]$
01	1,61	1,68
02	1,77	1,86
03	1,57	1,51
04	1,74	1,71

De maneira geral, os resultados desta etapa de simulações mostraram que:

- A consideração do escorregamento entre as fases na modelagem de escoamentos do tipo *wet gas* através de placas de orifício é fundamental para a adequada captura da queda de pressão através do medidor;
- A modelagem homogênea prediz valores sub-estimados de vazão mássica em comparação com os modelos multifásicos que consideram o escorregamento na sua formulação, conforme previsto por Paz (2011);
- A distribuição de fases a montante do dispositivo não mostrou influência no campo de pressões; no entanto, exerce influência na distribuição do campo de velocidades e de fases;

- A concentração de líquido na região inferior do escoamento não-uniforme produz regiões de recirculação assimétricas a jusante da placa de orifício;
- A placa de orifício atua como um dispositivo de homogeneização dos fluidos: a partir de determinado comprimento a jusante do medidor, as fases se misturam e tanto o escoamento disperso quanto o não-uniforme apresentaram escorregamento unitário após a interação com a placa;
- O valor máximo do escorregamento obtido nos escoamentos dispersos é compatível com o valor estimado pela correlação de Chisholm (1977).

4.3 Uso da fração de vazio no cálculo da vazão mássica

Normalmente, na indústria de óleo e gás, os testes de produção são conduzidos em intervalos de 45 em 45 dias e, segundo Silva, Borges e Pinheiro (2000), estes testes têm duração média de 6 horas. Assim, em condições de operação usuais, informações sobre *GOR* e *BSW* de cada poço são obtidos somente nestas ocasiões. Por outro lado, os dados relacionados aos medidores (temperaturas e pressões) são captados em intervalos de tempo muito menores - no caso de Urucu, são estatisticamente analisados em intervalos de 5 minutos. Desta forma, assumindo que o comportamento do poço não se altere bruscamente (*GOR* e *BSW* aproximadamente constantes), é possível realizar a caracterização do escoamento fluindo através do medidor de acordo com a taxa de aquisição de temperaturas e pressões, possivelmente em tempo real. No entanto, caso ocorra alguma alteração na produção do poço e a sua condição de operação se distancie das condições encontradas no momento do teste de produção, como golfadas de líquido ou liberação excessiva de gás, a medição da vazão mássica realizada através do código de Paz (2011) pode ficar comprometida.

Dentro deste contexto, como alternativa ao uso do *GOR* e *BSW*, avaliou-se a possibilidade da utilização de informações sobre a fração de vazio a montante do medidor no cálculo da vazão mássica fluindo pelas placas. No presente estudo, estas informações foram fornecidas pelas simulações CFD conduzidas na etapa anterior. Na operação em campo, a utilização de medidores de fração de vazio, como os baseados em impedância capacitiva e/ou condutiva, podem fornecer o mesmo tipo de informação.

Uma modificação do código de Paz (2011) foi implementada e os resultados de vazão mássica total obtidos foram comparados com os dados experimentais da PETROBRAS utilizados no ciclo de simulações anterior.

4.3.1 Formulação para uso da fração de vazio

A partir da informação sobre a fração de vazio, $\bar{\alpha}$, pode-se calcular o título mássico, x , do escoamento através da Equação (4.16) (PAZ, 2011):

$$x = \frac{S \rho_g \bar{\alpha}}{S \rho_g \bar{\alpha} + \rho_l (1 - \bar{\alpha})} \quad (4.16)$$

em que as propriedades ρ_g e ρ_l continuam sendo obtidas pelo modelo de *black oil* (PAZ, 2011). O escorregamento, S , também foi estimado utilizando-se a correlação de Chisholm (1977), Equação (4.15).

Utilizando os mesmos algoritmos de solução do código original (PAZ, 2011), esta modificação realiza um cálculo iterativo retornando a vazão mássica total do escoamento utilizando como dados de entrada a temperatura, as pressões absoluta e diferencial na placa de orifício, a fração de vazio e os dados geométricos da placa e da tubulação. Como no código original, as fases líquidas são consideradas homogeneizadas.

A fração de vazio, calculada pela Equação (4.17), foi avaliada em diferentes seções ao longo da tubulação a montante do medidor para os escoamentos disperso e não-uniforme.

$$\bar{\alpha} = \int_A \alpha dA \quad (4.17)$$

em que α é a fração volumétrica de gás na seção de passagem.

Através da Figura 4.16, é possível observar que a fração de vazio apresenta um comportamento estacionário e a distribuição de fases começa a sofrer influência da placa a aproximadamente $0,5 D$ a montante desta. Como os valores se mantêm constantes até então, foram utilizados valores de fração volumétrica a até $1 D$ da placa no cálculo da vazão mássica, considerando tanto a distribuição de fases do escoamento disperso quanto do escoamento não-uniforme simulados anteriormente.

Sistematicamente, os resultados de vazão mássica total obtidos utilizando-se as frações de vazio do escoamento não-uniforme se mostraram mais próximos dos dados experimentais, apresentando um erro médio relativo de $-5,5\%$, enquanto as vazões calculadas com as frações de vazio do escoamento disperso apresentaram um desvio médio de $-8,6\%$ considerando os quatro casos estudados.

Verifica-se através dos resultados obtidos que a metodologia utilizada neste código

Figura 4.16: Evolução da fração de vazio a montante do medidor - Comparação entre os escoamentos disperso e não-uniforme - Caso 01.

modificado tem potencial para ser aplicada para acompanhamento da produção. Apesar de apresentar erros acima dos obtidos pelo código original (PAZ, 2011), a modificação aqui introduzida provê informações complementares ao *GOR* e *BSW*, podendo ser utilizada para estimativa da composição do escoamento multifásico. Assim, caso seja possível a obtenção em campo dos dados da fração volumétrica de gás (e adicionalmente de uma outra fase presente no meio líquido em casos trifásicos gás-água-óleo) a montante das placas através de, por exemplo, tomografia por impedância, é possível manter a monitoração do poço mesmo que uma alteração brusca no seu comportamento aconteça, já que a aquisição da fração de vazio pode ser realizada a uma taxa semelhante às de aquisição de temperatura e de pressão, podendo capturar então tais comportamentos transientes. No caso do código original, em uma situação de comportamento transiente, a condição atual de medição poderia se afastar consideravelmente das condições de referência em que foram obtidos os valores de *GOR* e *BSW* e, não havendo nenhum meio para acompanhar estas alterações, a estimativa de vazão poderia ficar comprometida.

4.4 Flutuação do sinal de pressão diferencial

Estudos presentes na literatura (WENRAN; YUNXIAN, 1995; XU et al., 2003; WEHRS; KLOSINSKI, 2008) analisaram as flutuações do sinal de pressão diferencial de placas de orifício observado em escoamentos do tipo *wet gas* como método para a caracterização da

quantidade de líquido presente no meio multifásico. No presente trabalho, procurou-se capturar estas variações via simulações CFD, analisando-as e comparando-as com os dados apresentados por Wehrs e Klosinski (2008), que reportou um aumento na razão entre o desvio padrão da flutuação da queda de pressão e a média da pressão diferencial de uma placa de orifício e outro medidores de pressão diferencial à medida que se aumentava a quantidade de líquido presente no escoamento. No presente estudo, foram simuladas duas condições de operação de *wet gas* analisadas por Wehrs e Klosinski (2008), mostradas na Tabela 4.6.

Tabela 4.6: Propriedades e condições de operação analisados.

Caso	$\rho_g [kg/m^3]$	$\mu_g [Pa.s]$	$\rho_l [kg/m^3]$	$\mu_l [Pa.s]$	$\dot{m} [kg/s]$	$x [-]$	$\chi_{LM} [-]$
mf-01	70,0	$1,8 \times 10^{-5}$	998,2	0,001	3,52	0,83	0,06
mf-02	70,0	$1,8 \times 10^{-5}$	998,2	0,001	6,29	0,46	0,30

A tubulação simulada apresenta um diâmetro interno $D = 100\text{ mm}$ e a placa de orifício tem razão de diâmetros $\beta = 0,40$. Como mostra a Figura 4.17, os pontos de operação se localizam na região do padrão anular-líquido disperso do mapa de Taitel e Dukler.

Figura 4.17: Pontos de operação localizados no mapa de regimes de Taitel e Dukler - adaptado de Taitel e Dukler (1976).

Adicionalmente aos dois casos multifásicos simulados, foi também calculado um escoamento monofásico com as condições de operação mostradas na Tabela 4.7. Este caso servirá como referência para o cálculo do *over-reading* descrito a seguir.

Tabela 4.7: Propriedades e condições de contorno relativas ao escoamento monofásico.

Caso	$\rho [kg/m^3]$	$\mu [Pa.s]$	$\dot{m} [kg/s]$
sf	70,0	$1,8 \times 10^{-5}$	2,92

Nos casos multifásicos, em um primeiro momento, foi utilizada a mesma metodologia apresentada na Seção 4.2 para a obtenção de uma solução em regime estacionário. A fase dispersa foi modelada com um diâmetro característico $d_{disp} = 0,050 mm$, o que representa um número de Stokes $St \approx 2,0$. O escoamento foi então calculado utilizando-se a formulação de Fases Separadas em que, como visto no Capítulo 2, a transferência de quantidade de movimento se dá através de termos de forças de interação relativas ao arrasto e outras, como as relacionadas à massa virtual e à sustentação. Em escoamentos do tipo *wet gas*, em que a fase dispersa tem massa específica muito maior que a fase contínua, a massa virtual é desprezível quando comparada à massa da partícula. Da mesma forma, a força transversal produzida pela sustentação é desprezível em relação à inércia da partícula. Detalhes sobre a modelagem destes termos podem ser encontrados em Drew e Lahey (1993). A Figura 4.18 mostra a influência destas forças no gradiente de pressão adimensionalizado ao longo do medidor.

Figura 4.18: Influência das forças de interação no gradiente de pressão adimensionalizada ao longo do medidor - Caso mf-02.

Assim, somente a força de arrasto foi considerada no prosseguimento desta etapa de simulações. Os escoamentos foram então calculados através da aplicação dos seguintes métodos e modelos:

- Acoplamento pressão-velocidade: algoritmo SIMPLE;

- Modelo de turbulência: *Realizable $k - \epsilon$* ;
- Discretização espacial das variáveis de interesse: *Upwind* de segunda ordem;
- Aceleração da convergência através do algoritmo *Algebraic Multi-Grid*;
- Modelo de força de arrasto: Schiller & Naumann.

Em cada caso, uma distribuição de fases similar ao caso não-uniforme da Seção 4.2, obtida através da simulação do escoamento em uma tubulação reta com comprimento igual a $300 D$, foi imposta à montante da placa de orifício. O caso monofásico foi simulado com os mesmos modelos listados acima. Como nos casos anteriores, os fluidos foram consideradas incompressíveis ($\Delta P \ll P_1$). Foram utilizadas malhas poliédricas contendo aproximadamente 400.000 células.

Após a obtenção da solução em regime estacionário dos escoamentos multifásicos, foram conduzidas simulações em regime transiente com o objetivo de se capturar as flutuações do campo de pressões. Através das Equações (2.64) e (2.65), calculou-se a escala de tempo característica da turbulência, $\tilde{t} = \tilde{l}/\tilde{U}$, que se mostrou da ordem de $0,001 s$, sendo este tempo muito abaixo do tempo de aquisição utilizado por Wehrs e Klosinski (2008), da ordem de $0,045 s$ ($22 Hz$). Portanto, dada esta separação entre as escalas de tempo, optou-se pela modelagem RANS transiente para a condução desta etapa de simulações (se as escalas de tempo fossem próximas, o uso de uma modelagem do tipo LES, por exemplo, seria mais indicada). Foi utilizado um *time-step* de $0,01 s$ e uma formulação implícita de primeira ordem. O sinal da pressão diferencial obtido por aproximadamente $30 s$ de simulação foi utilizado para a análise estatística. A Figura 4.19 mostra um trecho do histórico da queda de pressão subtraindo-se a média da queda de pressão no intervalo de tempo analisado, $\overline{\Delta P}$.

O *over-reading*, relação entre a perda de carga obtida na medição do escoamento multifásico e a perda de carga medida no escoamento monofásico, foi analisado através da Equação (1.2) e uma comparação com os resultados experimentalmente por Wehrs e Klosinski (2008) é mostrada na Tabela 4.8. Nos casos multifásicos, a pressão diferencial considerada foi a queda de pressão média durante o período de tempo analisado.

Os dados de Wehrs e Klosinski (2008) mostraram uma relação linear entre OR e χ_{LM} na faixa de operação analisada. Verifica-se então que, quanto maior a quantidade de líquido no escoamento, maior é o *over-reading* da placa de orifício. Este comportamento foi qualitativamente capturado pelas simulações CFD, como mostram os resultados; porém,

Figura 4.19: Trechos dos históricos de pressão diferencial subtraída a queda de pressão média no intervalo de tempo analisado.

Tabela 4.8: Comparação entre os resultados de *over-reading* obtidos via CFD e dados experimentais.

Caso	$OR_{CFD} [-]$	$OR_{EXP} [-]$
mf-01	1,09	$\sim 1,05$
mf-02	1,45	$\sim 1,33$

as simulações CFD apresentaram um desvio máximo da ordem de 9,0% com relação aos dados de Wehrs e Klosinski (2008).

Com relação à flutuação de sinal, foi calculado o desvio padrão dos sinais de pressão diferencial, $\sigma_{\Delta P}$, sendo então avaliada a sua razão com a diferença de pressão média. A Tabela 4.9 mostra uma comparação entre os resultados obtidos via CFD e os dados de Wehrs e Klosinski (2008).

Tabela 4.9: Comparação entre os resultados de desvio padrão da diferença de pressão sobre a diferença de pressão média obtidos via CFD e dados experimentais.

Caso	$\sigma_{\Delta P} / \overline{\Delta P}_{CFD} [\%]$	$\sigma_{\Delta P} / \overline{\Delta P}_{EXP} [\%]$
mf-01	1,18	$\sim 1,10$
mf-02	1,57	$\sim 1,60$

Os dados experimentais mostraram que um aumento na quantidade de líquido faz com que o desvio padrão do sinal de pressão diferencial sobre a diferença de pressão média da placa de orifício aumente. Tal comportamento também foi capturado pelas simulações CFD.

Através da visualização das linhas de corrente e das distribuições de fases na seção longitudinal vertical do duto, foi possível observar as estruturas topológicas desenvolvidas no regime transiente responsáveis pela flutuação da pressão estática observada na placa de orifício. As Figuras 4.20(a), 4.20(b) e 4.20(c) mostram três instantes de tempo consecutivos do Caso mf-02 e auxiliam no entendimento do fenômeno. O escoamento não-uniforme, ao interagir com a placa, apresenta uma intermitência da pluma de líquido formada na borda inferior da placa. Esta intermitência provoca uma forte deflexão na *vena contracta*, como mostram as deformações observadas nas linhas de corrente. Este comportamento intermitente do campo de velocidades, por sua vez, gera uma alternância da posição da região de recirculação a jusante do dispositivo, entre as partes superior e inferior. Assim, a combinação entre intermitência da pluma de líquido atravessando o orifício, deflexão da *vena contracta* e alternância das regiões de recirculação se reflete na flutuação do sinal de pressão diferencial da placa de orifício.

Figura 4.20: Distribuição da fração volumétrica de gás e linhas de corrente em diferentes instantes de tempo: (a) $t = 7,0$ s; (b) $t = 7,1$ s; e (c) $t = 7,2$ s.

Os resultados obtidos via CFD, bem como os trabalhos de Wehrs e Klosinski (2008), Wenran e Yunxian (1995) e Xu et al. (2003), sugerem que uma análise estatística do sinal de pressão diferencial pode ser utilizada como ferramenta complementar para caracterização da quantidade de líquido presente em um escoamento do tipo *wet gas*. Esta técnica alia-se muito bem à utilização de um medidor de fração de vazio a montante do medidor proposta anteriormente, pois fornece informações captadas a uma alta taxa de aquisição e possibilita a captura de fenômenos transientes relacionados a alterações nas condições de operação de um poço, por exemplo, auxiliando no seu gerenciamento.

Outra métrica que pode estar associada à quantidade de líquido presente no escoamento de *wet gas* é a frequência de oscilação do sinal de pressão diferencial da placa de orifício. As simulações CFD mostraram que o aumento de líquido também se reflete no aumento da frequência da flutuação da pressão: no Caso mf-01, foi calculada, através da Transformada Rápida de Fourier (FFT), uma frequência de aproximadamente $2,9\text{ Hz}$, enquanto para o Caso mf-02, com maior quantidade de líquido presente no escoamento, a frequência de oscilação observada foi da ordem de $4,2\text{ Hz}$. Tais frequências podem ser observadas na Figura 4.21, que mostra a FFT dos históricos de pressão diferencial para ambos os casos. No entanto, não foram identificados estudos na literatura para corroborar este comportamento.

Figura 4.21: Frequências dominantes obtidas via análise FFT dos históricos de pressão diferencial.

5 CONCLUSÕES

5.1 Sumário

As formulações disponíveis para representação de escoamentos multifásicos relacionadas aos modelos de Fases Separadas, de Mistura e Homogêneo foram apresentadas. Foram explicitados os detalhes inerentes a cada formulação, bem como comentou-se sobre as forças de interação entre as fases e principais termos constantes nas equações de conservação, como influência da tensão superficial e dos efeitos turbulentos.

Foram discutidos resumidamente os aspectos relacionados à discretização das formulações sob a ótica da Metodologia dos Volumes Finitos, bem como foram apresentados os algoritmos de interpolação e técnicas de solução mais empregados em simulações CFD de escoamentos multifásicos.

Escoamentos monofásicos através de dispositivos de medição de pressão diferencial dos tipos placa de orifício e bocal de vazão de raio longo foram satisfatoriamente simulados para a faixa de Reynolds 15.000 – 500.000. Os resultados de coeficiente de descarga obtidos via CFD foram próximos dos valores estimados através da norma ISO 5167:2003 (ISO, 2003), apresentando um desvio relativo máximo de 4,9% para as placas e de 1,0% para os bocais. O fenômeno de *vena contracta* e as regiões de recirculação na placa de orifício foram devidamente capturados pela metodologia utilizada. As discordâncias obtidas nos campos de velocidade e de pressão em comparação com os dados experimentais de Morrison et al. (1993) podem ser influência da modelagem da turbulência adotada. As incertezas relacionadas à resolução das malhas foram objetivamente determinadas pelo fator *Grid Convergence Index*, através do procedimento sugerido por Roache (ROACHE, 1994).

Utilizando dados experimentais fornecidos pela PETROBRAS, foram obtidas condições de operação para a simulação de escoamentos do tipo *wet gas* através de placas de orifício. Foram consideradas quatro condições de operação, que foram simuladas atra-

vés de três abordagens: modelagem homogênea e modelagem com escorregamento entre as fases considerando duas diferentes distribuições de fases a montante do medidor. Para cada caso, foram analisados o gradiente de pressão, o campo de velocidades e de distribuição de fases ao longo do dispositivo e nas tubulações a montante e a jusante deste. Os resultados obtidos reforçaram a observação feita por Paz (2011), relacionada à estimativa de uma menor vazão mássica quando sob hipótese de escoamento homogêneo em comparação com a formulação que considera o escorregamento entre as fases. Ou seja, sob condições de operação semelhantes, a modelagem homogênea fornece sistematicamente uma menor vazão mássica do que a modelagem com escorregamento. As simulações que consideraram o escorregamento entre as fases proveram resultados muito próximos entre si, independentemente da distribuição de fases a montante do medidor.

Tais abordagens considerando escorregamento entre as fases apresentaram, em comparação com os dados experimentais, um desvio médio relativo de 3,9% na estimativa da vazão mássica, enquanto o modelo homogêneo apresentou desvio médio de 6,6%. Assim, as simulações CFD confirmaram que o escorregamento é um fator predominante na modelagem deste tipo de escoamento, sendo que a distribuição de fases a montante do medidor não se revelou de grande influência na determinação da perda de pressão no dispositivo.

No entanto, a distribuição de fases a montante do dispositivo exerce influência na distribuição do campo de velocidades. A concentração de líquido na região inferior do escoamento não-uniforme produz regiões de recirculação assimétricas a jusante da placa de orifício. A análise dos campos de velocidades das fases mostrou que a placa de orifício atua como um dispositivo de homogeneização dos fluidos; a jusante da placa, tanto o escoamento disperso quanto o escoamento não-uniforme apresentam escorregamento unitário após a interação com o dispositivo de medição. Também foi observado que o valor máximo do escorregamento obtido nos escoamentos dispersos é compatível com o valor estimado pela correlação de (CHISHOLM, 1977).

Foram apresentadas duas sugestões para melhoria da caracterização de escoamentos multifásicos. A utilização de um medidor de fração de vazio a montante da placa de orifício aliada a uma modificação do código desenvolvido por Paz (2011) pode auxiliar na captura de comportamentos transientes que possam vir a ocorrer na linha de transporte. No presente trabalho, a fração de vazio a montante do medidor foi estimada através de simulações CFD. Os resultados de vazão mássica total obtidos utilizando-se as frações de vazio do escoamento não-uniforme se mostraram mais próximos dos dados experimentais,

apresentando um erro médio relativo de $-5,5\%$. As vazões calculadas com as frações de vazio do escoamento disperso apresentaram um desvio médio de $-8,6\%$ considerando os quatro casos estudados. Assim, caso seja possível a obtenção em campo dos dados da fração volumétrica de gás a montante das placas, a metodologia apresentada tem potencial para manter a monitoração do poço mesmo que uma alteração brusca no seu comportamento aconteça. Observa-se ainda que a aquisição da fração de vazio pode ser realizada a uma taxa semelhante às de aquisição de temperatura e de pressão, podendo então capturar comportamentos transientes.

Finalmente, a análise estatística do sinal de pressão diferencial da placa também pode auxiliar na caracterização da quantidade de líquido presente em escoamentos de *wet gas*. Verificou-se através das simulações CFD que, quanto maior a quantidade de líquido no escoamento, maior é o *over-reading* da placa de orifício, assim como observado experimentalmente por (WEHRS; KLOSINSKI, 2008). Ainda em concordância com este trabalho, as simulações CFD mostraram que um aumento na quantidade de líquido faz com que o desvio padrão do sinal de pressão diferencial sobre a diferença de pressão média da placa de orifício aumente. Também observou-se que a frequência de oscilação do sinal de pressão diferencial aumenta com uma maior quantidade de líquido presente no escoamento; no entanto, não foram identificados estudos na literatura para corroboração deste comportamento.

Estas duas sugestões atuam como complemento à medição da vazão via medidores de pressão diferencial e podem fornecer informações interessantes para subsidiar tomadas de decisões em situações em que haja uma alteração no comportamento da linha de transporte.

Uma das maiores contribuições das ferramentas CFD está relacionada à possibilidade que elas oferecem para visualização do que acontece no interior de um escoamento. Tais visualizações possibilitaram no presente estudo compreender a influência da distribuição das fases na formação das estruturas topológicas do escoamento quando este interage com a superfície da placa de orifício, bem como capturar fenômenos como a deflexão da *vena contracta* e as distorções das regiões de recirculação a jusante do medidor, que contribuem para a flutuação do sinal de pressão diferencial da placa. Essas ferramentas constituem um meio interessante para complementar testes experimentais, contribuir para a formulação de teorias e modelos matemáticos e para direcionar modificações em projetos de engenharia.

5.2 Trabalhos futuros

A seguir, são apresentadas algumas sugestões para prosseguimento e complementação do trabalho aqui desenvolvido:

- Condução de testes experimentais para obtenção de dados de *wet gas* em bocais de vazão para replicação da metodologia aqui utilizada no estudo deste tipo de dispositivo;
- Simulação de outros padrões de escoamento a montante do medidor para verificar a sua influência na leitura dos medidores e avaliar a aplicação destes dispositivos a outros cenários de produção;
- Condução de testes experimentais para obtenção de dados de diferentes padrões de escoamento através dos medidores e validação do item anterior;
- Utilização de um modelo composicional para a obtenção das propriedades das fases e das condições de operação a fim de se verificar a sua influência no cálculo da queda de pressão no medidor;
- Utilização de técnicas de visualização, como Velocimetria por Imagem de Partículas, para análise experimental da distribuição de fases ao longo do medidor e verificação das estruturas topológicas desenvolvidas;
- Condução de testes experimentais com a incorporação de um medidor de fração de vazio a montante do dispositivo de medição com o intuito de se avaliar a performance do código modificado aqui apresentado em situações com transientes de operação;
- Aprofundamento no estudo das flutuações do sinal de pressão diferencial para comparação mais detalhada com dados presentes na literatura;
- Extensão do estudo da frequência do sinal de pressão diferencial como métrica para caracterização da quantidade de líquido presente em escoamentos do tipo de *wet gas*.

REFERÊNCIAS

- AL-SARKHI, A.; HANRATTY, T. J. Effect of pipe diameter on the drop size in a horizontal annular gas-liquid flow. *International Journal of Multiphase Flow*, v. 28, p. 1617–1629, 2002.
- ARUN, N.; MALAVARAYAN, S.; KAUSHIK, M. Cfd analysis on discharge coefficient during non-newtonian flows through orifice meter. *International Journal of Engineering Science and Technology*, v. 2 (7), p. 3151–3164, 2010.
- BAKER, O. Simultaneous flow of oil and gas. *Oil and Gas Journal*, v. 53, p. 185–195, 1954.
- BOYER, C.; LEMONNIER, H. Design of a flow metering process for two-phase dispersed flows. *International Journal of Multiphase Flow*, v. 22, p. 713–732, 1996.
- BRACKBILL, J. U.; KOTHE, D. B.; ZEMACH, C. A continuum method for modeling surface tension. *Journal of Computational Physics*, v. 100, p. 335–354, 1992.
- CHISHOLM, D. Flow of incompressible two-phase mixtures through sharp-edges orifices. *Journal of Mechanical Engineering Science*, v. 9, p. 72–78, 1967.
- CHISHOLM, D. Research note: Two-phase flows through sharp-edged orifices. *Journal of Mechanical Engineering Science*, v. 19, p. 128–130, 1977.
- CLIFT, R.; GRACE, J. R.; WEBER, M. E. *Bubbles, drop and particles*. [S.l.]: Academica Press, 1978.
- CUNHA, C. *Métodos numéricos*. [S.l.]: Editora UNICAMP, 2000.
- DAHOOE, A. E.; CANT, R. S. *On Least-Squares Gradient Reconstruction and its application in conjunction with a Rosenbrock method*. s.d.
- DESAI, J. B.; BAMBHANIA, M. P.; SIDDALA, S. S.; MEHTA, H. B.; BANERJEE, J. Numerical simulation of taylor slug flow in horizontal mini-channel. In: *The 11th Asian International Conference on Fluid Machinery*. [S.l.: s.n.], 2011.
- DREW, D. A.; LAHEY, R. T. *In particulate two-phase flow*. [S.l.]: Butterworth-Heinemann, 1993.
- EIAMSA-ARD, S.; RIDLUAN, A.; SOMSAVYSIN, P.; PROMVONGE, P. Numerical investigation of turbulent flow through a circular orifice. *KMITL Science Journal*, v. 8, p. 43–50, 2008.
- EKAMBARA, K.; SANDERS, R. S.; NANDAKUMAR, K.; MASLIYAH, J. H. Cfd simulation of bubbly two-phase flow in horizontal pipes. *Chemical Engineering Journal*, v. 144, p. 277–288, 2008.

- ERDAL, A.; ANDERSSON, I. Numerical aspects of flow computation through orifices. *Flow Measurement and Instrumentation*, v. 8, p. 27–37, 1997.
- FALCONE, G.; HEWITT, G. F.; ALIMONTI, C. *Multiphase Flow Metering - Principles and Applications*. [S.l.]: Elsevier, Developments in Petroleum Engineering, 2010.
- FERZIGER, J. H.; PERIC, M. *Computational methods for fluid dynamics*. [S.l.]: Springer, 2002.
- FISCHER, C. Development of a metering system for total mass flow and compositional measurements of multiphase/multicomponent flows such as oil/water/air mixtures. *Flow Measurement and Instrumentation*, v. 5, p. 31–42, 1994.
- GALINAT, S.; MASBERNAT, O.; GUIRAUD, P.; DALMAZZONE, C.; NOIK, C. Drop break-up in turbulent pipe flow downstream of a restriction. *Chemical Engineering Science*, v. 60, p. 6511–6528, 2005.
- GAO, H.; GU, H.; GUO, L. Numerical study of stratified oil-water two-phase turbulent flow in a horizontal tube. *International Journal of Heat and Mass Transfer*, v. 46, p. 749–754, 2003.
- GENG, Y.; ZHENG, J.; SHI, T. Study on the metering characteristics of a slotted orifice for wet gas flow. *Flow Measurement and Instrumentation*, v. 17, p. 123–128, 2006.
- GHORAI, S.; NIGAM, K. D. P. Cfd modeling of flow profiles and interfacial phenomena in two-phase flow in pipes. *Chemical Engineering and Processing*, v. 45, p. 55–65, 2006.
- HELBIG, S.; ZARROUK, S. J. Measuring two-phase flow in geothermal pipelines using sharp edge orifice plates. *Geothermics*, v. 44, p. 52–64, 2012.
- HIRT, C. W.; NICHOLS, B. D. Volume of fluid (vof) method for dynamics of free surfaces. *Journal of Computational Physics*, v. 39, p. 201–225, 1981.
- HOLLINGSHEAD, C.; JOHNSON, M.; BARFUSS, S.; SPALL, R. Discharge coefficient performance of venturi, standard concentric orifice plate, v-cone and wedge flow meters at low reynolds numbers. *Journal of Petroleum Science & Engineering*, v. 78, p. 559–566, 2011.
- ISO. *ISO Standard 5167 - Measurement of fluid flow by means of pressure differential devices inserted in circular cross-section conduits running full*. 2003.
- ISSA, R. I. Solution of the implicitly discretised fluid flow equations by operator-splitting. *Journal of Computational Physics*, v. 62, p. 40–65, 1985.
- KUMAR, P.; BING, M. W. M. A cfd study of low pressure wet gas metering using slotted orifice meters. *Flow Measurement and Instrumentation*, v. 22, p. 33–42, 2011.
- LAUNDER, B. E. Second-moment closure: present and future. *International Journal of Heat and Fluid Flow*, v. 10, p. 282–300, 1989.
- LAUNDER, B. E.; SPALDING, D. B. The numerical computation of turbulent flows. *Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering*, v. 3, p. 269–289, 1974.

- LEE, J.; KIM, H.; PARK, K.; SETOGUCHI, T.; MATSUO, S. Cfd prediction of the critical nozzle flow of high-pressure hydrogen gas. In: *Proceedings of the 3rd BSME-ASME International Conference on Thermal Engineering*. [S.l.: s.n.], 2006.
- LIDE, F.; TAO, Z.; NINGDE, J. A comparison of correlations used for venturi wet gas metering in oil and gas industry. *Journal of Petroleum Science & Engineering*, v. 57, p. 247–256, 2006.
- LIMA, L. E. M. *Análise do modelo de Mistura aplicado em escoamentos isotérmicos gás-líquido*. Tese (Doutorado em Engenharia Mecânica) — Universidade Estadual de Campinas, 2011.
- LIN, Z. H. Two-phase flow measurements with sharp-edged orifices. *International Journal of Multiphase Flow*, v. 8, p. 683–693, 1982.
- LIU, Y.; LI, W. Z.; QUAN, S. L. A self-standing two-fluid cfd model for vertical upward two-phase annular flow. *Nuclear Engineering and Design*, v. 241, p. 1636–1642, 2011.
- LO, S. *Application of populational balance to CFD modeling of bubbly flow via the MUSIG Model*. [S.l.]: AEA Technology, 1996.
- LU, G.; WANG, J.; JIA, Z. Experimental and numerical investigations on horizontal oil-gas flow. *Journal of Hydrodynamics Ser. B*, v. 19 (6), p. 19 (6), 2007.
- LUN, I.; CALAY, R. K.; HOLDO, A. E. Modelling two-hase flows using cfd. *Applied Energy*, v. 53, p. 299–314, 1996.
- MALISKA, C. R. *Transferência de calor e mecânica dos fluidos computacional*. [S.l.]: LTC - Livros Tcnicos e Cientficos Editora S.A., 2004.
- MANDHANE, J. M.; GREGORY, G. A.; AZIZ, K. A flow pattern map for gas-liquid flow in horizontal pipes. *International Journal of Multiphase Flow*, v. 1, p. 537–553, 1974.
- MANNINEN, M.; TAIVASSALO, V.; KALLIO, S. *On the mixture model for multiphase flow*. [S.l.], 1996.
- MASELLA, J.; TRAN, Q.; FERRE, D.; PAUCHON, C. Transient simulation of two-phase flows in pipes. *International Journal of Multiphase Flow*, v. 24, p. 739–755, 1998.
- MCQUILLAN, K. W.; WHALLEY, P. B. Flow patterns in vertical two-phase flow. *International Journal of Multiphase Flow*, v. 11, n. 2, p. 161–175, 1985.
- MENTER, F. R. Two-equation eddy-viscosity turbulence models for engineering applications. *AIAA Journal*, v. 32, p. 1598–1605, 1994.
- MISHIMA, K.; ISHII, M. Flow regime transition criteria for upward two-phase flow in vertical tubes. *International Journal of Heat and Mass Transfer*, v. 27, p. 723–737, 1984.
- MORRISON, G. L.; DEOTTE, J. R. E.; BEAM, E. J. Installation effects upon orifice flowmeters. *Flow Measurement and Instrumentation*, v. 3, p. 89–93, 1992.

MORRISON, G. L.; DEOTTE, R. E.; MOEN, M.; HALL, K. R.; HOLSTE, J. C. Beta ratio, swirl and reynolds number dependence of wall pressure in orifice flowmeters. *Flow Measurement and Instrumentation*, v. 1, p. 269–277, 1990.

MORRISON, G. L.; DEOTTE, R. E.; NAIL, G. H.; PANAK, D. L. Mean velocity and turbulence fields inside a beta 0.50 orifice meter. *AIChE Journal*, v. 39, p. 745–756, 1993.

MORRISON, G. L.; HALL, K. R.; HOLSTE, J. C.; MACEK, M. L.; IHFE, L. M.; DEOTTE, J. R. E.; TERRACINA, D. P. Comparison of orifice and slotted plate flowmeters. *Flow Measurement and Instrumentation*, v. 5, p. 71–77, 1994.

MORRISON, G. L.; HALL, K. R.; MACEK, M. L.; IHFE, L. M.; DEOTTE, J. R. E.; HAUGLIE, J. E. Upstream velocity profile effects on orifice flowmeters. *Flow Measurement and Instrumentation*, v. 5, p. 87–92, 1994.

MORROW, T. B.; PARK, J. T.; MCKEE, R. J. Determination of installation effects for a 100 mm orifice meter using a sliding vane technique. *Flow Measurement and Instrumentation*, v. 2, p. 14–20, 1991.

OLIVEIRA, N.; VIEIRA, L.; DAMASCENO, J. Numerical methodology for orifice meter calibration. *Materials Science Forum*, v. 660-661, p. 531–536, 2010.

PALADINO, E. E.; MALISKA, C. R. The effect of the slip velocity on the differential pressure in multiphase venturi flow meters. In: AMERICAN SOCIETY OF MECHANICAL ENGINEERS. *2002 4th International Pipeline Conference*. [S.l.], 2002.

PARVAREH, A.; RAHIMI, M.; ALIZADEHDAKHEL, A.; ALSAIRAFI, A. A. Cfd and ert investigations on two-phase flow regimes in vertical and horizontal tubes. *International Communications in Heat and Mass Transfer*, v. 37, p. 304–311, 2010.

PATANKAR, S. V.; SPALDING, D. B. A calculation procedure for heat, mass and momentum transfer in three-dimensional parabpara flows. *International Journal of Heat and Mass Transfer*, v. 15, p. 1787–1806, 1972.

PAZ, E. F. da. *Sistema baseado em medidor de pressão diferencial para determinação em linha de vazões de produção em poços de petróleo*. Dissertação (Mestrado em Engenharia Mecânica) — Escola Politécnica, Universidade de São Paulo, 2011.

POPE, S. B. *Turbulent flows*. [S.l.]: Cambridge University Press, 2000.

RATKOVICH, N.; MAJUMDER, S.; BENTZEN, T. Empirical correlations and cfd simulations of vertical two-phase gas-liquid newtonian and non-newtonian slug flow compared against experimental data of void fraction. *Chemical Engineering Research and Design*, 2012.

READER-HARRIS, M. J.; SATTARY, A. The orifice plate discharge coefficient equation. *Flow Measurement and Instrumentation*, v. 1, p. 67–76, 1990.

REIS, E. dos; GOLDSTEIN, L. J. On the measurement of the mass flow rate of horizontal two-phase flows in the proximity of the transition lines which separates two different flow patterns. *Flow Measurement and Instrumentation*, v. 19, p. 269–282, 2008.

- RIVA, E. da; COL, D. del. Numerical simulation of churn flow in a vertical pipe. *Chemical Engineering Science*, v. 64, p. 3753–3765, 2009.
- ROACHE, P. J. Perspective: A method for uniform reporting of grid refinement studies. *Journal of Fluid Mechanics*, v. 116, p. 405–413, 1994.
- ROACHE, P. J. Quantification of uncertainty in computational fluid dynamics. *Annual Review of Fluid Mechanics*, v. 29, p. 123–160, 1997.
- SCHEPPER, S. C. K. D.; HEYNDERICKX, G. J.; MARIN, G. B. Cfd modeling of all gas-liquid and vapor-liquid flow regimes predicted by the baker chart. *Chemical Engineering Journal*, v. 138, p. 349–357, 2008.
- SCHILLER, L.; NAUMANN, Z. A drag coefficient correlation. *Ver. Deutsch. Ing.*, p. 77–318, 1935.
- SHAH, M. S.; JOSHI, J. B.; KALSI, A. S.; PRASAD, C.; SHUKLA, D. S. Analysis of flow through an orifice meter - cfd simulation. *Chemical Engineering Science*, v. 71, p. 300–309, 2012.
- SILVA, C. B. C.; BORGES, M. J.; PINHEIRO, J. A. *Medição de vazão e propriedades em escoamento multifásico: Solução econômica para diferentes atividades industriais*. [S.l.], Janeiro-Março 2000.
- SINGH, R. K.; SINGH, S. N.; SESHANDRI, V. Performance evaluation of orifice plate assemblies under non-standard conditions using cfd. *Indian Journal of Engineering and Materials Sciences*, v. 17, p. 397–406, 2010.
- SNOEK, C. W. A selection of new development in multiphase flow measurement techniques. *Experimental Thermal and Fluid Science*, v. 3, p. 60–73, 1990.
- SPEDDING, P. L.; SPENCE, D. R. Flow regimes in two-phase gas-liquid flow. *International Journal of Multiphase Flow*, v. 19, p. 245–280, 1993.
- SPEDDING, P. L.; WOODS, G. S.; RAGHUNATHAN, R. S.; WATTERSON, J. K. Vertical two-phase flow. *Trans IChemE*, v. 76, p. 612–619, 1998.
- STEVEN, R.; HALL, A. Orifice plate meter wet gas flow performance. *Flow Measurement and Instrumentation*, v. 20, p. 141–151, 2009.
- TAHA, T.; CUI, Z. Cfd modelling of slug flow in vertical tubes. *Chemical Engineering Science*, v. 61, p. 676–687, 2006.
- TAITEL, Y.; BARNEA, D.; DUKLER, A. E. Modelling flow pattern transitions for steady upward gas-liquid flow in vertical tubes. *AIChE Journal*, v. 26, p. 345–354, 1980.
- TAITEL, Y.; DUKLER, A. E. A model for predicting flow regime transitions in horizontal and near horizontal gas-liquid flow. *AIChE Journal*, v. 22, n. 1, p. 47–55, 1976.
- TANNEHILL, J. C.; ANDERSON, D. A.; PLETCHER, R. H. *Computational fluid mechanics and heat transfer*. [S.l.]: Taylor & Francis, 1997.

- TENIOU, S.; MERIBOUT, M. Multiphase flow meters principles and applications: A review. *Canadian Journal on Scientific and Industrial Research*, v. 2, p. 290–293, 2011.
- TENNEKES, H.; LUMLEY, J. L. *A first course in turbulence*. [S.l.]: The MIT Press, 1972.
- TROTTEBERG, U.; OOSTERLEE, C.; SCHÜLLER, A. *Multigrid*. [S.l.]: Academic Press, 2001.
- UBBINK, O. *Numerical prediction of two fluid system with sharp interfaces*. Tese (Tese de doutorado) — Department of Mechanical Engineering - Imperial College of Science, Technology & Medicine, 1997.
- VERSTEEG, H. K.; MALALASEKERA, W. *An introduction to computational fluid dynamics - The finite volume method*. [S.l.]: Longman Scientific & Technical, 1995.
- WACHEN, B. G. M. van; ALMSTEDT, A. E. Methods for multiphase computational fluid dynamics. *Chemical Engineering Journal*, v. 96, p. 81–98, 2003.
- WALLIS, G. B. *One-dimensional two-phase flow*. [S.l.]: McGraw-Hill Book Company, 1969.
- WALVEKAR, R. G.; CHOONG, T. S. Y.; HUSSAIN, S. A.; KHALID, M.; CHUAH, T. G. Numerical study of dispersed oil-water turbulent flow in horizontal tube. *Journal of Petroleum Science and Engineering*, v. 65, p. 123–128, 2009.
- WEHRS, D.; KLOSINSKI, A. *Wet gas diagnostic with intelligent differential pressure transmitter*. January 2008. White paper.
- WENRAN, W.; YUNXIAN, T. A new method of two-phase flow measurement by orifice plate differential pressure noise. *Flow Measurement and Instrumentation*, v. 4, p. 265–270, 1995.
- WOLFSHTEIN, M. The velocity and temperature distribution in one-dimensional flow with turbulence augmentation and pressure gradient. *International Journal of Heat and Mass Transfer*, v. 12, p. 301–318, 1969.
- XU, L.; XU, J.; DONG, F.; ZHANG, T. On fluctuation of the dynamic differential pressure signal of venturi meter for wet gas metering. *Flow Measurement and Instrumentation*, v. 14, p. 211–217, 2003.
- YAKHOT, V.; ORSZAG, S. A. Renormalization group analysis of turbulence - basic theory. *Journal of Scientific Computing*, v. 1, p. 3–51, 1986.
- YEOH, G. H.; TU, J. *Computational techniques for multi-phase flows*. [S.l.]: Elsevier, 2010.
- YOUNGS, D. L. Time-dependent multi-material flow with large fluid distortion. In: *Numerical methods for fluid dynamics*. [S.l.]: Academic Press, 1982. p. 273–285.

APÊNDICE A – ÍNDICE DE CONVERGÊNCIA DE MALHA (*GRID CONVERGENCE INDEX*)

O nível de resolução de uma malha computacional está estreitamente relacionado com a qualidade dos resultados obtidos em uma análise de Dinâmica dos Fluidos Computacional. A discretização do domínio deve ter resolução suficiente para capturar os detalhes do escoamento relevantes para o caso em estudo.

A fim de se determinar a incerteza inerente ao nível de detalhamento da malha, aplicou-se a técnica sugerida por Roache (ROACHE, 1994), (ROACHE, 1997), baseada no método da extrapolação de Richardson na sua forma generalizada. Através desta técnica, visa-se a quantificação da incerteza, ou seja, a estimativa da margem do erro relativo à malha utilizada em um cálculo CFD. Simulações com três ou mais malhas de diferentes níveis de refinamento são conduzidas, o que geralmente é denominado estudo de convergência ou de refinamento de malha. Espera-se que, à medida que a malha é refinada (elementos com tamanho característico cada vez menor), o erro relativo à discretização espacial assintoticamente se aproxime de zero.

Normalmente, a partir de uma malha considerada como fina, geram-se outras malhas mais grosseiras. Para a presente definição do método, três malhas serão utilizadas, das quais a malha fina será tratada como Malha 01, a malha com resolução média será definida como Malha 02 e a malha mais grosseira como Malha 03.

A.1 Procedimento para estimativa do erro de discretização espacial

Dada a malha em questão, em casos tridimensionais define-se um tamanho característico, h , da forma:

$$h = \left[\frac{1}{N} \sum_{i=1}^N (\Delta V_i) \right]^{\left(\frac{1}{3}\right)} \quad (\text{A.1})$$

Para simulações bidimensionais:

$$h = \left[\frac{1}{N} \sum_{i=1}^N (\Delta A_i) \right]^{\left(\frac{1}{2}\right)} \quad (\text{A.2})$$

em que N , ΔV_i e ΔA_i são respectivamente o número total de elementos, o volume e a área do elemento i .

Das três malhas utilizadas neste exemplo, tem-se que o tamanho característico da Malha 01 é menor que da Malha 02 que, por sua vez, é menor que da Malha 03, $h_1 < h_2 < h_3$. Define-se a razão entre as malhas como:

$$r_{21} = \frac{h_2}{h_1} \quad (\text{A.3})$$

$$r_{32} = \frac{h_3}{h_2} \quad (\text{A.4})$$

Recomenda-se que a razão de refinamento entre as malhas seja maior que 1,1.

Conduzem-se, então, as simulações com as diferentes malhas, garantindo-se que todas tenham atingido o nível de convergência estipulado para o caso (ordem de decaimento dos resíduos e estabilização das variáveis de monitoramento). Registram-se valores globais e/ou locais para os três diferentes casos, como coeficiente de arrasto, fator de atrito, magnitude da velocidade ou valor da pressão estática em algum ponto específico do domínio. Estas medidas serão representadas por ϕ_j , sendo j a malha em questão. Desta forma, para cada uma das medidas avaliadas, há três valores ϕ_1 , ϕ_2 e ϕ_3 correspondentes às Malhas 01, 02 e 03, respectivamente.

As diferenças entre as medidas são expressas por:

$$\epsilon_{21} = \phi_2 - \phi_1 \quad (\text{A.5})$$

$$\epsilon_{32} = \phi_3 - \phi_2 \quad (\text{A.6})$$

Calcula-se a ordem aparente p :

$$p = \frac{1}{\ln(r_{21})} \left| \ln \left| \frac{\epsilon_{32}}{\epsilon_{21}} \right| + q(p) \right| \quad (\text{A.7})$$

em que:

$$q(p) = \ln \left(\frac{r_{21}^p - s}{r_{32}^p - s} \right) \quad (\text{A.8})$$

E:

$$s = \text{sign} \left(\frac{\epsilon_{32}}{\epsilon_{21}} \right) \quad (\text{A.9})$$

Este procedimento é iterativo. Inicia-se o cálculo considerando o termo $q(p) = 0$, atualizando-se o valor de p na Equação (A.7). Atualiza-se, então, o valor de q , Equação (A.8), repetindo-se o processo até que a convergência seja atingida na precisão desejada.

O valor extrapolado, que representa o caso idealizado em que se tem um espaçamento de malha nulo, $h = 0$, é calculado da forma:

$$\phi_{ext}^{21} = \frac{r_{21}^p \phi_1 - \phi_2}{r_{21}^p - 1} \quad (\text{A.10})$$

Calculam-se, então, o erro relativo aproximado para cada uma das medidas locais/globais selecionadas:

$$e_a^{21} = \left| \frac{\phi_1 - \phi_2}{\phi_1} \right| \quad (\text{A.11})$$

$$e_a^{32} = \left| \frac{\phi_2 - \phi_3}{\phi_2} \right| \quad (\text{A.12})$$

O erro relativo extrapolado:

$$e_{ext}^{21} = \left| \frac{\phi_{ext} - \phi_1}{\phi_{ext}} \right| \quad (\text{A.13})$$

O índice de convergência, ou *Grid Convergence Index*, GCI:

$$GCI_{21} = \frac{F_s e_a^{21}}{r_{21}^p - 1} \quad (\text{A.14})$$

$$GCI_{32} = \frac{F_s e_a^{32}}{r_{32}^p - 1} \quad (\text{A.15})$$

O valor de $F_s = 1,25$ é o fator de segurança recomendado quando se utilizam três malhas no estudo de convergência. Para duas malhas, o valor de $F_s = 3,0$ é recomendado. Os índices GCI calculados nas Equações (A.14) e (A.15) são utilizados para verificar se as soluções se encontram na região assintótica de convergência:

$$F_a = \frac{GCI_{23}}{r_{32}^p GCI_{21}} \quad (\text{A.16})$$

Caso o fator $F_a \approx 1$, considera-se que as soluções obtidas com o conjunto das três malhas se encontram na região assintótica de convergência.

A fim de se normalizar a publicação de estudos de convergência de malha, recomenda-se que sejam reportados os valores dos índices GCI e da ordem aparente p , assim como os erros aproximados e da extrapolação.

O procedimento descrito será aplicado em um exemplo da seção seguinte.

A.1.1 Exemplo de aplicação

Três malhas tridimensionais com elementos poliédricos são utilizadas neste exemplo, constituído por duas entradas de água convergindo para uma única tubulação de $D = 2,0 \text{ in}$ e comprimento de $100 D$. O escoamento é ascendente e em regime permanente. São impostas velocidades uniformes de $0,7 \text{ m/s}$ e $0,3 \text{ m/s}$ nas seções de entrada. Os efeitos turbulentos são considerados através do modelo *Realizable $k - \epsilon$* com *near wall modeling*. Os algoritmos SIMPLE e uma malha do tipo *staggered grid* são aplicados para acoplamento pressão-velocidade e discretização espacial da pressão e da velocidade, respectivamente. As variáveis são interpoladas através do método *Upwind* de segunda ordem. Foi utilizada a mesma resolução de elementos prismáticos próximos à parede para todas as malhas a fim de se capturar adequadamente os gradientes nesta região, bem como satisfazer os requerimentos do tratamento da turbulência utilizado.

Serão avaliados:

- A tensão de cisalhamento média na parede ao longo de $2 m$ na tubulação com esco-

amento totalmente desenvolvido, τ_w ;

- A queda de pressão por unidade de comprimento ao longo do comprimento acima definido, $\Delta P/L$;
- O fator de atrito ao longo do comprimento acima definido, f .

As malhas possuem as características mostradas na Tabela A.1:

Tabela A.1: Características das malhas.

	Malha 01	Malha 02	Malha 03
$N [-]$	274.469	165.860	94.088
$\sum \Delta V [m^3]$	0,01227	0,01219	0,01203
$h [m]$	0,00355	0,00419	0,00504

As razões de refinamento dadas pelas equações (A.3) e (A.4) são $r_{21} = 1,18$ e $r_{32} = 1,20$. Os valores obtidos pelas simulações são mostrados na Tabela A.2:

Tabela A.2: Valores obtidos nas simulações.

	$\tau_w [Pa]$	$\Delta P/L [Pa/m]$	$f [-]$
Malha 01	1,26847	100,55	0,01035
Malha 02	1,28044	101,85	0,01033
Malha 03	1,29665	104,20	0,01016

Para cada uma das medidas, são obtidos os valores de erros entre as malhas, a ordem aparente, os erros relativos aproximados e extrapolado e os índices GCI mostrados na Tabela A.3.

Tabela A.3: Valores obtidos para verificação da convergência.

	τ_w	$\Delta P/L$	f
$p [-]$	1,11	2,71	12,43
$\phi_{ext}^{21} [-]$	1,20937	98,24	0,01035
$e_a^{21} [\%]$	0,94	1,30	0,16
$e_a^{32} [\%]$	1,27	2,30	1,65
$e_{ext}^{21} [\%]$	4,89	2,34	0,02
$GCI_{21} [\%]$	5,82	2,86	0,03
$GCI_{32} [\%]$	6,94	4,43	0,23
$F_a [-]$	1,092	1,073	1,032

De acordo com os resultados obtidos e mostrados na Tabela A.3, como $F_a \approx 1,0$, conclui-se que as soluções estão dentro da região assintótica de convergência. Baseando-se neste estudo de convergência, pode-se dizer que, por exemplo, a tensão de cisalhamento no comprimento avaliado é de $1,20937 Pa$ com uma margem de erro de $5,82\%$. Similarmente, a queda de pressão é de $98,24 Pa/m$ com erro de $2,86\%$, enquanto o fator de atrito ao longo do comprimento avaliado da tubulação é estimado em $f = 0,01035$ com incerteza de $0,03\%$.

O procedimento aqui demonstrado fornece métricas objetivas para definição de incertezas relacionadas à discretização espacial do domínio computacional, além de verificar se as soluções obtidas estão dentro da região assintótica de convergência.

APÊNDICE B – MAPA DE REGIMES HORIZONTAIS DE TAITEL E DUKLER

Utilizando como base diferentes mecanismos de transição, Taitel e Dukler (1976) desenvolveram modelos para representação das transições entre os regimes gás-líquido em tubos horizontais e levemente inclinados. Foram sugeridos modelos semi-empíricos para posicionamento das fronteiras entre os diferentes padrões considerando quatro parâmetros: K , X , T e F . A combinação destas fronteiras resulta no mapa de padrões generalizado de Taitel e Dukler, mostrado na Figura B.1.

Figura B.1: Mapa generalizado de Taitel e Dukler - extraído de Taitel e Dukler (1976).

Os parâmetros são calculados como:

$$\begin{aligned}
X &= \left[\frac{\frac{4C_l}{D} \left(\frac{U_{s,l} D}{\nu_l} \right)^{-n} \left(\frac{\rho_l U_{s,l}^2}{2} \right)}{\frac{4C_g}{D} \left(\frac{U_{s,g} D}{\nu_g} \right)^{-m} \left(\frac{\rho_g U_{s,g}^2}{2} \right)} \right]^{\frac{1}{2}}, & F &= \frac{U_{s,g}}{\sqrt{D g \cos \theta}} \sqrt{\frac{\rho_g}{\rho_l - \rho_g}} \\
K &= \left\{ \left[\frac{\rho_g U_{s,g}^2}{(\rho_l - \rho_g) D g \cos \theta} \right] \frac{D U_{s,l}}{\nu_l} \right\}^{\frac{1}{2}}, & T &= \left[\frac{\frac{4C_l}{D} \left(\frac{U_{s,l} D}{\nu_l} \right)^{-n} \left(\frac{\rho_l U_{s,l}^2}{2} \right)}{(\rho_l - \rho_g) g \cos \theta} \right]^{\frac{1}{2}} \\
U_{s,g} &= \frac{\dot{m}_g}{\rho_g A}, & U_{s,l} &= \frac{\dot{m}_l}{\rho_l A}
\end{aligned} \tag{B.1}$$

em que D é o diâmetro da tubulação, $\nu = \mu/\rho$ é a viscosidade cinemática das fases, $\dot{m}$ é a vazão mássica dos fluidos, g é a aceleração da gravidade e A é a área transversal do duto. Os parâmetros $n = m = 0,2$, $C_l = C_g = 0,046$ e $\cos \theta = 1$ são considerados para escoamento turbulento em duto horizontal. As Equações (B.1) são válidas para dutos horizontais e levemente inclinados, tanto ascendentes quanto descendentes.

A curva A do mapa generalizado de Taitel e Dukler representa a fronteira de transição entre os padrões estratificado e intermitente e entre o padrão estratificado e o regime anular, utilizando como coordenadas os parâmetros F e X . Assim, quaisquer valores de X à esquerda e abaixo da curva A representam condições sob as quais o regime estratificado irá ocorrer. A curva B, também utilizando os parâmetros F e X , simboliza a transição entre o regime intermitente e o padrão anular e entre o padrão de bolhas dispersas e o padrão anular, o que ocorre a valores constantes de X . A região compreendida acima da curva A e à esquerda da curva B reúne as condições em que o padrão anular ou *wet gas* é desenvolvido.

A curva C, avaliada com as coordenadas K e X , localiza a transição entre estratificado suave e estratificado ondulado. Os pares de valores de X e K situados abaixo desta curva C representam as condições em que o escoamento de gás é insuficiente para causar a formação de ondas, originando o padrão estratificado suave.

Finalmente, a curva D representa a transição entre os regimes intermitente e de bolhas dispersas e é calculada através dos parâmetros T e X . Os valores de T abaixo desta curva, combinados com os valores de X à direita das curvas A e B, representam as condições em que ocorre a presença de bolhas alongadas no escoamento, típicas do regime intermitente. Para valores de T acima da curva e de X à direita da curva B, encontram-se

as situações em que o padrão de bolhas dispersas irá existir.