



UNIVERSIDADE ESTADUAL DE CAMPINAS
Faculdade de Engenharia Química

BRENO RIBEIRO MASCARENHAS

ANÁLISE VIA CFD DO ESCOAMENTO MONOFÁSICO E BIFÁSICO
DO TIPO GÁS-LÍQUIDO ATRAVÉS DE PLACAS DE ORIFÍCIO

CFD ANALYSIS OF ONE-PHASE FLOW AND TWO-PHASE
GAS-LIQUID FLOW THROUGH ORIFICE PLATES

CAMPINAS

2021



UNIVERSIDADE ESTADUAL DE CAMPINAS
Faculdade de Engenharia Química

BRENO RIBEIRO MASCARENHAS

ANÁLISE VIA CFD DO ESCOAMENTO MONOFÁSICO E BIFÁSICO
DO TIPO GÁS-LÍQUIDO ATRAVÉS DE PLACAS DE ORIFÍCIO

Dissertação apresentada à Faculdade de Engenharia Química da Universidade Estadual de Campinas como parte dos requisitos exigidos para a obtenção do título de Mestre em Engenharia Química

Orientador: PROF. DR. DIRCEU NORILER

ESTE EXEMPLAR CORRESPONDE À
VERSÃO FINAL DA DISSERTAÇÃO DE-
FENDIDA PELO ALUNO BRENO RI-
BEIRO MASCARENHAS, E ORIENTADA
PELO PROF. DR. DIRCEU NORILER

PROF. DR. DIRCEU NORILER

CAMPINAS

2021

Ficha catalográfica
Universidade Estadual de Campinas
Biblioteca da Área de Engenharia e Arquitetura
Rose Meire da Silva - CRB 8/5974

M373a Mascarenhas, Breno Ribeiro, 1982-
Análise via CFD do escoamento monofásico e bifásico do tipo gás-líquido através de placas de orifício / Breno Ribeiro Mascarenhas. – Campinas, SP : [s.n.], 2021.

Orientador: Dirceu Noriler.
Dissertação (mestrado) – Universidade Estadual de Campinas, Faculdade de Engenharia Química.

1. Fluidodinâmica computacional. 2. Orifícios (Hidrodinâmica). 3. Escoamento bifásico. I. Noriler, Dirceu, 1978-. II. Universidade Estadual de Campinas. Faculdade de Engenharia Química. III. Título.

Informações para Biblioteca Digital

Título em outro idioma: CFD analysis of one-phase flow and two-phase gas-liquid flow through orifice plates

Palavras-chave em inglês:

Computational fluid dynamics

Orifices (Hydrodynamics)

Two-phase flow

Área de concentração: Engenharia Química

Titulação: Mestre em Engenharia Química

Banca examinadora:

Dirceu Noriler [Orientador]

Charlie Van Der Geest

Henry França Meier

Data de defesa: 31-08-2021

Programa de Pós-Graduação: Engenharia Química

Identificação e informações acadêmicas do(a) aluno(a)

- ORCID do autor: <https://orcid.org/0000-0001-6344-7406>

- Currículo Lattes do autor: <http://lattes.cnpq.br/6555698394195913>

Dissertação de Mestrado defendida por Breno Ribeiro Mascarenhas e aprovada em 31 de agosto de 2021 pela banca examinadora constituída pelos doutores:

Prof. Dr. Dirceu Noriler - Orientador
FEQ/UNICAMP

Dr. Charlie van der Geest
CEPETRO/UNICAMP

Prof. Dr. Henry França Meier
Universidade Regional de Blumenau - FURB

A Ata de defesa com as respectivas assinaturas dos membros encontra-se no SIGA/Sistema de Fluxo de Tese e na Secretaria do Programa da Unidade.

AGRADECIMENTOS

Ao Exército Brasileiro e ao Instituto Militar de Engenharia pela oportunidade que me foi concedida.

À UNICAMP, em especial a Faculdade de Engenharia Química, pela oportunidade de fazer o mestrado numa das melhores universidades do Brasil.

Ao meu orientador, Professor Dr. Dirceu Noriler, pela oportunidade, confiança, conhecimentos transmitidos, ajuda e suporte.

Ao Prof. Dr. Marcelo Souza de Castro e equipe do LABPETRO, pelo apoio e fornecimento dos dados experimentais, fundamentais a este trabalho.

A todos do Laboratório de Pesquisa em Processos Químicos e Gestão Empresarial - PQGe, principalmente ao Felipe, Pedro e Nadine, pelo suporte, amizade e por me ajudarem durante essa jornada.

À minha esposa Rafaela e meu filho Tales, pelo carinho, compreensão, e por estarem sempre ao meu lado me apoiando.

A todos aqueles que, de alguma forma, contribuíram para a realização deste trabalho.

“Education is the most powerful weapon which you can use to change the world.”

Nelson Mandela

RESUMO

O controle da vazão de fluidos em dutos é de extrema importância para se manter a eficiência e a produtividade das plantas industriais. Os instrumentos mais comuns utilizados para esse fim são os medidores de orifício, devido à sua robustez e construção mecânica simples. Apesar de sua simples construção e operação, o comportamento fluidodinâmico nesses dispositivos, principalmente para fluidos multifásicos, é complexo e apresenta alta queda de pressão a qual pode ocasionar vibrações nos equipamentos e até mesmo rupturas nos dutos. As placas de orifício apresentam um coeficiente de descarga (C_D) que representa a variação do fluxo teórico para o fluxo real, determinado experimentalmente em laboratório sob condições controladas. Embora eficiente, as técnicas experimentais demandam tempo, atualmente escasso, e alto custo, que por vezes pode inviabilizar a análise destes dispositivos, principalmente em condições severas de operação. Por outro lado, a técnica de fluidodinâmica computacional (CFD), aliada aos estudos experimentais tradicionalmente conduzidos, apresenta-se como uma alternativa viável para compreensão e otimização dos parâmetros operacionais de tais mecanismos. Assim, um modelo fluidodinâmico baseado nas ferramentas de CFD pode contribuir muito com o tempo e custo dos experimentos de determinação da queda de pressão e do coeficiente de descarga desses dispositivos. Há na literatura diversos trabalhos em CFD sobre o comportamento de fluidos monofásicos através de placas de orifício, no entanto, poucos estudos relatam o comportamento de fluidos do tipo gás-líquido através desses dispositivos, não havendo um modelo consolidado. O principal objetivo deste trabalho é sistematizar uma metodologia de simulação em CFD capaz de prever as características do escoamento monofásico e do escoamento bifásico tipo gás-líquido através de placas de orifício, validando-a por meio da comparação com dados experimentais. Para isso, foi realizado um estudo numérico para simular o escoamento monofásico e bifásico tipo gás-líquido através de placas de orifício para estimar a queda de pressão ocasionada por esses dispositivos, comparando os resultados com dados experimentais dos trabalhos de Eiamsa-ard *et al.* (2008) e Ojeda (2019). Foi realizado um estudo comparativo entre modelos de turbulência para o escoamento monofásico, e foi utilizada uma geometria simplificada, chamada pseudobidimensional (2,5D), e o modelo *Volume of Fluid* (VOF) para o escoamento bifásico. Os resultados das simulações monofásicas apresentaram boa concordância com os dados experimentais. Observou-se que os modelos de turbulência que apresentaram melhores resultados foi o $k-\varepsilon$ para o escoamento monofásico de ar e de água, e o modelo Spalart-Allmaras para o escoamento de óleo mineral, e a determinação do coeficiente de descarga das placas de orifício utilizando a metodologia em CFD mostrou-se mais aderente aos dados experimentais do que as correlações existentes na literatura. Para o escoamento bifásico, houve boa concordância entre os dados numéricos e experimentais para o padrão bolhas alongadas em relação à queda de pressão média ocasionada pela placa de orifício, porém a metodo-

logia empregada necessita de ajustes para representar os padrões de escoamento anular e *slug* através desses dispositivos.

Palavras-chaves: CFD; placa de orifício; queda de pressão; escoamento gás-líquido; VOF.

ABSTRACT

Controlling the fluid flow in pipelines is extremely important to maintain the efficiency and productivity of industrial plants. The most common instruments used for this purpose are orifice plates, due to their robustness and simple mechanical construction. Despite their simple construction and operation, the fluid dynamic behavior of these devices, especially for multiphase fluids, is complex and has a high pressure drop which can cause vibrations in the equipment and even ruptures in the pipelines. The orifice plates have a discharge coefficient (C_D) that represents the variation from the theoretical flux to the real flux, these coefficients are empirical and determined experimentally in laboratory under controlled conditions. The Computational Fluid Dynamics (CFD) technique, combined with experimental studies traditionally conducted, is a viable alternative for understanding and optimizing the operating parameters of such mechanisms. Thus, a fluid dynamic model based on CFD tools can greatly contribute to the time and cost of experiments to determine the pressure drop and discharge coefficients of these devices. There are several works in the literature on CFD about the behavior of single-phase fluids through orifice plates, however, few studies report the behavior of gas-liquid flow through these devices, with no consolidated model. The main objective of this work is to systematize a CFD simulation methodology capable of predicting the characteristics of one-phase flow and two-phase gas-liquid flow through orifice plates, validating it through comparison with experimental data. For this, a numerical study was carried out to simulate the single-phase and two-phase gas-liquid flow through orifice plates to estimate the pressure drop caused by these devices, comparing the results with experimental data from the works of Eiamsa-ard *et al.* (2008) and Ojeda (2019). A comparative study between turbulence models for the single-phase flow was carried out, and a simplified geometry, called pseudo two-dimensional (2.5D), and the Volume of Fluid (VOF) model for the two-phase flow was used. The results for the single-phase simulations showed good agreement with the experimental data. It was observed that the turbulence models that presented the best results were the $k-\varepsilon$ for the single-phase air and water flow, and the Spalart-Allmaras model for the mineral oil flow, and the determination of the discharge coefficient of the orifice plates using the CFD methodology was more adherent to the experimental data than the correlations in literature. For two-phase flow, there was good agreement between numerical and experimental data for the elongated bubble pattern in relation to the mean pressure drop caused by the orifice plate, but the methodology used requires adjustments to represent the annular and slug flow patterns through these devices.

Keywords: CFD; orifice plate; pressure drop; gas-liquid flow; VOF.

LISTA DE ILUSTRAÇÕES

Figura 1 – <i>Box</i> de visualização do aparato experimental.	20
Figura 2 – Exemplos de placas de orifício.	24
Figura 3 – Comportamento do fluxo através da restrição	25
Figura 4 – Posicionamento das tomadas de pressão	28
Figura 5 – Coeficiente de descarga para baixos valores de Reynolds.	28
Figura 6 – Padrões de escoamento gás-líquido em tubos horizontais	31
Figura 7 – Mapa de regimes de escoamento em dutos horizontais para o escoamento de ar e água	32
Figura 8 – Representação do domínio computacional pseudo-bidimensional	37
Figura 9 – Representação do esquema de reconstrução geométrica	49
Figura 10 – Etapas da metodologia numérica para simulações em CFD.	54
Figura 11 – Geometria do aparato simulado	56
Figura 12 – Malha 2D utilizada nas simulações monofásicas	57
Figura 13 – Posição dos transmissores de pressão, em mm.	57
Figura 14 – Parâmetros construtivos da placa de orifício.	58
Figura 15 – Discretização espacial do aparato experimental	61
Figura 16 – Curva assintótica da análise das três malhas pelo método GCI.	62
Figura 17 – Queda de pressão ao longo do tubo para as três malhas analisadas . . .	63
Figura 18 – Detalhes construtivos da geometria 2,5D.	64
Figura 19 – Visualização do efeito do número de Courant em uma malha computacional.	64
Figura 20 – Modelo 2,5D com entrada de ar pela metade superior	67
Figura 21 – Modelo 2,5D com entrada de ar pelo centro	67
Figura 22 – Curva assintótica da análise das três malhas pseudobidimensionais pelo método GCI.	68
Figura 23 – Comparação dos perfis de pressão na parede para os modelos $k-\varepsilon$, RSM e $k-\omega$ SST	71
Figura 24 – Comparação dos perfis de velocidade axial para os modelos $k-\varepsilon$, RSM e $k-\omega$ SST	72
Figura 25 – Comparação do comprimento da zona de recirculação para os modelos $k-\varepsilon$, RSM e $k-\omega$ SST.	73
Figura 26 – Comparação dos perfis de velocidade no eixo central para as condições de entrada vazão mássica e perfil de velocidade axial.	74
Figura 27 – Comparação dos perfis de pressão ao longo do tubo para as condições de entrada vazão mássica e perfil de velocidade axial.	75

Figura 28 – Comparação do padrão de fluxo para os modelos $k-\varepsilon$ e $k-\omega$	76
Figura 29 – Comparação do comprimento dos vórtices formados após a placa de orifício	76
Figura 30 – Comparação da queda de pressão ao longo do tubo para os modelos $k-\varepsilon$ e $k-\omega$	77
Figura 31 – Comparação do perfil de velocidade ao longo do eixo central do tubo para os modelos $k-\varepsilon$ e $k-\omega$	78
Figura 32 – Comparação do perfil de velocidade axial em diferentes posições do tubo para os modelos $k-\varepsilon$ e $k-\omega$	79
Figura 33 – Queda de pressão - escoamento de água	80
Figura 34 – Queda de pressão - escoamento de óleo mineral.	82
Figura 35 – Fração volumétrica do caso 1 o tempo de 11s, utilizando $Co = 10$	85
Figura 36 – Fração volumétrica dos fluidos para as malhas com 40 diâmetros a montante.	86
Figura 37 – Fração volumétrica dos fluidos para as malhas com 5 m a montante para o caso 1. tempo entre as imagens de 0,06 s.	87
Figura 38 – Fração volumétrica dos fluidos para a malha com 5 m a montante para o caso 2. Tempo entre as imagens de 0,02 s.	87
Figura 39 – Fração volumétrica dos fluidos para a malha com 5 m a montante para o caso 3. Tempo entre as imagens de 0,02 s.	88
Figura 40 – Comparação da queda de pressão com o tempo entre os dados simulados e os dados experimentais para o caso 1.	89
Figura 41 – Comparação da queda de pressão com o tempo entre os dados simulados e os dados experimentais para o caso 2.	90
Figura 42 – Comparação da queda de pressão com o tempo entre os dados simulados e os dados experimentais para o caso 3.	90
Figura 43 – Comparação do sinal de pressão (à esquerda) e PSD (à direita) entre os dados simulados (vermelho) e os dados experimentais (azul) para o caso 3.	91
Figura 44 – Comparação do sinal de pressão (à esquerda) e PSD (à direita) entre os dados simulados (vermelho) e os dados experimentais (azul) para o caso 3.	92
Figura 45 – Comparação do sinal de pressão (à esquerda) e PSD (à direita) entre os dados simulados (vermelho) e os dados experimentais (azul) para o caso 3.	93

LISTA DE TABELAS

Tabela 1 – Casos simulados para o escoamento de água.	52
Tabela 2 – Casos simulados para o escoamento de óleo mineral.	53
Tabela 3 – Casos simulados para o escoamento gás-líquido.	53
Tabela 4 – Condições utilizadas nas simulações computacionais em 2D.	56
Tabela 5 – Parâmetros construtivos das placas de orifício.	58
Tabela 6 – Propriedades do ar e da água.	59
Tabela 7 – Condições utilizadas nas simulações computacionais do escoamento de água.	60
Tabela 8 – Condições utilizadas nas simulações computacionais do escoamento de óleo mineral.	61
Tabela 9 – Condições utilizadas nas simulações computacionais do escoamento bi- fásico gás-líquido.	65
Tabela 10 – Características das malhas das simulações bifásicas.	68
Tabela 11 – Resultados das simulações do escoamento de água através da placa de orifício.	81
Tabela 12 – Resultados das simulações do escoamento de óleo mineral através da placa de orifício.	82
Tabela 13 – Valores estimados de C_D para o escoamento de óleo mineral através da placa de orifício.	83
Tabela 14 – Passo de tempo calculado utilizando Courant.	85
Tabela 15 – Resultados da queda de pressão média nas simulações bifásicas.	88

LISTA DE ABREVIATURAS, SIGLAS E SÍMBOLOS

ABREVIATURAS E SIGLAS

CEPETRO	Centro de Estudos do Petróleo
CSF	Força de Superfície Contínua - <i>Continuum Surface Force</i>
DEPro	Departamento de Engenharia de Processo
ERT	Tomografia por Resistência Elétrica - <i>Electrical Resistivity Tomography</i>
GCI	Índice de Convergência de Malha - <i>Grid Convergence Index</i>
LABPETRO	Laboratório Experimental de Petróleo "Kelsen Valente Serra"
MVF	Método dos Volumes Finitos
PLIC	Cálculo de Interface Linear por Partes - <i>Piecewise Linear Interface Calculation</i>
PQGe	Laboratório de Pesquisa em Processos Químicos e Gestão Empresarial
PSD	Densidade Espectral de Potência - <i>Power Spectral Density</i>
RANS	Simulação numérica de escoamentos turbulentos via equações de médias de Reynolds - <i>Reynolds-Averaged Navier–Stokes Equations</i>
RSM	Modelo de turbulência das tensões de Reynolds - <i>Reynolds Stress Model</i>
SST	Transporte de Tensões Cisalhantes - <i>Shear-Stress Transport</i>
UNICAMP	Universidade Estadual de Campinas
VOF	Volume de Fluido - <i>Volume of Fluid</i>
WMS	Sensor de Malha de Arame - <i>Wire Mesh Sensor</i>

LETRAS GREGAS

α	Fração volumétrica
β	Razão entre o diâmetro do orifício e o diâmetro do tubo

χ	Razão entre a viscosidade turbilhonar transformada e a viscosidade cinemática	
ΔP	Queda de pressão	[Pa]
ΔP_p	Queda de pressão permanente	[Pa]
ΔP_r	Queda de pressão recuperável	[Pa]
Δt	Passo de tempo	[s]
Δx	Comprimento entre os elementos da malha	[m]
δ	Delta de Kronecker	
κ	Constante do modelo Spalart-Allmaras	
μ	Viscosidade do fluido	[kg/(m s)]
∇	Operador Nabla	
Ω	Medida escalar do tensor taxa de rotação	[1/s]
ω	Taxa de dissipação específica da energia cinética turbulenta	[1/s]
ϕ	Nível de refinamento da malha para o método GCI	
π	Número irracional	[3,141592654...]
Ω	Tensor taxa de rotação	[1/s]
τ^R	Tensor tensão de Reynolds	[kg/(m s ²)]
τ	Tensor tensão	[kg/(m s ²)]
ρ	Massa específica	[kg/m ³]
σ_k	Constante do modelo k- ε	
σ_ω	Constante do modelo k- ω	
$\sigma_{\tilde{\nu}}$	Constante do modelo Spalart-Allmaras	
σ_ε	Constante do modelo k- ε	
$\tilde{\nu}$	Viscosidade turbilhonar transformada	[kg/(m s)]
ε	Taxa de dissipação da energia cinética turbulenta	[m ² /s ³]

LETRAS LATINAS

\dot{m}	Vazão mássica do fluido	$[kg/s]$
D	Tensor taxa de deformação	$[1/s]$
f_S	Forças de superfície	$[N/m^3]$
g	Aceleração da gravidade	$[m/s^2]$
n	Vetor normal unitário	
S	Tensor deformação	$[1/s]$
v	Vetor velocidade do escoamento	$[m/s]$
A	Área da seção reta do duto	$[m^2]$
a^*	Parâmetro do modelo modelo k- ω SST	
C_1	Constante do modelo k- ε	
C_2	Constante do modelo k- ε	
C_D	Coefficiente de descarga	
C_μ	Constante do modelo k- ε	
C_{b1}	Constante do modelo Spalart-Allmaras	
C_{b2}	Constante do modelo Spalart-Allmaras	
C_{v1}	Constante do modelo Spalart-Allmaras	
C_{w1}	Constante do modelo Spalart-Allmaras	
C_{w2}	Constante do modelo Spalart-Allmaras	
C_{w3}	Constante do modelo Spalart-Allmaras	
Co	Número de Courant	
D	Diâmetro do tubo	$[m]$
d	Diâmetro do orifício da placa	$[m]$
D_n	Número de dimensões das malhas para o método GCI	
e	Erro relativo para o método GCI	
F_V	Força volumétrica	$[N/m^3]$

k	Energia cinética turbulenta	$[m^2/s^2]$
N	Número de elementos da malha para o método GCI	
p	Pressão	$[Pa]$
p_{ap}	Ordem aparente ou de precisão para o método GCI	
r	Razão de refinamento entre as malhas para o método GCI	
Re	Número de Reynolds	
Re_t	Número de Reynolds turbulento	
S	Medida escalar do tensor deformação	$[1/s]$
t	Tempo	$[s]$
V	Volume	$[m^3]$
v	Velocidade média do escoamento	$[m/s]$
y	Altura	$[m]$

SOBRESCRITO

$-$	Média da variável
$'$	Flutuação da variável
a	Aproximado
eff	Efetivo
T	Transposto
t	Turbulento
ext	Extrapolado

SUMÁRIO

1	INTRODUÇÃO	19
1.1	MOTIVAÇÃO PELO TEMA	20
1.2	O PROBLEMA E AS HIPÓTESES ASSUMIDAS	21
1.3	OBJETIVOS	22
1.3.1	Objetivos específicos	22
1.4	ESTRUTURA DA DISSERTAÇÃO	22
2	FUNDAMENTAÇÃO TEÓRICA E REVISÃO DA LITERATURA	24
2.1	PLACAS DE ORIFÍCIO	24
2.2	REGIMES DE ESCOAMENTO	29
2.3	REVISÃO DA LITERATURA	33
2.4	PONTOS DE INVESTIGAÇÃO	38
3	MODELAGEM MATEMÁTICA	39
3.1	MODELAGEM DO ESCOAMENTO MONOFÁSICO	39
3.1.1	Equações Governantes	39
3.1.2	Modelagem da Turbulência	40
3.1.2.1	Modelo Spalart–Allmaras	41
3.1.2.2	Modelo $k-\varepsilon$ Padrão	42
3.1.2.3	Modelo $k-\omega$ SST	43
3.1.2.4	Modelo <i>Reynolds Stress</i>	44
3.2	MODELAGEM DO ESCOAMENTO BIFÁSICO	45
3.2.1	Equações Governantes	45
3.2.2	Modelagem da Turbulência	46
3.2.3	Tensão Superficial	47
3.2.4	Método <i>Volume of Fluid</i> - VOF	47
3.2.5	Esquema de Reconstrução Geométrica	48
4	MATERIAIS E MÉTODOS	50
4.1	EQUIPAMENTOS E SOFTWARES	50
4.2	ESTUDOS NUMÉRICOS	50
4.2.1	Escoamento Monofásico em 2D	51
4.2.2	Escoamento Monofásico em 3D	51
4.2.3	Escoamento Bifásico em 2,5D	51
4.3	METODOLOGIA NUMÉRICA	52
4.3.1	Configurações Gerais das Simulações Monofásicas em 2D	55
4.3.1.1	Geração da Malha 2D	56
4.3.2	Características do Aparato Experimental do LABPETRO	57

4.3.3	Configurações Gerais das Simulações Monofásicas em 3D	59
4.3.3.1	Geração da Malha 3D	60
4.3.4	Configurações Gerais das Simulações Bifásicas em 2,5D	62
4.3.4.1	Geração da Malha 2.5D	66
5	RESULTADOS E DISCUSSÃO	70
5.1	ESCOAMENTO MONOFÁSICO - MODELAGEM 2D	70
5.2	ESCOAMENTO MONOFÁSICO - MODELAGEM 3D	72
5.2.1	Condição de Entrada do Fluido	73
5.2.2	Análise dos Modelos de Turbulência	74
5.2.3	Escoamento Monofásico de Água	78
5.2.4	Escoamento Monofásico de Óleo Mineral	80
5.3	ESCOAMENTO BIFÁSICO - MODELAGEM 2,5D	84
5.3.1	Influência do Número de Courant nas Simulações	84
5.3.2	Análise do Comprimento do Tubo à Montante da Placa de Orifício	85
5.3.3	Análise do Sinal de Pressão nos Escoamentos Bifásicos	88
6	CONCLUSÕES E SUGESTÕES	94
6.1	CONCLUSÕES	94
6.2	SUGESTÕES	96
	Referências	97
	ANEXO A Código em Octave para cálculo do Índice de Convergência de Malha (GCI)	102
	ANEXO B Código em Octave para cálculo da função de densidade do espectro de energia (PSD)	104

1 INTRODUÇÃO

O escoamento em dutos é o meio de transporte de fluidos mais utilizado em processos industriais, principalmente no setor petroquímico. Tal escoamento pode ser monofásico ou multifásico, de acordo com as características das substâncias presentes.

A quantificação e controle da vazão dos produtos são de extrema importância para se manter a eficiência e a produtividade das plantas industriais. 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 (IMADA, 2014).

Os medidores de orifício são os instrumentos mais comuns usados para a medição do fluxo de fluidos devido à sua robustez e construção mecânica simples. Seu funcionamento baseia-se na variação de velocidade e pressão causados pela redução da área disponível para o fluxo, podendo ser utilizados para líquidos, gases ou lamas (SHAH *et al.*, 2012). Para controlar com segurança um sistema de escoamento multifásico, é necessário entender o comportamento do fluxo através das restrições da placa de orifício, pois estas apresentam alta queda de pressão as quais podem ocasionar vibrações nos equipamentos e até mesmo rupturas nos dutos.

As placas de orifício apresentam um coeficiente de descarga (C_D) que representa a variação do fluxo teórico para o fluxo real. Tais coeficientes são empíricos, devido à dificuldade em prever com precisão os efeitos da complexidade geométrica e da separação do fluxo da parede dos dutos de escoamento. Os coeficientes de descarga são afetados pelas variações do número de Reynolds, de modo que só podem ser usados em uma certa faixa de vazões.

Além disso, para o caso de escoamentos multifásicos, as diferentes propriedades de cada fase presente no fluido (densidade, viscosidade, etc) interferem significativamente no comportamento fluidodinâmico do escoamento. Em escoamentos do tipo gás-líquido, as condições operacionais podem favorecer o desenvolvimento de padrões intermitentes, gerando grandes variações de fluxo e de pressão ao longo da tubulação.

Uma importante técnica para avaliar os fenômenos envolvendo o escoamento monofásico e multifásico através de placas de orifício é a Fluidodinâmica Computacional (*Computational Fluid Dynamics* – CFD), na qual pode-se simular as condições operacionais do escoamento para prever seu comportamento e suas características como pressão, temperatura, velocidade de escoamento, dentre outras de interesse industrial.

Os modelos de simulação são então comparados com dados obtidos em experimentos controlados, realizados em laboratório, como forma de validação da metodologia utilizada.

Assim, as simulações em CFD permitem otimizar a operação dos sistemas envolvendo placas de orifício, fornecendo os resultados para uma série de vazões operacionais do sistema, sem a necessidade de realização de um elevado número de experimentos controlados que demandam tempo, atualmente escasso, e alto custo, que por vezes podem inviabilizar as análises destes dispositivos, principalmente em condições severas de operação.

1.1 MOTIVAÇÃO PELO TEMA

O coeficiente de descarga é uma importante variável de ajuste dos medidores de orifício que é introduzida nos cálculos teóricos, pois contabiliza as perdas irreversíveis de energia do escoamento através da redução de área. O valor desse coeficiente depende de variáveis como: densidade, viscosidade, velocidade (os três parâmetros medidos no orifício), diâmetro da passagem de fluidos na restrição, geometria do orifício interno e da razão entre o diâmetro do orifício e o diâmetro do tubo. A determinação dos valores de C_D é feita através de experimentos em laboratório.

O Laboratório Experimental de Petróleo "Kelsen Valente Serra" (LABPETRO), do Centro de Estudos do Petróleo (CEPETRO) da Universidade Estadual de Campinas (UNICAMP) possui um grupo de pesquisas que desenvolve atividades experimentais em escoamentos monofásico (água e óleo mineral) e multifásico do tipo gás-líquido (água-ar e óleo-ar) em condições severas de operação. A Figura 1 apresenta o esquema do *box* de visualização do aparato experimental, contendo a placa de orifício e medidores de pressão para obtenção de dados do escoamento.

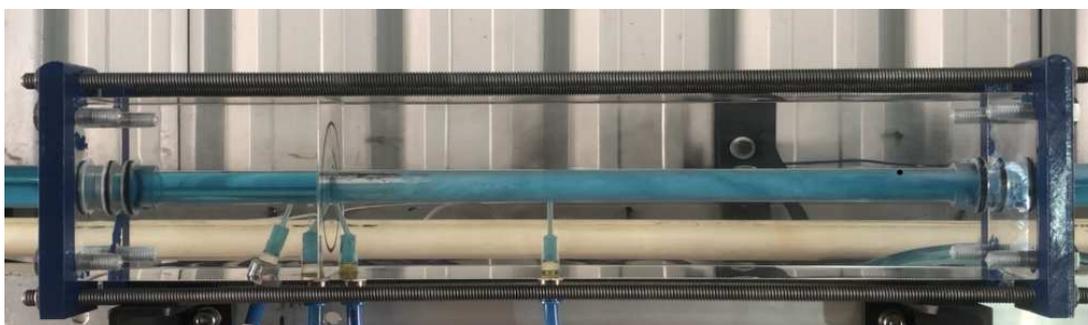


Figura 1 – *Box* de visualização do aparato experimental.

Fonte: LABPETRO

O grupo de pesquisas realizou diversos experimentos, nos quais comparam a vazão mássica medida no aparato com a calculada por modelos teóricos. Para o escoamento monofásico os dados obtidos apresentaram boa correlação, porém, para os experimentos

com os escoamentos gás-líquido a diferença entre os dados experimentais e os valores teóricos foi superior a 10%. Necessita-se, então, de um modelo que apresente melhor correlação entre os dados teóricos e experimentais para o escoamento gás-líquido.

A simulação em CFD é uma ferramenta poderosa para resolver problemas associados aos medidores de vazão do tipo placa de orifício. Ela fornece um complemento aos dados experimentais, particularmente ao utilizar informações derivadas de testes de campo e em circunstâncias em que é necessário um alto grau de controle que pode ser difícil de ser alcançado em testes convencionais. No entanto, como em qualquer dado derivado de simulação, os resultados das simulações em CFD devem ser analisados adequadamente (BARTON *et al.*, 2004).

Logo, a união entre os experimentos conduzidos pelo LABPETRO e a técnica de CFD pode resultar em uma metodologia eficiente e de baixo custo para análise e solução de problemas em escoamentos sob severas condições de operação, como a extração de óleo e gás natural pela indústria petroquímica.

1.2 O PROBLEMA E AS HIPÓTESES ASSUMIDAS

O presente trabalho visa desenvolver uma metodologia em CFD para o escoamento no aparato experimental do LABPETRO, visando prever o comportamento dos fluxos através de placas de orifício, a queda de pressão do sistema, além de estimar o C_D para diversas condições operacionais. As simulações serão comparadas com os dados experimentais já obtidos pelo grupo de pesquisa do LABPETRO.

O problema central do trabalho é a identificação dos modelos e condições ideais para realização das simulações, investigando o comportamento do fluxo em diferentes vazões mássicas através de placas de orifício com três tamanhos de diâmetro interno: 6,35 mm (16/64), 9,53 mm (24/64) e 12,7 mm (32/64). Para tanto, algumas principais hipóteses referentes aos fenômenos analisados são assumidas:

- o escoamento é estacionário e plenamente desenvolvido à montante da placa de orifício;
- o escoamento turbulento pode ser modelado pelas equações médias de Reynolds (em inglês *Reynolds-averaged Navier–Stokes equations - RANS*), assumindo-se isotropia no tensor de Reynolds (hipótese de Boussinesq) e em modelos de 2^a ordem;
- o escoamento gás-líquido pode ser representado por um modelo de dois fluidos tipo *Volume of Fluid* (VOF).

1.3 OBJETIVOS

Pretende-se neste trabalho sistematizar uma metodologia de simulação em CFD capaz de prever as características do escoamento gás-líquido através de placas de orifício, validando-a por meio da comparação com os dados experimentais obtidos pelo grupo de pesquisa do LABPETRO.

1.3.1 Objetivos específicos

- (a) modelar o aparato experimental do LABPETRO, discretizando-o espacialmente, representando os diferentes diâmetros das placas de orifício;
- (b) modelar matematicamente o escoamento monofásico em água e em óleo mineral, resolvendo o modelo com o software comercial FLUENT;
- (c) modelar matematicamente o escoamento bifásico água-ar e óleo-ar, resolvendo o modelo com o *software* comercial FLUENT;
- (d) validar a metodologia desenvolvida por meio de comparação com os dados experimentais obtidos pelo LABPETRO.

1.4 ESTRUTURA DA DISSERTAÇÃO

Este estudo foi dividido em seis capítulos, os quais estão resumidamente descritos abaixo:

- **Capítulo 1:** corresponde à introdução ao tema, bem como sua motivação. Apresenta o problema central do trabalho, as hipóteses propostas e objetivos da pesquisa;
- **Capítulo 2:** expõe uma breve explanação sobre placas de orifício e regimes de escoamento. Ainda, apresenta uma revisão de literatura relacionada a estudos envolvendo placas de orifício, regimes multifásicos de escoamento e simulação numérica de escoamentos;
- **Capítulo 3:** apresenta a modelagem matemática das abordagens monofásica e bifásica propostas. São apresentadas as equações governantes, os modelos de turbulência e o método VOF;
- **Capítulo 4:** apresenta os materiais utilizados, a metodologia numérica utilizada, bem como os casos simulados. Enfim, descreve a geometria, malha e condições de contorno utilizadas no estudo dos diferentes tipos de escoamento;

- **Capítulo 5:** apresenta os resultados obtidos nas simulações, avaliando-os em comparação com os dados experimentais do LABPETRO;
- **Capítulo 6:** abrange as principais conclusões sobre os resultados obtidos neste estudo, assim como as sugestões para a continuidade em trabalhos futuros.

2 FUNDAMENTAÇÃO TEÓRICA E REVISÃO DA LITERATURA

Nesta seção é apresentado o princípio teórico da utilização de placas de orifício na medição e controle do escoamento em dutos. Abordará também os principais conceitos básicos sobre escoamentos do tipo gás-líquido em dutos, suas características e classificação, bem como relatar alguns estudos nessa área, envolvendo técnicas em CFD.

2.1 PLACAS DE ORIFÍCIO

Placas com orifícios são utilizadas como medidores de vazão na indústria em geral e representam, geralmente, a primeira opção nessa classe de instrumentação.

Elas possuem vantagens como: simplicidade, custo relativamente baixo, ausência de partes móveis, pouca manutenção, aplicação para muitos tipos de fluidos e instrumentação externa. Essas vantagens são acompanhadas de uma considerável perda de carga, assim como um desgaste da placa, que necessita ser substituída de tempos em tempos (SHAH *et al.*, 2012). A Figura 2 apresenta exemplos de placas de orifício usualmente encontradas no mercado.

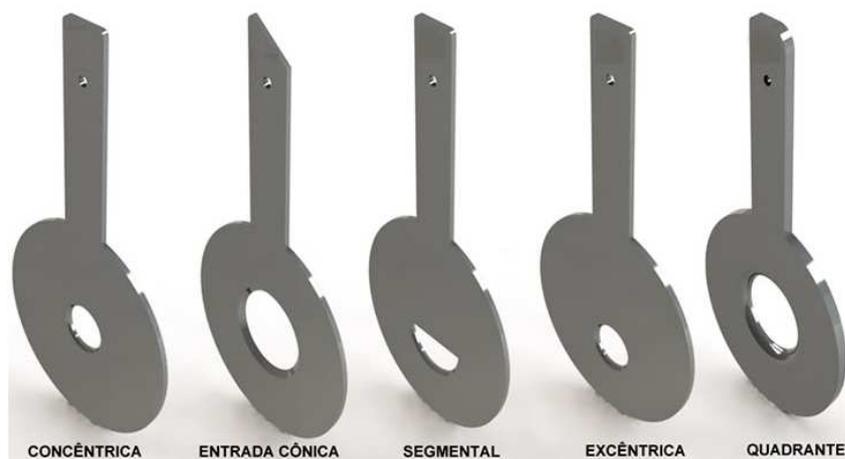


Figura 2 – Exemplos de placas de orifício.

Fonte: Domínio público

Conceitualmente, as placas de orifício baseiam-se no teorema de Bernoulli. O fluido é forçado a fluir mais rapidamente através do orifício, a fim de manter a vazão. Pelo teorema da continuidade, a vazão mássica do fluido antes e depois da placa deve ser a mesma. Portanto, no orifício, a área da seção diminui e, para manter a vazão mássica, a

velocidade média do fluxo deve se tornar mais alta, pois a vazão é igual à área multiplicada pela velocidade.

A Figura 3 apresenta o comportamento geral de um escoamento através de uma placa de orifício.

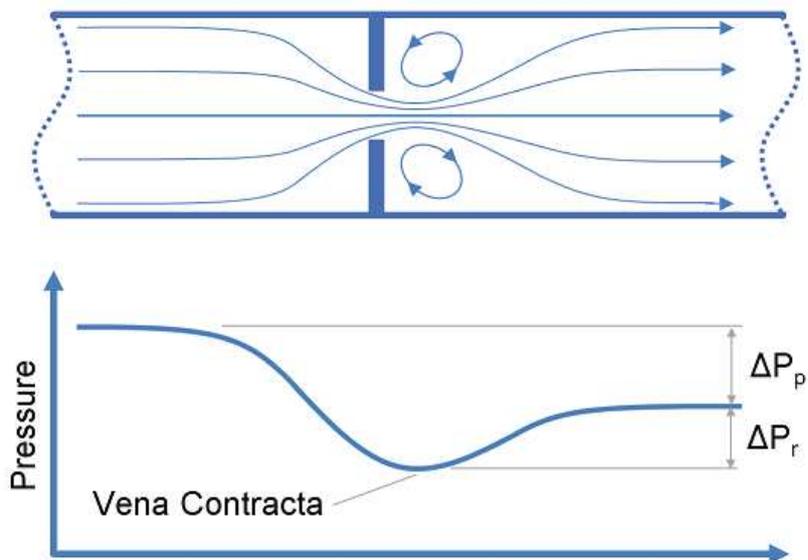


Figura 3 – Comportamento do fluxo através da restrição.
Fonte: Neutrium (2012)

A montante, a um diâmetro de distância da placa de orifício, as linhas de corrente são paralelas às paredes do tubo. A redução abrupta da área disponível ao escoamento ocasionam a contração dessas linhas em direção ao centro da redução, provocando um aumento na velocidade do fluido e queda na pressão. A contração das linhas de corrente continuam a ocorrer até cerca de meio diâmetro de tubo após o orifício, posição conhecida como *vena contracta*, onde ocorre a maior velocidade e queda de pressão do escoamento. Após esse ponto, as linhas de corrente voltam a expandir, reduzindo-se a velocidade do escoamento e recuperando-se parte da queda de pressão (ΔP_r). Logo, a placa de orifício ocasiona uma queda de pressão permanente (ΔP_p) ao escoamento.

Além da queda de pressão, a redução causada pelo orifício também gera zonas de recirculação do fluido próximas às paredes internas da placa de orifício. A extensão dessas zonas varia com a velocidade do escoamento e a razão entre o diâmetro do orifício e o diâmetro do tubo.

A equação teórica para o cálculo da vazão em dispositivos tipo orifício pode ser deduzida a partir da Equação de Bernoulli e da Equação da Conservação de Massa. A Equação de Bernoulli aplicada ao escoamento ideal entre dois pontos do duto é dada por:

$$\frac{v_1^2}{2} + \frac{P_1}{\rho_1} + gy_1 = \frac{v_2^2}{2} + \frac{P_2}{\rho_2} + gy_2 = \text{Constante} \quad (2.1)$$

em que v é a velocidade média do fluido, ρ é a densidade, P é a pressão no ponto, g a gravidade e y a altura do ponto considerado. Para um duto na horizontal, $y_1 = y_2$, e os termos referentes à energia potencial (gy) se anulam.

Da Equação da Conservação de Massa entre os mesmos dois pontos, temos que:

$$\rho_1 v_1 A_1 = \rho_2 v_2 A_2 = \dot{m} \quad (2.2)$$

em que A é a área da seção reta no ponto e \dot{m} é a vazão mássica. Considerando o fluido como incompressível, tem-se $\rho_1 = \rho_2$, e as equações anteriores podem ser escritas como:

$$\frac{P_1 - P_2}{\rho} = \frac{v_2^2 - v_1^2}{2} \quad (2.3)$$

e

$$v_1 = \frac{A_2}{A_1} v_2 \quad (2.4)$$

Combinando as equações e isolando v_2 , chegamos a:

$$v_2 = \sqrt{\frac{2(P_1 - P_2)}{\rho \left(1 - \left(\frac{A_2}{A_1}\right)^2\right)}} \quad (2.5)$$

Substituindo v_2 na Equação 2.2, temos que:

$$\dot{m} = \rho v_2 A_2 = A_2 \sqrt{\frac{2\Delta P \rho}{\left(1 - \left(\frac{A_2}{A_1}\right)^2\right)}} \quad (2.6)$$

Considerando A_1 como a seção reta do tubo e A_2 como a seção reta do orifício da placa, a equação teórica de vazão para fluidos incompressíveis pode ser escrita como:

$$\dot{m} = \frac{\pi d^2 \sqrt{2\Delta P \rho}}{4\sqrt{1 - \beta^4}} \quad (2.7)$$

em que ΔP é a queda de pressão na placa de orifício, d é o diâmetro do orifício e β é a razão entre o diâmetro do orifício (d) e o diâmetro do tubo (D).

Como há perdas de energia devido à turbulência do escoamento, e a área do orifício não corresponde à área da *vena contracta*, a equação teórica não pode ser diretamente aplicada. Para corrigir tal situação é introduzido um fator C_D , chamado de coeficiente de descarga, dado pela razão entre a vazão experimental e a vazão teórica. O C_D é responsável por representar os efeitos da turbulência causada pela redução abrupta de área.

Logo, a vazão mássica através de uma placa de orifício pode ser calculada pela seguinte expressão:

$$\dot{m} = \frac{C_D \pi d^2 \sqrt{2 \Delta P \rho}}{4 \sqrt{1 - \beta^4}} \quad (2.8)$$

A medição da queda de pressão ocasionada pela placa é o que permite o cálculo da vazão no duto. Devido ao fato da *vena contracta* geralmente ocorrer um pouco a jusante do orifício faz com que esse tipo de medidor seja menos preciso que os tubos de venturi (JITHISH; KUMAR, 2015).

De acordo com a norma ASME MFC 14M (METERS, 2003), são recomendadas três posições para a tomada de pressão nas placas de orifício:

- **Tomadas de flange (*flange tappings*):** normalmente utilizadas para a medição fiscal de óleo e gás. Os flanges de instalação da placa de orifício já são fabricados com os furos das tomadas de pressão localizados a 25,4 mm (1”) a montante e a jusante das faces da placa;
- **Tomadas em D e D/2 (*radius tappings*):** a tomada a montante é localizada a 1 diâmetro da placa e a tomada a jusante a meio diâmetro depois da placa;
- **Tomadas de canto (*corner tappings*):** a tomada de pressão é feita rente à placa de orifício, nos cantos entre a mesma e a parede do tubo. Normalmente são acompanhadas de tomadas de pressão de recuperação (*recovery pressure taps*), localizadas 1 diâmetro a montante e 6 diâmetros a jusante da placa.

A Figura 4 apresenta um esquema de posicionamento das tomadas de pressão descritas na norma ASME MFC 14M (METERS, 2003).

O coeficiente de descarga (C_D) utilizado na Equação 2.8 é estimado segundo metodologia preconizada na norma ASME MFC 14M (METERS, 2003), variando de acordo com o tipo de posicionamento das tomadas de pressão. Para as tomadas de canto (*corner tappings*), posição adotada no aparato do LABPETRO para a obtenção dos dados experimentais que foram utilizados no presente estudo, o (C_D) é calculado pela Equação 2.9.

$$C_D = \left[0,5991 + \frac{0,0044}{D} + \left(0,3155 + \frac{0,0175}{D} \right) (\beta^4 + 2\beta^{16}) \right] \sqrt{1 - \beta^4} + \left[\frac{0,52}{D} - 0,192 + \left(16,48 - \frac{1,16}{D} \right) (\beta^4 + 4\beta^{16}) \right] \sqrt{\frac{1 - \beta^4}{Re}} \quad (2.9)$$

em que D é o diâmetro do tubo em polegadas, β é a razão entre o diâmetro do orifício (d) e o diâmetro do tubo (D) e Re é o número de Reynolds do tubo.

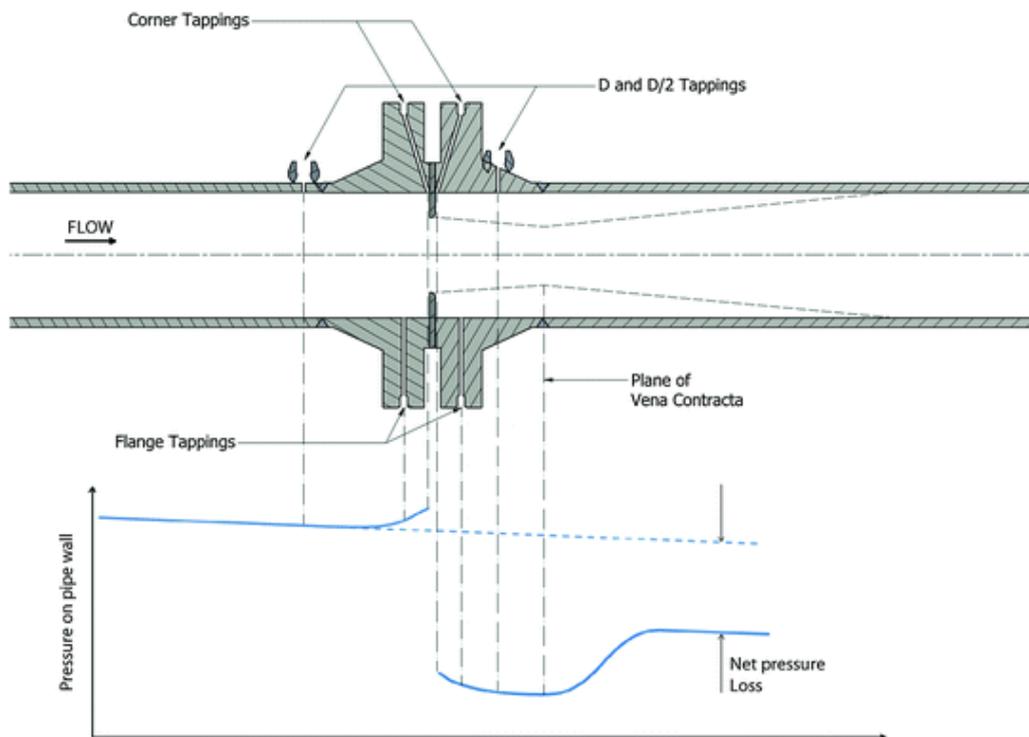


Figura 4 – Posicionamento das tomadas de pressão.
 Fonte: Reader-Harris (2015 apud OJEDA, 2019)

A Equação 2.9 é válida para escoamentos com número de Reynolds acima de 1000. Para escoamentos com Reynolds abaixo desse valor, deve-se utilizar correlações empíricas, sendo comum a utilização do trabalho de Miller (1996), em que o valor de C_D para baixos valores de Reynolds pode ser estimado pelo gráfico da Figura 5.

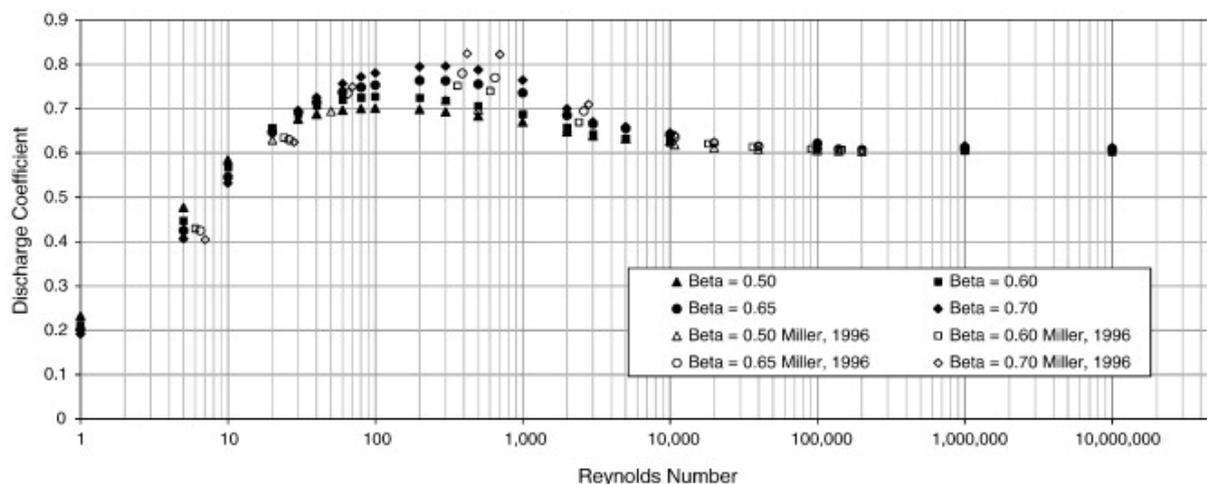


Figura 5 – Coeficiente de descarga para baixos valores de Reynolds.
 Fonte: Miller (1996 apud OJEDA, 2019)

Em escoamentos monofásicos, a variação de pressão no dispositivo é relacionada à vazão mássica que atravessa o medidor, conforme a Equação 2.8. O projeto construtivo, a instalação e as condições de operação destes medidores são recomendados por normas como a ISO 5167:2003 (ISO, 2003) e a ASME MFC 14M (METERS, 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 técnicas de medição da fração volumétrica das fases ou da fração de vazão na seção do duto a fim de se determinar a vazão total e composicional de cada fase (FISCHER, 1994).

Há uma série de modelos e correlações empíricas desenvolvidos por pesquisadores para se calcular o coeficiente de descarga de uma placa de orifício para escoamentos bifásicos. Cada modelo envolve hipóteses e formulações distintas, e um problema que surge claramente é a generalização das correlações utilizadas para o cálculo do coeficiente de descarga já que, além de ser função de múltiplas variáveis, dependem fortemente do padrão de escoamento, que pode mudar conforme as condições de operação (PALADINO, 2005).

O trabalho de Ojeda (2019) apresenta os principais modelos presentes na literatura para o escoamento bifásico através de placas de orifício, bem como a comparação desses modelos ao aplicá-los nos experimentos conduzidos pelo autor.

2.2 REGIMES DE ESCOAMENTO

O escoamento de substâncias pode ser classificado como monofásico ou multifásico, de acordo com os estados físicos presentes em tal escoamento.

O escoamento monofásico, com apenas um estado físico presente na tubulação, normalmente é classificado pelo seu comportamento laminar ou turbulento. O escoamento multifásico é aquele que apresenta mais de uma fase em sua composição, tornando-se mais complexo, sendo normalmente classificado pelo estado físico das fases, como gás-sólido, gás-líquido, líquido-líquido, gás-líquido-sólido, etc.

Em aplicações industriais, o processo de formação de vapor em uma caldeira tubular e o transporte de hidrocarbonetos, principalmente na indústria petroquímica, são situações importantes onde ocorre o escoamento bifásico. O transporte de gás e líquido no interior de dutos pode apresentar uma variedade de configurações, de acordo com a distribuição das fases no duto. Estudos nesta área vêm sendo realizados desde os anos 60 por pesquisadores de todo o mundo a fim de entender melhor o comportamento do escoamento e, assim, aperfeiçoar sua aplicabilidade (BARBOSA FILHO, 2010).

Cada uma das fases pode apresentar características distintas, reagindo de maneira diferente aos fenômenos de transferência de massa, quantidade de movimento e energia, assumindo diferentes formas na distribuição das fases. As diferentes geometrias, orientação e vazões das fases formam estruturas como bolhas e gotículas que escoam em regimes distintos, de acordo com a velocidade de cada fase. A classificação desses regimes é feita de forma subjetiva, sendo comum a classificação baseada em observação

visual quanto à forma da separação entre as fases. Estas diferentes formas que o escoamento pode assumir são classificadas como regimes de escoamento (PALADINO, 2005; JAEGER, 2016).

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 (IMADA, 2014).

A classificação dos padrões sofre ligeiras alterações entre autores diferentes. De acordo com Yeoh e Tu (2009 apud IMADA, 2014), os escoamentos do tipo gás-líquido podem ser classificados em três grandes grupos:

- **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 (estratificado e ondulado);
- **Escoamentos de transição ou intermitente:** 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*, empistonado e bolhas alongadas são exemplos de escoamentos desta classe;
- **Escoamentos dispersos:** uma das fases escoar de maneira discreta, na forma de pequenas 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 escoamento em névoa.

Cada grande grupo apresenta subdivisões. Para o escoamento em dutos horizontais, é comum adotar a classificação em seis padrões, conforme proposto por Taitel e Dukler (1976): bolhas, bolhas alongadas, golfadas (*slugs*), estratificado liso, estratificado ondulado e anular. A Figura 6 apresenta uma representação desses padrões. O padrão semianular, presente na figura, é considerado uma transição para o padrão anular (SHOHAM, 2006 apud LIMA, 2011).

- **Escoamento em bolhas:** o líquido ocupa toda a seção transversal da tubulação e o gás se move na forma de bolhas pequenas na parte superior do tubo

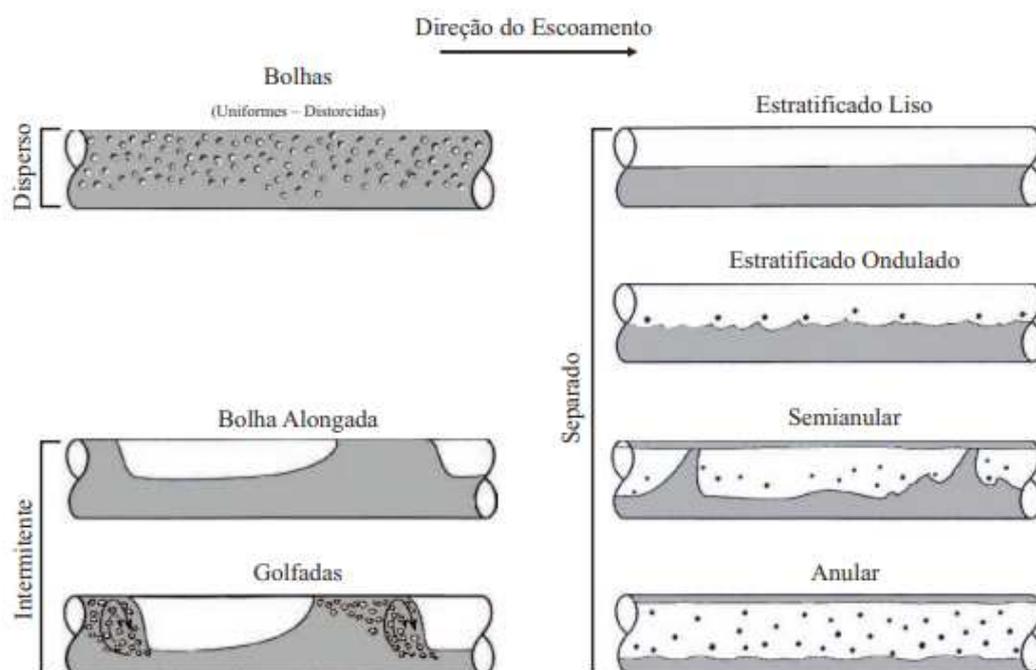


Figura 6 – Padrões de escoamento gás-líquido em tubos horizontais.

Fonte: Adaptado de Shoham (2006 apud LIMA, 2011)

ou na forma de bolhas dispersas por toda a seção transversal do duto.

- **Escoamento em bolhas alongadas:** o gás assume o formato de longas bolhas, possuindo diâmetro menor que o duto, formato frontal arredondado e se posicionam na parte superior dele.
- **Escoamento em golfadas (*slug*):** o gás apresenta velocidade maior que o líquido, assim uma onda líquida preenche a seção transversal da tubulação que é empurrada pelo gás a montante. Essa onda passa pela tubulação com velocidade maior do que a velocidade média do líquido.
- **Escoamento estratificado liso:** o líquido flui na parte inferior do tubo e o gás na parte superior, separados pela força gravitacional, formando uma interface lisa estável entre as fases. Esse padrão aparece com velocidades relativamente baixas de gás e líquido na tubulação.
- **Escoamento estratificado ondulado:** as velocidades de gás são maiores do que o estratificado liso, favorecendo a formação de ondulações na interface líquida, na direção do fluxo.
- **Escoamento anular:** ocorre em altas vazões de gás e se caracteriza pela localização do gás no centro e a fase líquida escoando como um filme nas paredes do duto, apresentando pequenas gotículas dispersas no gás.

Devido à complexidade das variáveis que afetam os regimes de escoamento, eles são normalmente apresentados em mapas, constituindo-se um método empírico para determinação dos padrões de maneira visual. Apresentam-se, basicamente, como um gráfico bidimensional com linhas que delimitam a transição entre os diferentes padrões de escoamento. As coordenadas utilizadas na leitura dos mapas podem ser representadas por vazões volumétricas, mássicas, fluxos de quantidade de movimento, velocidades superficiais ou qualquer outra medida do escoamento, variando entre autores (BRENNEN, 2005).

Alguns autores empregaram coordenadas adimensionais ou fatores de correção para permitir variações nas propriedades físicas dos fluidos, como forma de aumentar as condições operacionais de seus mapas. Porém, a maioria só é confiável para a mesma faixa operacional utilizada nos experimentos dos quais foram retirados os dados (SHOHAM, 2006).

Um exemplo de mapa de escoamento gás-líquido em dutos horizontais, foco do presente estudo, está apresentado na Figura 7. Tal mapa foi elaborado utilizando a velocidade superficial das fases, no qual percebe-se, com facilidade, a mudança no padrão de escoamento com a variação da velocidade de cada fase.

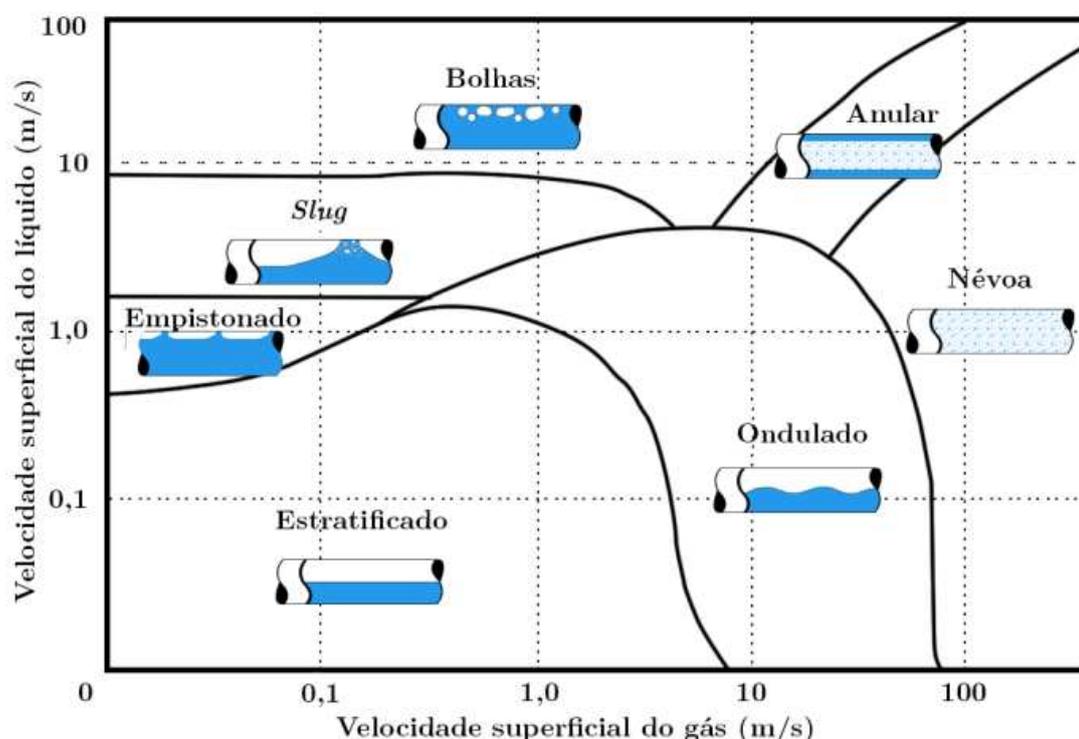


Figura 7 – Mapa de regimes de escoamento em dutos horizontais para o escoamento de ar e água.

Fonte: reproduzido de Jaeger (2016)

2.3 REVISÃO DA LITERATURA

Nos últimos anos, com o avanço dos recursos computacionais, simulações em CFD vem sendo utilizadas para a análise e solução de diversos problemas em processos industriais, principalmente na área de escoamento de fluidos. Há diversos estudos sobre simulação do escoamento de fluidos monofásicos através de restrições, porém poucos trabalhos sobre o escoamento multifásico nessas condições.

Erdal e Andersson (1997) utilizaram o *software* PHOENICS 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. Foi adotado um domínio 2D axissimétrico para as simulações. Os resultados obtidos foram comparados com dados experimentais e mostraram que o modelo de turbulência $k-\varepsilon$ 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.

Barton *et al.* (2004) apresentaram os resultados de uma série de simulações de CFD modelando diferentes aspectos do desempenho da placa de orifício, a fim de dar uma ideia do grau de precisão que pode ser esperado das simulações em CFD e ilustrar as maneiras pelas quais os dados de CFD podem ser usados. Eles concluíram que as simulações permitem o estudo da resposta do medidor de vazão em condições operacionais, variando o parâmetro de operação dos mesmos. Também concluíram que o CFD fornece uma compreensão detalhada do comportamento do fluxo e das situações que podem levar a medições incorretas. No entanto, é preciso ter cuidado ao definir as condições de contorno, a estrutura da malha e o modelo de turbulência para garantir que os resultados da simulação representem com maior acurácia o fenômeno que está sendo estudado. Os resultados das simulações de CFD são mais úteis quando a fonte de erros é bem compreendida e quando as previsões podem ser validadas com relação a dados experimentais ou de campo.

Eiamsa-ard *et al.* (2008) realizaram simulações em 2D do escoamento de ar através de uma placa de orifício utilizando os modelos de turbulência $k-\varepsilon$ padrão e *Reynolds Stress* (RSM), comparando os resultados com dados experimentais. Os autores concluíram que as previsões do escoamento para ambos os modelos estudados geralmente apresentam boa concordância com as medições experimentais tanto para o perfil de velocidade quanto para a queda de pressão na parede, apresentando maior diferença apenas no comprimento da zona de recirculação após a placa de orifício. O modelo RSM apresentou uma zona de recirculação com aproximadamente 1,5 vezes o tamanho da apresentada pelo modelo $k-\varepsilon$. Porém não foram apresentados dados experimentais referentes ao comprimento da zona de recirculação para se determinar qual modelo se aproxima mais do fenômeno real.

Oliveira *et al.* (2010) realizaram simulações de escoamentos monofásicos em regime permanente para a construção de curvas de operação de placas de orifício com diferentes razões β e diferentes números de Reynolds, utilizando o modelo de turbulência RSM. 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.

Arun *et al.* (2010) analisaram a variação do coeficiente de descarga de medidores de orifício em escoamentos de fluidos não newtonianos. A modelagem em CFD foi empregada para determinar o coeficiente de descarga em função do número de Reynolds para diferentes valores de beta e para o escoamento de fluidos não-newtonianos de fase única em concentrações variadas. As simulação foram realizadas para uma série de números de Reynolds (100 - 100000) cobrindo tanto o regime laminar quanto o turbulento. A partir dos resultados obtidos para fluidos não newtonianos, eles observaram que o coeficiente de descarga aumenta com o aumento da razão β para o mesmo diâmetro de tubo para todos os fluidos. Os resultados também mostram a variação do coeficiente de descarga com a densidade do fluido.

Shah *et al.* (2012) utilizaram simulações em CFD para prever o fluxo de água e o fluxo de ar em uma placa de orifício, obtendo perfis de velocidade e pressão para diferentes condições de contorno. Estimaram a posição da *vena contracta* nas simulações e os valores de C_D , obtendo-se resultados bem próximos dos valores obtidos experimentalmente. Os autores concluíram que as simulações podem ser utilizadas para a determinação de C_D em substituição ao cálculo utilizando aparato experimental.

Jithish e Kumar (2015) analisaram o fluxo turbulento através de um medidor de orifício usando abordagem experimental e simulação em CFD utilizando o software *Solidworks Flow Simulator*. Concluíram que há uma semelhança muito boa entre os dados experimentais e simulações realizadas quanto ao perfil de pressão e velocidade, balanço de energia e padrão de fluxo. Os dados experimentais também validaram as previsões em CFD quanto ao efeito da turbulência no escoamento através do orifício. Concluíram também que a técnica CFD pode ser utilizada em substituição a experimentos necessários para encontrar empiricamente o coeficiente de descarga, como uma ferramenta mais econômica. Tukiman *et al.* (2017), em um estudo semelhante, obtiveram as mesmas conclusões.

Em resumo, o escoamento monofásico através de placas de orifício foi amplamente estudado tanto por métodos experimentais quanto por simulações numéricas. Os estudos numéricos utilizaram diversos modelos de turbulência possibilitando a análise de características operacionais como o perfil de velocidade a montante e a jusante das placas de orifício, a vorticidade do escoamento, a queda de pressão e a influência da razão β no escoamento. Os estudos apresentaram boa concordância com os dados experimentais e,

no geral, concluíram que é possível estimar o Coeficiente de Descarga (C_D) das placas através das simulações em CFD.

Os estudos citados anteriormente trataram do escoamento monofásico através de placas de orifício. Como há poucos estudos sobre o escoamentos multifásicos através de restrições, procurou-se casos envolvendo tal escoamento em dutos livres (sem restrições de área), a fim de estudar a modelagem utilizada para descrever os fenômenos envolvidos nessas condições.

Lu *et al.* (2007) conduziram testes experimentais e numéricos para a investigação das características de um escoamento bifásico gás-líquido (nitrogênio e óleo) em um duto horizontal de 125 mm de diâmetro interno por 8 m de comprimento. Os experimentos reproduziram os padrões estratificado liso, estratificado ondulado e *slug*, nos quais foram obtidos os sinais de perda de carga em determinado trecho da tubulação para os diferentes padrões de escoamento. Simulações em 3D foram conduzidas com as mesmas condições dos experimentos, utilizando o modelo VOF, considerando-se também a tensão superficial entre as fases através da formulação *Continuum Surface Force* (CSF). Os sinais de gradiente de pressão calculados foram então comparados com os resultados experimentais, sendo considerados satisfatórios pelos autores.

Parvareh *et al.* (2010) realizaram estudos experimentais e numéricos do escoamentos bifásicos ar-água em dutos horizontais e verticais. Modelaram em 3D uma tubulação de 20 mm de diâmetro por 4 m de comprimento, estudando os padrões estratificado ondulado, *slug* e anular, para o duto horizontal, e os padrões *slug*, *churn* e anular para o duto vertical. Os autores utilizaram o modelo VOF nas simulações e o algoritmo PISO para o acoplamento pressão-velocidade. 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, além da utilização de fotografias do escoamento para comparação qualitativa com os resultados das simulações. 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.

Ratkovich *et al.* (2013) utilizaram o *software* comercial STAR CCM+ para simular escoamentos do tipo *slug* em um tubo vertical de 19,05 mm de diâmetro interno, contemplando fluidos Newtonianos e não-Newtonianos a diferentes velocidades superficiais. Foi adotado o modelo VOF em um domínio 2D axissimétrico considerando a tensão superficial entre as fases através da formulação *Continuum Surface Force* (CSF). Os resultados foram comparados com correlações da literatura e com dados experimentais próprios, relatando que as simulações em CFD apresentaram resultados mais próximos dos experimentos do que as correlações empíricas. Comentaram ainda que, apesar da existência de diversas correlações para predição de fração de vazio na literatura, não há

uma robusta o suficiente que possa ser aplicada de maneira universal para as diferentes condições hidrodinâmicas encontradas em processos industriais.

Imada (2014) estudou o comportamento do escoamento bifásico do tipo gás úmido (wet gas) através de dispositivos de medição de pressão diferencial. Ele sugere que simulações por meio de técnicas de CFD seriam capazes de reproduzir o comportamento estatístico do sinal de pressão diferencial. Estudos em CFD do escoamento de gás úmido através de medidores de fluxo de pressão diferencial também foram conduzidas por Kumar e Bing (2011), Xu *et al.* (2014) e He e Bai (2014).

Jaeger (2016) realizou uma comparação experimental e numérica do escoamento com *slugs* em um sistema de dutos verticais e horizontais. As simulações foram realizadas pelo método VOF. Ele concluiu que a frequência de *slugs* cresce com o aumento da velocidade superficial de líquido e que o modelo VOF representou de maneira adequada as condições obtidas no experimento. Concluiu também que simulações numéricas podem ser usadas para a caracterização de parâmetros do escoamento com *slugs* com um bom nível de confiança.

Parsi *et al.* (2016) utilizaram o modelo Euleriano-Euleriano *Multi-Fluid VOF* presente no *software* comercial ANSYS FLUENT para simular o escoamento bifásico ar-água em duto vertical de 76,2 mm de diâmetro. Foram simulados escoamentos do tipo *churn* (transição entre o *slug*) e o anular em dutos verticais. As simulações obtiveram boa correlação com os dados de fração média de vazio obtidos experimentalmente por WMS (*Wire Mesh Sensor*). Ressaltaram que à medida que a velocidade superficial do gás aumenta, há um aumento na formação de estruturas interfaciais mais finas no tubo, o que pode requerer um esquema de discretização mais acurado para se evitar efeitos de difusão numérica no rastreamento da interface gás-líquido. Tal efeito pode não afetar significativamente a fração média de vazios nos fluxos dominantes de gás, mas resultar na desconsideração de estruturas interfaciais.

Jaeger *et al.* (2018) realizaram um estudo experimental e numérico da formação de *slugs* em escoamentos do tipo ar-água em um tubo vertical de 94 mm de diâmetro. O estudo numérico utilizou o modelo VOF em simulações 3D, analisando a influência de diferentes técnicas de captura da interface entre as fases (*Donor-Acceptor*, *Compressible*, *CICSAM*, *modified HRIC* e Reconstrução Geométrica) e de modelos de turbulência ($k-\varepsilon$ padrão, *Realizable* $k-\varepsilon$, $k-\omega$ padrão e $k-\omega$ SST). As simulações foram conduzidas utilizando o *software* FLUENT e os autores concluíram que a abordagem VOF é adequada para prever a formação de *slugs* utilizando o esquema de Reconstrução Geométrica e que outros esquemas resultaram em má segregação das fases. Concluíram também que o modelo de turbulência teve pouca influência no resultado da distribuição de fases ao longo do escoamento, mas o modelo $k-\varepsilon$ obteve melhor concordância com os dados experimentais quanto à frequência e amplitude dos *slugs*.

Akhlaghi *et al.* (2019) utilizaram o modelo *Multi-Fluid VOF* para simular o fluxo intermitente do tipo *slug* e *plug flow* do sistema bifásico ar-água em um tubo horizontal com um diâmetro de 44 mm. O estudo permitiu avaliar qualitativamente as interfaces entre as fases do fluido, apresentando uma boa correlação entre os resultados do modelo *Multi-Fluid VOF* e os dados experimentais. Também avaliaram a queda de pressão do sistema bifásico obtendo um erro médio de 13,1% entre os dados simulados pelo modelo e os dados experimentais.

Becker (2020) realizou um estudo numérico e experimental do escoamento bifásico em dutos horizontais com enfoque no padrão *slug* com o objetivo de investigar o efeito causado por alterações nas propriedades físicas da fase líquida (viscosidade e tensão superficial). O estudo numérico utilizou o modelo VOF para as simulações, porém a discretização espacial foi simplificada, chamada de 2.5D (pseudo-bidimensional) e representando apenas uma "fatia" do duto, conforme a Figura 8. Tal simplificação reduz consideravelmente o número de elementos a serem resolvidos pelo Método dos Volumes Finitos (MVF) resultando em menor custo computacional e, conseqüentemente, tempo de simulação. A autora concluiu que a geometria simplificada apresentou um comportamento próximo do experimento físico e da simulação 3D, podendo ser considerada válida a sua utilização para representar um domínio tridimensional.

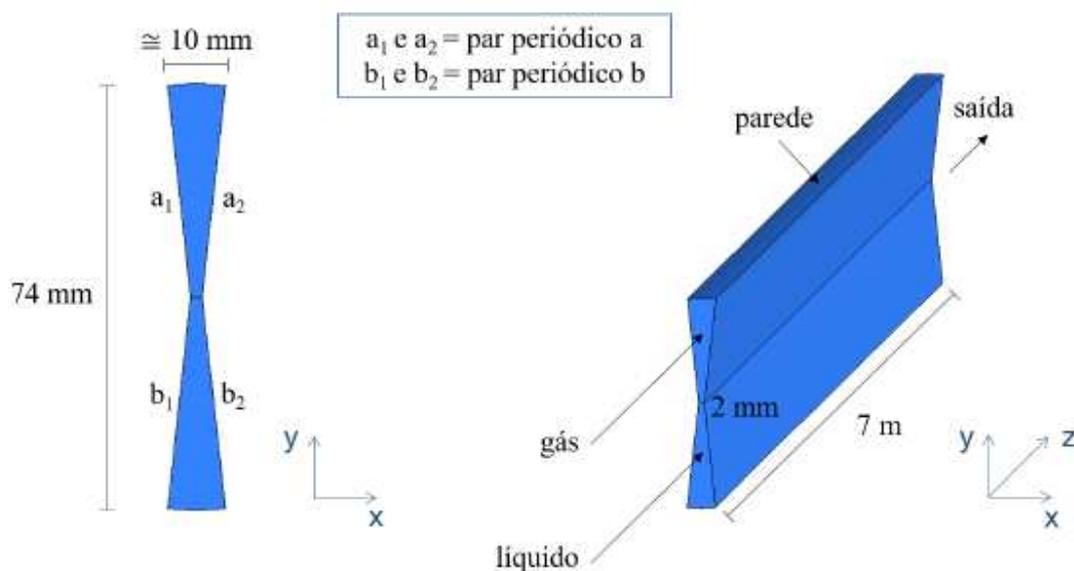


Figura 8 – Representação do domínio computacional pseudo-bidimensional utilizado por Becker.

Fonte: reproduzido de Becker (2020)

Por fim, Mohammed *et al.* (2021) conduziram uma investigação compilando vários trabalhos anteriores sobre o escoamento gás-líquido do tipo *slug* em dutos horizontais. O estudo apresenta os modelos teóricos e correlações empíricas existentes para determinar as características de *slugs*, bem como os trabalhos de modelagem numérica existentes para tal tipo de escoamento. Os autores destacam que a maioria das correlações existentes

são aplicáveis em situações limitadas, gerando grandes discrepâncias quando utilizadas em circunstâncias diferentes das quais foram desenvolvidas, e que faltam dados experimentais para melhor compreensão dos *slugs* envolvendo líquidos de alta viscosidade. A investigação sugere um exame aprofundado da pressão e da interação fluido-estrutura entre o *slug* e a parede interna do tubo, considerando que há uma lacuna perceptível nesta área de estudo. Os autores concluíram, ainda, que os modelos numéricos existentes podem prever com precisão adequada as características de escoamentos do tipo *slug*, mas que os custos computacionais ainda são muito altos, sendo necessário o desenvolvimento de um modelo numérico robusto que requeira menos tempo computacional.

2.4 PONTOS DE INVESTIGAÇÃO

A maior parte do trabalho anterior sobre escoamentos monofásicos foi concentrada em determinar o coeficiente de descarga de placas de orifício em escoamentos regulares, havendo uma lacuna sobre o comportamento desses dispositivos em condições severas de operação. Há, também, um número reduzido de trabalhos detalhando o comportamento do escoamento nas proximidades da placa de orifício, quanto às zonas de recirculação de fluido, com falta de dados experimentais na literatura sobre essas áreas.

Em geral, os trabalhos sobre escoamentos bifásicos mencionados utilizaram a abordagem VOF ou o modelo híbrido *Multi-Fluid VOF* para simular o escoamento gás-líquido. Foi adotada a abordagem RANS para modelagem da turbulência, variando-se os modelos para o cálculo da viscosidade turbulenta entre $k-\varepsilon$ padrão, *Realizable* $k-\varepsilon$ e $k-\omega$ SST. Os métodos de captura da interface entre as fases foram amplamente analisados, com destaque para a Reconstrução Geométrica. Na comparação das simulações com dados experimentais, os autores consideraram os dados satisfatórios, afirmando que, desde que seja aplicada uma modelagem matemática coerente, a técnica CFD pode representar o escoamento bifásico em dutos horizontais e verticais.

Os poucos trabalhos sobre a simulação de escoamentos bifásicos através de restrições tratam do padrão *wet gas*, havendo uma lacuna sobre a simulação de escoamentos bifásicos através de restrições com padrão intermitente e com grande diferença entre as velocidades das fases.

A modelagem utilizada nos estudos citados serviram como base para o desenvolvimento da metodologia empregada no presente trabalho.

3 MODELAGEM MATEMÁTICA

Este capítulo aborda a modelagem matemática utilizada para representar os escoamentos monofásico e bifásico tipo gás-líquido em tubulação horizontal nas simulações realizadas por CFD.

A modelagem matemática apresentada neste estudo tem como base os trabalhos de Eiamsa-ard *et al.* (2008) e Shah *et al.* (2012) para as simulações de escoamento monofásico, e os trabalhos de Jaeger (2016) e Becker (2020) para o modelo gás-líquido, os quais destacam que algumas hipóteses fundamentais em relação aos fenômenos envolvidos devem ser assumidas:

- Hipótese do contínuo, considerando as fases presentes no sistema como matéria contínua, ou seja, as propriedades da matéria são contínuas. Matematicamente estas propriedades são funções contínuas no domínio espaço-tempo.
- Variações de pequena escala podem ser aproximadas pela decomposição de Reynolds, ou seja, num escoamento turbulento qualquer variável instantânea é dada pela soma de um valor médio e uma flutuação.
- O modelo de turbulência é baseado na aproximação de Boussinesq e em modelos de 2ª ordem.
- O escoamento bifásico pode ser aproximado por um modelo de dois fluidos tipo VOF.

3.1 MODELAGEM DO ESCOAMENTO MONOFÁSICO

O escoamento monofásico foi modelado considerando-se estado estacionário, fluxo adiabático, fluido incompressível e viscosidade constante.

3.1.1 Equações Governantes

As equações governantes a serem resolvidas pelo *solver* são as Equações da Continuidade e Quantidade de Movimento. Após aplicação das médias de Reynolds¹, elas são dadas por:

¹ Por conveniência, não utilizou-se $\bar{\cdot}$ para representar as médias.

- Equação da Continuidade

$$\nabla \cdot \mathbf{v} = 0 \quad (3.1)$$

em que t representa o tempo e \mathbf{v} é o vetor velocidade do escoamento.

- Quantidade de Movimento

$$\nabla \cdot (\rho \mathbf{v} \mathbf{v}) = -\nabla p + [\nabla \cdot (\boldsymbol{\tau} + \boldsymbol{\tau}^R)] + \rho \mathbf{g} \quad (3.2)$$

em que ρ representa a massa específica do fluido, p representa a pressão estática média, \mathbf{g} a aceleração gravitacional, $\boldsymbol{\tau}$ o tensor tensão médio e $\boldsymbol{\tau}^R$ é o tensor de Reynolds, que é composto pelas flutuações da velocidade, sendo escrito como:

$$\boldsymbol{\tau}^R = -\overline{\rho \mathbf{v}' \mathbf{v}'} \quad (3.3)$$

3.1.2 Modelagem da Turbulência

Após a representação do escoamento turbulento via decomposição de Reynolds, termos adicionais de fluxos aparecem devido às flutuações da turbulência. O termo de maior influência sobre o escoamento é o tensor de Reynolds, o qual representa o fluxo adicional de quantidade de movimento. Nesse âmbito, são utilizadas duas classes de modelos para representar o tensor de Reynolds: modelos de viscosidade turbulenta e modelos de fechamento de segunda ordem.

Nos modelos de viscosidade turbulenta, o tensor de Reynolds pode ser linearmente relacionado com o tensor tensão (hipótese de Boussinesq) da seguinte forma:

$$\boldsymbol{\tau} + \boldsymbol{\tau}^R = \boldsymbol{\tau}^{eff} = -2\mu^{eff} \mathbf{D} \quad (3.4)$$

em que μ^{eff} é a viscosidade efetiva, definida pela soma da viscosidade molecular e da viscosidade turbulenta e \mathbf{D} representa a taxa de deformação, sendo dados por:

$$\mu^{eff} = \mu + \mu^t \quad (3.5)$$

$$\mathbf{D} = \frac{1}{2} [\nabla \mathbf{v} + (\nabla \mathbf{v})^T] \quad (3.6)$$

Pertence a esta classe os modelos Spalart–Allmaras, k- ε padrão e k- ω SST, utilizados no presente estudo.

Já nos modelos de fechamento de segunda ordem, são utilizadas equações de transporte para cada um dos termos do tensor de Reynolds. Pertence a esta classe o modelo RSM (*Reynolds Stress Model*). Tal modelo também foi analisado no presente estudo, para o escoamento monofásico.

3.1.2.1 Modelo Spalart–Allmaras

O modelo proposto por Spalart e Allmaras (1992) é um modelo relativamente simples que acrescenta apenas uma equação de transporte modelada para a viscosidade turbulenta e, portanto, requer menor esforço computacional. Em sua forma original, o modelo Spalart-Allmaras é efetivamente um modelo de baixo número de Reynolds, exigindo que a região afetada pela viscosidade da camada limite seja devidamente resolvida (ANSYS, 2013).

Neste modelo, a viscosidade turbulenta é calculada por

$$\mu^t = \rho \tilde{\nu} f_{v1} \quad (3.7)$$

em que $\tilde{\nu}$ é a viscosidade turbilhonar transformada e f_{v1} é uma função de amortecimento para a viscosidade, dada por

$$f_{v1} = \frac{\chi^3}{\chi^3 + C_{v1}^3} \quad (3.8)$$

sendo C_{v1} uma constante e

$$\chi \equiv \frac{\tilde{\nu}}{\nu} \quad (3.9)$$

A equação de transporte para a variável $\tilde{\nu}$ é dada por

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho \tilde{\nu}) + \nabla \cdot (\rho \mathbf{v} \tilde{\nu}) = G_\nu + \frac{\rho}{\sigma_{\tilde{\nu}}} \nabla \cdot [(\nu + \tilde{\nu}) \nabla \tilde{\nu}] + \frac{C_{b2} \rho}{\sigma_{\tilde{\nu}}} (\nabla \tilde{\nu} \cdot \nabla \tilde{\nu}) - Y_\nu \quad (3.10)$$

Na Equação 3.10, G_ν é o termo de produção de viscosidade turbulenta e Y_ν é o termo de destruição de viscosidade turbulenta. $\sigma_{\tilde{\nu}}$ e C_{b2} são constantes.

O termo de produção de viscosidade turbulenta é modelado por

$$G_\nu = C_{b1} \tilde{S} \tilde{\nu} \quad (3.11)$$

sendo

$$\tilde{S} \equiv S + \frac{\tilde{\nu}}{\kappa^2 d^2} f_{v2} \quad (3.12)$$

e

$$f_{v2} = 1 - \frac{\chi}{1 + \chi f_{v1}} \quad (3.13)$$

sendo C_{b1} e κ constantes, d é a distância da parede e S é a medida escalar do tensor de deformação, baseado na magnitude da vorticidade:

$$S \equiv \sqrt{\frac{1}{2}(\mathbf{\Omega} : \mathbf{\Omega})} \quad (3.14)$$

onde $\mathbf{\Omega}$ é o tensor taxa de rotação e é definido por

$$\mathbf{\Omega} = \frac{1}{2} [\nabla \mathbf{v} - (\nabla \mathbf{v})^T] \quad (3.15)$$

A formulação adotada acima para S é a mesma do modelo original proposto por Spalart e Allmaras (1992) o qual considera que produção de turbulência ocorre apenas em locais em que a vorticidade é gerada perto das paredes (ANSYS, 2013).

O termo de destruição de viscosidade turbulenta é modelado como

$$Y_\nu = C_{w1} f_w \left(\frac{\tilde{\nu}}{d} \right)^2 \quad (3.16)$$

sendo

$$f_w = g \left[\frac{1 + C_{w3}^6}{g^6 + C_{w3}^6} \right]^{1/6} \quad (3.17)$$

$$g = r + C_{w2} (r^6 - r) \quad (3.18)$$

$$r \equiv \frac{\tilde{\nu}}{\tilde{S} \kappa^2 d^2} \quad (3.19)$$

em que C_{w1} , C_{w2} , e C_{w3} são constantes, e \tilde{S} é dado pela Equação 3.12.

Por fim,

$$C_{w1} = \frac{C_{b1}}{\kappa^2} + \frac{(1 + C_{b2})}{\sigma_\nu} \quad (3.20)$$

$C_{b1} = 0,1355$; $C_{b2} = 0,622$; $\sigma_\nu = \frac{2}{3}$; $C_{v1} = 7,1$; $C_{w2} = 0,3$; $C_{w3} = 2,0$ e $\kappa = 0,4187$.

3.1.2.2 Modelo k- ε Padrão

O k- ε padrão (LAUNDER; SPALDING, 1974) é um modelo clássico que assume turbulência isotrópica e acrescenta apenas duas equações aos cálculos. Possui baixo custo computacional, sendo simples de usar e apresenta desempenho amplamente validado para muitos escoamentos de interesse industrial (VERSTEEG; MALALASEKERA, 2007).

Neste modelo, a viscosidade turbulenta é modelada por:

$$\mu^t = C_\mu \frac{k^2}{\varepsilon} \quad (3.21)$$

em que C_μ é uma constante do modelo cujo valor é 0,09, k representa a energia cinética turbulenta e ε a taxa de dissipação desta energia.

Os valores de k e ε são calculados a partir das equações de transporte adicionais:

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho k) + \nabla \cdot (\rho \mathbf{v} k) = \nabla \cdot \left[\left(\mu + \frac{\mu^t}{\sigma_k} \right) \nabla k \right] + P^k - \rho \varepsilon \quad (3.22)$$

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho \varepsilon) + \nabla \cdot (\rho \mathbf{v} \varepsilon) = \nabla \cdot \left[\left(\mu + \frac{\mu^t}{\sigma_\varepsilon} \right) \nabla \varepsilon \right] + C_1 \frac{\varepsilon}{k} P^k - C_2 \rho \frac{\varepsilon^2}{k} \quad (3.23)$$

em que σ_k , σ_ε , C_1 e C_2 também são constantes do modelo com valores 1,00, 1,30, 1,44 e 1,92, respectivamente, e P^k corresponde à produção de energia cinética turbulenta:

$$P_k = \mu^t (\nabla \mathbf{v} + (\nabla \mathbf{v})^T) : \nabla \mathbf{v} \quad (3.24)$$

Aplicando-se a aproximação de Boussinesq, P^k pode ser escrito da seguinte maneira (ANSYS, 2013):

$$P_k = \mu^t S^2 \quad (3.25)$$

em que S é o módulo do tensor taxa de deformação:

$$S \equiv \sqrt{\frac{1}{2}(\mathbf{D} : \mathbf{D})} \quad (3.26)$$

sendo \mathbf{D} dado pela Equação 3.6. Tal modelo foi utilizado pelos autores Barton *et al.* (2004), Arun *et al.* (2010), Shah *et al.* (2012), Jithish e Kumar (2015).

3.1.2.3 Modelo k- ω SST

O modelo de turbulência k- ω SST (*Shear-Stress Transport*) é mais recomendado para se capturar a turbulência próximo à parede do tubo. Este modelo também acrescenta apenas duas equações aos cálculos, porém apresenta maior custo computacional pois requer um maior refinamento da malha naquela região.

A viscosidade turbulenta é modelada por:

$$\mu^t = \alpha \rho \frac{k}{\omega} \quad (3.27)$$

em que k é a energia cinética turbulenta, ω é a taxa de dissipação específica da energia cinética turbulenta e α um fator de amortecimento para a transferência das tensões de cisalhamento turbulentas, calculado por:

$$\alpha = \left[\max \left(\frac{1}{a^*}, \frac{SF_1}{0,31\omega} \right) \right]^{-1}, \quad (3.28)$$

com

$$a^* = \left(\frac{0,144 + Re_t}{6 + Re_t} \right), \quad (3.29)$$

em que Re_t é o número de Reynolds turbulento, S é o módulo do tensor taxa de deformação (Equação 3.26) e F_1 é um parâmetro do modelo, definido como:

$$F_1 = \tanh \left\{ \left[\max \left(2 \frac{\sqrt{k}}{0,09\omega y}, \frac{500\mu}{\rho y^2 \omega} \right) \right]^2 \right\}, \quad (3.30)$$

sendo y a distância até a superfície mais próxima.

As equações de conservação para a energia cinética turbulenta e sua dissipação específica são dadas por:

$$\frac{\partial}{\partial t} (\rho k) + \nabla \cdot (\rho \mathbf{v} k) = \nabla \cdot \left[\left(\mu + \frac{\mu^t}{\sigma_k} \right) \nabla k \right] + G_k - D_k, \quad (3.31)$$

e

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho\omega) + \nabla \cdot (\rho\mathbf{v}\omega) = \nabla \cdot \left[\left(\mu + \frac{\mu^t}{\sigma_\omega} \right) \nabla\omega \right] + G_\omega - D_\omega + C_\omega, \quad (3.32)$$

em que G_k e G_ω representam a geração de energia cinética turbulenta, k , e da taxa de dissipação específica da energia cinética turbulenta, ω , devido aos gradientes de velocidade média, D_k e D_ω representam sua dissipação devido à turbulência e C_ω representa o termo de difusão cruzada, resultante da combinação dos modelos k - ε e k - ω padrão para a geração do modelo k - ω SST. σ_k e σ_ω são os números de Prandtl turbulento para k e ω , respectivamente. O detalhamento de todos os termos do modelo k - ω SST é encontrado no trabalho de Menter (1994).

3.1.2.4 Modelo *Reynolds Stress*

Proposto por Gibson e Launder (1978), o RSM (*Reynolds Stress Model*) é um dos mais elaborados modelos de turbulência o qual resolve as equações de transporte para os componentes do tensor de Reynolds juntamente com uma equação para a taxa de dissipação. Isso significa que cinco equações de transporte adicionais são necessárias para escoamentos em 2D, e sete equações de transporte adicionais para escoamentos em 3D (ANSYS, 2013).

A equação de transporte dos termos do tensor de Reynolds é modelada por:

$$\frac{\partial}{\partial t}(\boldsymbol{\tau}^R) + \nabla \cdot (\mathbf{v}\boldsymbol{\tau}^R) = -\mathbf{G} - \boldsymbol{\Phi} + \mathbf{D}_T + \boldsymbol{\epsilon} \quad (3.33)$$

O primeiro termo da equação de transporte representa a taxa de variação temporal da tensão de Reynolds em um ponto fixo, e o segundo termo representa a convecção líquida da tensão de Reynolds pelo fluxo médio para o ponto. \mathbf{G} representa a taxa de produção de tensão turbulenta, $\boldsymbol{\Phi}$ representa a deformação local devida à pressão, \mathbf{D}_T é o termo de difusão turbulenta e $\boldsymbol{\epsilon}$ é o termo de dissipação local. Tais termos são modelados segundo as Equações 3.34 a 3.37.

$$\mathbf{G} = -[(\boldsymbol{\tau}^R \cdot (\nabla\mathbf{v})) + (\boldsymbol{\tau}^R \cdot (\nabla\mathbf{v})^T)] \quad (3.34)$$

$$\boldsymbol{\Phi} = -C_1 \frac{\epsilon}{k} \left(\boldsymbol{\tau}^R - \frac{2}{3} \rho \kappa \boldsymbol{\delta} \right) - C_2 \left(\mathbf{G} - \frac{2}{3} (\mathbf{G}\boldsymbol{\delta}) \right) \quad (3.35)$$

$$\mathbf{D}_T = \nabla \cdot \left(\frac{\mu^t}{\rho\sigma_k} \nabla\boldsymbol{\tau}^R \right) \quad (3.36)$$

$$\boldsymbol{\epsilon} = \frac{2}{3} \rho \epsilon \boldsymbol{\delta} \quad (3.37)$$

Os termos C_1 , C_2 e σ_T são constantes do modelo, e assumem os valores 2,5, 0,55 e 0,82, respectivamente, e δ é o Delta de Kronecker. μ^t é a viscosidade turbulenta e k é a energia cinética turbulenta, e são escritos como:

$$\mu^t = \rho C_\mu \frac{\varepsilon^2}{k} \quad (3.38)$$

$$k = -\frac{1}{2} \text{tr}(\boldsymbol{\tau}^{\mathbf{R}}) \quad (3.39)$$

em que a constante C_μ assume o valor de 0,09.

A taxa de dissipação da energia cinética turbulenta, ε , exige uma equação de transporte adicional:

$$\frac{\partial(\rho\varepsilon)}{\partial t} + \nabla \cdot (\rho\mathbf{v}\varepsilon) = \nabla \cdot \left[\left(\mu + \frac{\mu^t}{\sigma_\varepsilon} \right) \nabla \varepsilon \right] + \frac{1}{2} \frac{\varepsilon}{k} C_{\varepsilon 1} \text{tr}(\mathbf{G}) - \frac{\varepsilon^2}{k} \rho C_{\varepsilon 2}, \quad (3.40)$$

em que as constantes σ_ε , $C_{\varepsilon 1}$ e $C_{\varepsilon 2}$ assumem os valores de 1,0, 1,44 e 1,92, respectivamente. O detalhamento dos termos do modelo RSM e suas variações são encontrados nos trabalhos de Speziale *et al.* (1991), Gatski (1996) e Parekh e Rzehak (2018).

3.2 MODELAGEM DO ESCOAMENTO BIFÁSICO

O escoamento bifásico do tipo gás-líquido foi modelado considerando-se regime transiente e temperatura constante. Foi adotado o modelo *Volume of Fluid* para o cálculo da fração volumétrica das fases.

3.2.1 Equações Governantes

Assim como no escoamento monofásico, as equações governantes a serem resolvidas pelo *solver* são as Equações da Continuidade e Quantidade de Movimento, porém, em regime transiente e considerando as forças de superfície, como a força gerada pela tensão superficial entre as fases.

- Equação da Continuidade

$$\frac{\partial \rho}{\partial t} + \nabla \cdot (\rho\mathbf{v}) = 0 \quad (3.41)$$

em que ρ representa a massa específica média, t o tempo e \mathbf{v} a média do vetor velocidade.

- Quantidade de Movimento

$$\frac{\partial \rho \mathbf{v}}{\partial t} + \nabla \cdot (\rho \mathbf{v} \mathbf{v}) = -\nabla p - \nabla \cdot \boldsymbol{\tau}^{eff} + \rho \mathbf{g} + \mathbf{f}_S \quad (3.42)$$

em que p representa a média da pressão estática, \mathbf{g} a aceleração gravitacional, $\boldsymbol{\tau}^{eff}$ a média do tensor cisalhante efetivo e \mathbf{f}_S representa as forças de superfície, como a força gerada pela tensão superficial entre as fases. O tensor cisalhante efetivo é calculado conforme as Equações 3.4 a 3.6, citadas na Subseção 3.1.1 do presente capítulo. A modelagem de \mathbf{f}_S será apresentada na Subseção 3.2.3.

3.2.2 Modelagem da Turbulência

O modelo de turbulência adotado nas simulações bifásicas considerando-se o uso da hipótese de Boussinesq, assumindo turbulência isotrópica, foi o k- ϵ padrão. A aplicação deste modelo foi avaliada por Jaeger *et al.* (2018) no escoamento gás-líquido do tipo *slug*, obtendo bom ajuste aos dados experimentais quando comparado com outros modelos de turbulência avaliados. Este modelo também foi adotado nos trabalhos de Imada (2014) e Becker (2020).

As equações do modelo k- ϵ padrão foram descritas na Subseção 3.1.2.2, possuindo a mesma modelagem para o escoamento bifásico.

Conforme descrito na Seção 2.1, o escoamento através de placas de orifício gera aumento brusco da velocidade do fluido na região mais estreita do orifício, bem como causa estagnação de fluido nos cantos da placa, devido às áreas de recirculação formadas. Tal situação tende a promover um aumento exagerado no termo de produção de energia cinética turbulenta, P_k , levando a um aumento irreal da viscosidade turbulenta nessas áreas (MENTER *et al.*, 2019).

Buscando-se evitar tal situação, para as simulações bifásicas foi adotado um limitador de produção turbulenta conhecido como correção de Kato-Lauder (KATO; LAUNDER, 1993), na qual o quadrado da taxa de deformação em P_k é substituído pela taxa de deformação vezes a vorticidade:

$$P_k = \mu^t S^2 \quad \rightarrow \quad P_k = \mu^t S \Omega \quad (3.43)$$

com

$$\Omega \equiv \sqrt{\frac{1}{2}(\boldsymbol{\Omega} : \boldsymbol{\Omega})} \quad (3.44)$$

Nota-se que a modificação de Kato-Lauder possui efeito em escoamentos rotacionais e com áreas de recirculação, em comparação com o modelo original (MENTER *et al.*, 2019).

3.2.3 Tensão Superficial

Para o termo \mathbf{f}_S da equação de conservação da quantidade de movimento (Equação 3.42), correspondente à influência da tensão superficial, foi adotado o modelo proposto por Brackbill *et al.* (1992), conhecido como Força de Superfície Contínua (CSF, do inglês *Continuum Surface Force*), no qual a força de superfície \mathbf{f}_S , relativa à tensão superficial, pode ser expressa como uma força volumétrica F_V . Para um sistema bifásico, tal força é calculada por:

$$F_V = \sigma \frac{\rho k_i \nabla \alpha_i}{\frac{1}{2}(\rho_i + \rho_j)} \quad (3.45)$$

em que σ é a tensão superficial, ρ é a média ponderada da massa específica pela fração volumétrica (calculada de acordo com a Equação 3.49), α_i é a fração volumétrica da fase i e k_i é a curvatura da interface, definida pelo divergente do vetor normal unitário \mathbf{n} :

$$k_i = \nabla \cdot \mathbf{n} \quad (3.46)$$

com

$$\mathbf{n} = \frac{\nabla \alpha}{|\nabla \alpha|} \quad (3.47)$$

O cálculo dos efeitos da tensão superficial por tal método é mais eficiente para malhas com elementos quadriláteros e hexaédricos do que em elementos triangulares e tetraédricos (ANSYS, 2013).

3.2.4 Método *Volume of Fluid* - VOF

Desenvolvido por Hirt e Nichols (1981), o VOF é um modelo utilizado para prever escoamentos compostos por dois ou mais fluidos imiscíveis utilizando a abordagem Euleriana.

Segundo Darwish e Moukalled (2006), o VOF tem como base a introdução de um campo escalar nas equações governantes discretizadas para descrever a fração volumétrica de um fluido em uma célula representado por α_i , utilizando apenas um conjunto de equações de quantidade de movimento, com base em uma função adicional para fração volumétrica, definida por:

$$\frac{\partial(\alpha_i \rho_i)}{\partial t} + \nabla(\alpha_i \rho_i \mathbf{v}) = 0 \quad (3.48)$$

Quando uma célula está sem o fluido de interesse (i) em seu interior, o valor de α_i é zero, quando a célula está cheia deste então $\alpha_i = 1$ e quando há uma interface entre os fluidos na célula α_i está entre 0 e 1, representando a fração volumétrica da célula.

A massa específica média e a viscosidade média, para cada célula, são calculadas por:

$$\rho = \sum_{i=1}^N \alpha_i \rho_i \quad (3.49)$$

$$\mu = \sum_{i=1}^N \mu_i \rho_i \quad (3.50)$$

O VOF é capaz de modelar fluxos em geometrias complexas com custo computacional consideravelmente baixo e foi utilizado na modelagem de escoamentos bifásicos, com resultados satisfatórios, por diversos autores (LU *et al.*, 2007; PARVAREH *et al.*, 2010; RATKOVICH *et al.*, 2013; JAEGER, 2016; BECKER, 2020; MOHMMED *et al.*, 2020).

Um problema encontrado na discretização desse modelo é que não é possível obter a localização exata da interface dentro da célula da malha geométrica, apenas é determinada a fração do fluido em cada célula. Para melhorar a interface entre os fluidos, algoritmos que levam em consideração a direção de maior variação da fração volumétrica são utilizados (BECKER, 2020).

No presente estudo foi utilizado o esquema de Reconstrução Geométrica (*Geometric Reconstruct*) para melhor determinar a localização da interface entre os fluidos. Tal esquema foi considerado o que melhor representa a interface entre os fluidos no escoamento bifásico gás-líquido nos trabalhos de Venturi (2015) e Jaeger *et al.* (2018), em comparação a outros esquemas disponíveis no *software* FLUENT.

3.2.5 Esquema de Reconstrução Geométrica

O esquema de reconstrução Geométrica adota a hipótese de que as fases tendem a estar separadas por uma interface bem definida, tentando reconstruir essa interface através de uma abordagem de cálculo de interface linear por partes (PLIC, do inglês *Piecewise Linear Interface Calculation*).

Esse esquema se baseia no método proposto por Youngs (1982) para coordenadas bidimensionais, o qual considera uma célula contendo dois fluidos e utiliza as frações volumétricas de um dos fluidos na célula de interesse e nas células vizinhas desta para determinação da inclinação da interface, a qual é ajustada para dividir a célula em duas áreas que correspondem às frações volumétricas dos fluidos, aproximando a interface por uma linha reta, para o caso de células 2D. A Figura 9 demonstra uma representação de interface pelo método.

Para uma célula 2D ocupada por ambos os fluidos ($0 < \alpha < 1$), a posição da interface é determinada por uma relação linear:

$$ax + b = 0 \quad (3.51)$$

A inclinação a da linha é determinada a partir do gradiente da fração volumétrica, e o coeficiente linear b é determinado pela equação de conservação do volume:

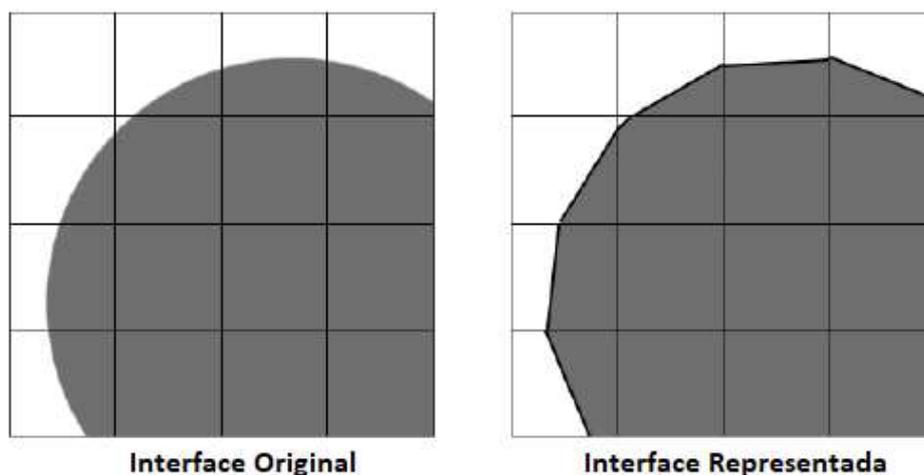


Figura 9 – Representação do esquema de reconstrução geométrica.
Fonte: Adaptado de Jaeger (2016)

$$f(b) = V(b) - V \quad (3.52)$$

em que $V(b)$ representa o volume de um fluido presente dentro da interface criada e V representa o total deste fluido presente na célula. O valor de b é obtido quando $f(b)$ é zerado.

Desta forma, a posição da interface é usada para dividir o volume de fluido escoando na célula. Para uma célula que contém várias interfaces entre fluidos, aplica-se repetidamente a técnica de dois componentes. Em seguida, com as interfaces definidas, os fluxos nas faces podem ser calculados por um método geométrico.

Tal método de reconstrução da interface apresenta bons resultados, porém demanda um esforço computacional elevado, já que a estimativa da orientação espacial da interface necessita um grande número de cálculos numéricos. Uma descrição detalhada do método de reconstrução geométrica é encontrada no trabalho de Rider e Kothe (1998).

4 MATERIAIS E MÉTODOS

Este capítulo aborda a metodologia numérica empregada no presente trabalho. São descritos os materiais utilizados nos estudos numéricos propostos e as condições operacionais adotadas nas simulações.

4.1 EQUIPAMENTOS E SOFTWARES

Os materiais utilizados no presente trabalho incluem a estrutura de *software* e *hardware* do Laboratório de Pesquisa em Processos Químicos e Gestão Empresarial (PQGe) do Departamento de Engenharia de Processo (DEPro) da Universidade Estadual de Campinas. O aparato computacional empregado para a realização das simulações numéricas é constituído por um *cluster* computacional com 488 unidades de processamento em *sockets* Intel Xeon E5-2680v4 de 2.4-GHz, com 35 MB *cache*, 9.6 GT/s, instalados em 16 nós computacionais, 2,24 TB de memória RAM total e 80,48 TB de armazenamento total equipado com licenças acadêmicas para os *softwares* comerciais de CFD fornecidos pela ANSYS.

Para a execução deste trabalho, os *softwares* ICEM, FLUENT e CFD-Post, disponíveis na versão 19.5 da ANSYS, foram empregados para realizar a criação da geometria e malha numérica, para resolver as equações da modelagem e para tratar os dados obtidos, respectivamente. Também foi empregado o *software* livre GNU Octave 6.3.0 para realizar a análise dos dados estatísticos pertinentes ao estudo

4.2 ESTUDOS NUMÉRICOS

Os estudos e casos numéricos que foram realizados no presente trabalho consistiram na modelagem e simulação do escoamento monofásico de ar, água e óleo mineral, e na modelagem e simulação do escoamento bifásico ar-água e ar-óleo, podendo ser divididos em três grupos: (i) escoamento monofásico em 2D, (ii) escoamento monofásico em 3D e (iii) escoamento bifásico em 2,5D.

Para o primeiro grupo utilizou-se dados experimentais presentes no trabalho de Eiamsa-ard *et al.* (2008). Nos outros dois grupos utilizou-se dados experimentais do LABPETRO, presentes no trabalho de Ojeda (2019). As soluções foram obtidas pelo Método dos Volumes Finitos, que é o mais utilizado em CFD.

4.2.1 Escoamento Monofásico em 2D

Primeiramente, reproduziu-se a metodologia descrita no trabalho de Eiamsaard *et al.* (2008) para a simulação do escoamento monofásico de ar através de uma placa de orifício.

O caso estudado abordou um escoamento de ar com número de Reynolds de $1,84 \times 10^4$ e vazão mássica de $1,356 \times 10^{-2}$ kg/s através de uma placa de orifício com razão $\beta = 0,5$. Foi adotada uma abordagem 2D axissimétrica, sendo analisados os modelos de turbulência $k-\varepsilon$ padrão, $k-\omega$ SST e *Reynolds Stress* (RSM), comparando os resultados com dados experimentais presentes no citado trabalho.

Tal caso objetivou a análise preliminar de parâmetros do *software* utilizados na modelagem do escoamento em dutos, principalmente quanto ao modelo de turbulência.

4.2.2 Escoamento Monofásico em 3D

Realizou-se a modelagem e simulação em 3D do escoamento monofásico de água e de óleo mineral através de placas de orifício. Primeiramente analisou-se a influência dos modelos de turbulência $k-\varepsilon$ padrão e $k-\omega$ SST para o escoamento de água, e os modelos $k-\varepsilon$ padrão e Spalart–Allmaras para o escoamento de óleo, ambos na modelagem 3D. Em sequência, simulou-se os casos de acordo com os experimentos realizados no LABPETRO, presentes no trabalho de Ojeda (2019).

Os estudos de caso abordaram escoamentos com número de Reynolds variando de 5800 à 60000, para a água, e de 175 a 3700 para o óleo mineral. Foram utilizadas placas de orifício com três razões β diferentes: (i) $\beta = 0,67$, (ii) $\beta = 0,50$ e (iii) $\beta = 0,34$. A Tabela 1 apresenta os casos simulados para o escoamento de água e a Tabela 2 apresenta os casos para o óleo mineral.

4.2.3 Escoamento Bifásico em 2,5D

Por fim, foi feita a modelagem e simulação de escoamentos bifásicos tipo ar-água e ar-óleo. Foi adotada uma abordagem pseudo-bidimensional (2,5D) baseada no trabalho de Becker (2020).

Os estudos de caso abordaram os regimes de escoamento bolhas alongadas e *slug*, para o escoamento ar-óleo, e do tipo anular para o escoamento ar-água. A Tabela 3 apresenta os casos simulados para o escoamento gás-líquido, em que v representa a velocidade superficial do fluido.

Além da queda de pressão ocasionada pela placa de orifício, analisou-se o comprimento do tubo a ser modelado a montante da placa e a influência do número de Courant (Co) nas simulações.

Tabela 1 – Casos simulados para o escoamento de água.

Caso	β	vazão [kg/h]	Reynolds (experimental)
1	0,67	1610	26334
2	0,67	2005	32788
3	0,67	2396	39185
4	0,67	2796	45724
5	0,67	3193	52220
6	0,67	3695	60439
7	0,50	798	13011
8	0,50	886	14386
9	0,50	1007	16288
10	0,50	1499	24289
11	0,50	1603	26030
12	0,50	1892	30564
13	0,50	2004	32221
14	0,34	374	5892
15	0,34	484	7643
16	0,34	611	9646
17	0,34	668	10523
18	0,34	721	11383
19	0,34	809	12714
20	0,34	907	14222

4.3 METODOLOGIA NUMÉRICA

Segundo Versteeg e Malalasekera (2007), a metodologia empregada para simulações em CFD consiste, em geral, em três etapas:

1. pré-processamento, que consiste na construção de geometrias e malha numéricas, definição de quais são as condições de contorno e os modelos matemáticos e métodos numéricos que serão empregados na solução;
2. processamento, etapa em que os métodos numéricos são empregados e modelos matemáticos são resolvidos; e
3. pós-processamento, quando são analisados os resultados obtidos.

A Figura 10 ilustra a sequência de etapas envolvidas na metodologia numérica para a realização de simulações em CFD.

A etapa de pré-processamento é a que requer maior atenção e interação com o usuário. Consiste, basicamente, na entrada dos dados de um problema de escoamento em um programa CFD, seguida da transformação dessa entrada em uma forma adequada

Tabela 2 – Casos simulados para o escoamento de óleo mineral.

Caso	β	vazão [kg/h]	Temp [°C]	Reynolds (experimental)
1	0,67	3003	30	3674
2	0,67	2800	30	3426
3	0,67	2600	30	3181
4	0,67	2397	30	2932
5	0,67	2000	31	2565
6	0,67	1496	23	1317
7	0,67	1100	22	924
8	0,50	1488	19	1086
9	0,50	1219	19	889
10	0,50	1113	19	812
11	0,50	915	20	700
12	0,50	691	20	528
13	0,50	587	20	449
14	0,50	505	20	386
15	0,50	400	24	369
16	0,34	920	18	593
17	0,34	911	15	513
18	0,34	857	15	482
19	0,34	803	15	452
20	0,34	699	15	395
21	0,34	600	15	340
22	0,34	401	15	232
23	0,34	309	15	177

Tabela 3 – Casos simulados para o escoamento gás-líquido.

Caso	β	Tipo de fluido	Temp [°C]	$v_{gás}$ [m/s]	$v_{líquido}$ [m/s]	Padrão de escoamento
1	0,67	ar-óleo	22	0,61	0,57	bolhas alongadas
2	0,50	ar-óleo	20	8,25	0,57	<i>slug</i>
3	0,34	ar-água	22	20,2	0,06	Anular

para uso do *solver*. Assim, os resultados finais da simulação dependem diretamente das considerações e modelos adotados no pré-processamento.

Na etapa do processamento, as equações que compõem o modelo matemático são resolvidas através do emprego de um método numérico adequado, ou seja, tem-se a simulação propriamente dita, a qual fornece a solução numérica para o problema.

Por fim, realizada a simulação numérica do caso, tem-se a etapa do pós-processamento, a qual consiste na análise e tratamento dos dados de interesse obtidos com a simulação. Para a validação da metodologia numérica utilizada para a simulação, torna-se necessária a comparação dos dados numéricos com dados experimentais.

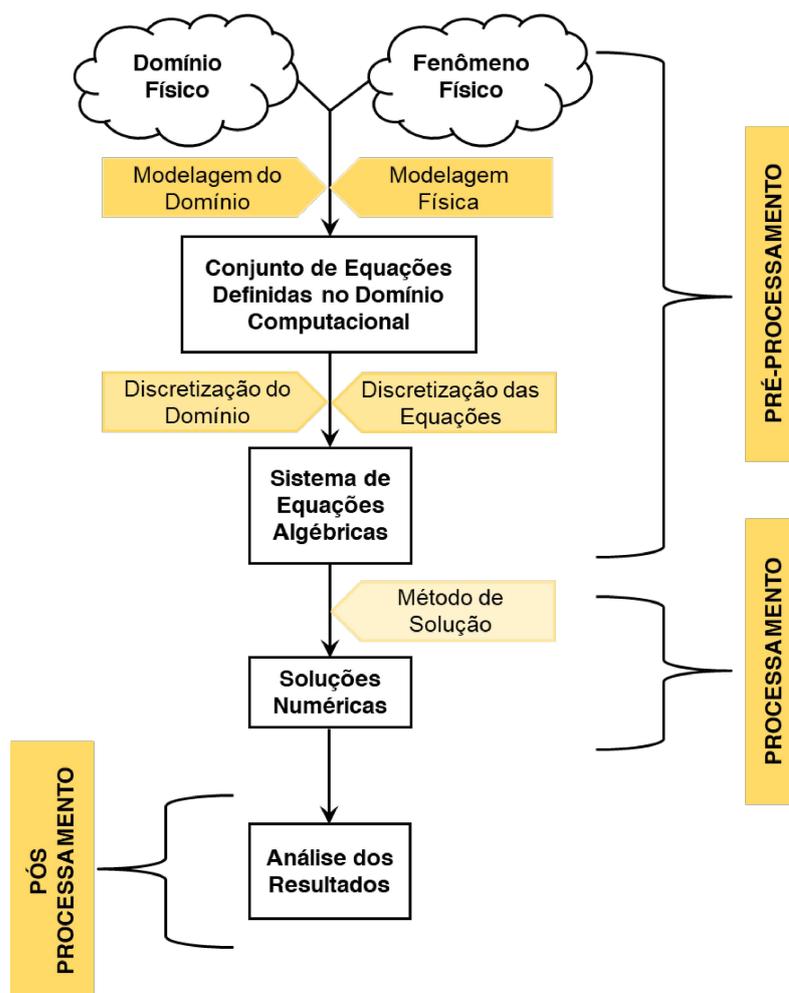


Figura 10 – Etapas da metodologia numérica para simulações em CFD.

Fonte: Reproduzido de Prado (2019)

A etapa de pré-processamento foi realizada no *software* ICEM, a definição das condições de contorno e o processamento foram realizados no *software* FLUENT e a etapa de pós-processamento no *software* CFD-Post e no *software* livre GNU Octave 6.3.0.

Boas práticas no emprego de técnicas de CFD incluem ainda a realização de testes de convergência de malha (*Grid Convergence Index* - GCI) com o objetivo de garantir que os resultados obtidos não sejam comprometidos pela discretização espacial, além de permitir quantificar a incerteza numérica (CELIK *et al.*, 2008).

O cálculo do GCI utilizado no presente estudo segue o modelo proposto por Roache (1994) e é baseado na teoria geral da extrapolação de Richardson para estimar o erro do refinamento da malha.

O método GCI consiste, basicamente, em comparar o resultado obtido em um teste de refinamento de malha com o resultado esperado em uma malha extrapolada, através do emprego de um método de segunda ordem. Desse modo, o índice de convergência de malha é uma medida do quanto o valor calculado se distancia de um valor assintótico, dado em porcentagem. Para o cálculo do GCI, três malhas numéricas com níveis de

refinamento, ϕ_i , e número de elementos, N_i , diferentes devem ser criadas, de modo que $N_1 > N_2 > N_3$. Assim, é possível calcular as razões de refinamento entre as malhas, a qual é dada por:

$$r_{ij} = \left(\frac{N_j}{N_i} \right)^{\frac{1}{D_n}}, \quad (4.1)$$

em que i e j representam os diferentes níveis de refinamento, tal que $i = j + 1$, e D_n corresponde ao número de dimensões das malhas numéricas. A ordem aparente ou de precisão, p_{ap} , é obtida por:

$$p_{ap} = \frac{1}{\ln(r_{21})} \left| \ln \left| \frac{\varepsilon_{32}}{\varepsilon_{21}} \right| + q_{p_{ap}} \right|, \quad (4.2)$$

sendo $\varepsilon_{ij} = \phi_i - \phi_j$ e $q_{p_{ap}}$ definido como

$$q_{p_{ap}} = \ln \left(\frac{r_{21}^{p_{ap}} - s}{r_{32}^{p_{ap}} - s} \right), \quad (4.3)$$

em que $s = 1 \cdot \text{sgn}(\varepsilon_{32}/\varepsilon_{21})$.

O erro relativo aproximado é calculado de acordo com:

$$e_{ij}^a = \left| \frac{\phi_j - \phi_i}{\phi_j} \right|, \quad (4.4)$$

de modo que, obtido o valor da ordem de precisão, é possível calcular o valor da variável de interesse como sendo,

$$\phi^{ext} = \frac{(r_{21}^{p_{ap}} \phi_1 - \phi_2)}{r_{21}^{p_{ap}} - 1}, \quad (4.5)$$

e assim, o erro relativo em relação à variável extrapolada,

$$e_i^{ext} = \left| \frac{\phi^{ext} - \phi_i}{\phi^{ext}} \right|. \quad (4.6)$$

Desse modo, finalmente é possível calcular o índice de convergência da malha refinada com um fator de segurança de 25%:

$$GCI_1 = \frac{1,25e_{21}^a}{r_{21}^{p_{ap}} - 1}. \quad (4.7)$$

Uma descrição detalhada da metodologia de cálculo do GCI é encontrada no trabalho de Celik *et al.* (2008). Tal procedimento foi calculado com o auxílio do *software* livre GNU Octave. O código utilizado pode ser encontrado no Anexo A.

4.3.1 Configurações Gerais das Simulações Monofásicas em 2D

Foi modelado e discretizado um tubo com 25,4 *mm* de diâmetro e 9D de comprimento, sendo 2D a montante da placa de orifício e 7D a jusante, conforme detalhes

da Figura 11. A placa de orifício foi adotada como a posição $x = 0$, tendo espessura de $3,2 \text{ mm}$ e orifício central de $12,7 \text{ mm}$, representando uma razão $\beta = 0,5$.

As configurações do *solver* e os métodos numéricos empregados nas simulações monofásicas em 2D são apresentados na Tabela 4.

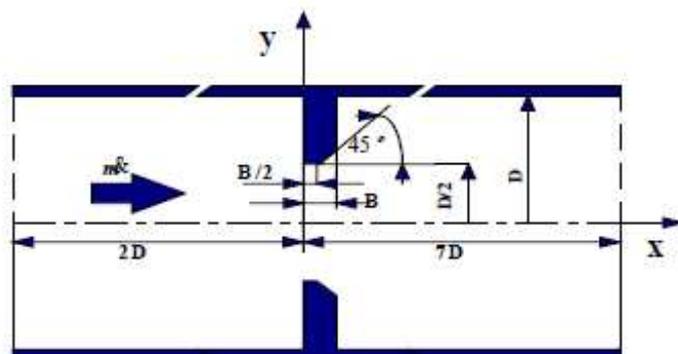


Figura 11 – Geometria do aparato simulado.
Fonte: Reproduzido de Eiamsa-ard *et al.* (2008)

Tabela 4 – Condições utilizadas nas simulações computacionais em 2D.

Parâmetro	Configuração
Regime de Escoamento	Estacionário
Forças de Campo	Aceleração Gravitacional: $-9,81 \text{ m/s}^2$, eixo y
Modelo de Turbulência	1. $k-\varepsilon$ padrão; 2. $k-\omega$ SST; 3. RSM
Fluido - ar	Densidade: $1,225 \text{ kg/m}^3$ Viscosidade: $1,7894 \times 10^{-5} \text{ kg/m.s}$ Fluido incompressível
Entrada	Vazão mássica: $1,356 \times 10^{-2} \text{ kg/s}$ Intensidade turbulenta: 5% Diâmetro hidráulico: $0,0254 \text{ m}$
Saída	Pressão manométrica: 0 Intensidade turbulenta: 5% Diâmetro hidráulico: $0,0254 \text{ m}$
Métodos de Solução	Acoplamento Pressão-Velocidade: SIMPLE Esquemas de Interpolação: Gradientes: <i>Least Squares Cell Based</i> Pressão: <i>Upwind</i> de Segunda Ordem Momento: <i>Upwind</i> de Segunda Ordem Energia cinética turbulenta: <i>Upwind</i> de Segunda Ordem Taxa de dissipação turbulenta: <i>Upwind</i> de segunda Ordem
Critério de convergência	Todos os resíduos: 10^{-6}

4.3.1.1 Geração da Malha 2D

A malha utilizada nas simulações foi construída conforme especificado no trabalho de Eiamsa-ard *et al.* (2008). Ela possui um total de 1778 elementos, sendo mais

refinada na região próxima à placa de orifício. A Figura 12 apresenta a malha utilizada nas simulações monofásicas.



Figura 12 – Malha 2D utilizada nas simulações monofásicas.

O estudo de convergência da malha foi realizado no trabalho de Eiamsa-ard *et al.* (2008), assim, a malha reproduzida no presente estudo possui as mesmas características da malha utilizada no citado trabalho, após o estudo de convergência realizado pelos autores. Desta forma, dispensou-se a realização de um novo estudo de convergência.

4.3.2 Características do Aparato Experimental do LABPETRO

Para realização dos experimentos numéricos, é necessário criar uma geometria que represente o domínio físico de interesse. Neste caso, o domínio físico é o aparato experimental do LABPETRO (Figura 1). Tal aparato é constituído de um tubo de acrílico com 19,0 mm de diâmetro interno, posicionado na horizontal, com aproximadamente 10,5 m de comprimento.

A placa de orifício é posicionada a aproximadamente 5,0 m do ponto de injeção de gás (ar comprimido) e líquido (água ou óleo mineral). Há um transmissor de pressão localizado 19,0 mm (1D) a montante da placa de orifício, e dois transmissores de pressão diferencial, um nos cantos da placa (tipo *corner taps*) e outro que mede a pressão de recuperação entre a face a jusante da placa e 114,0 mm (6D) após a placa. A Figura 13 apresenta um esquema da localização dos transmissores de pressão. Tal posicionamento é importante para a correta coleta de dados nas simulações.

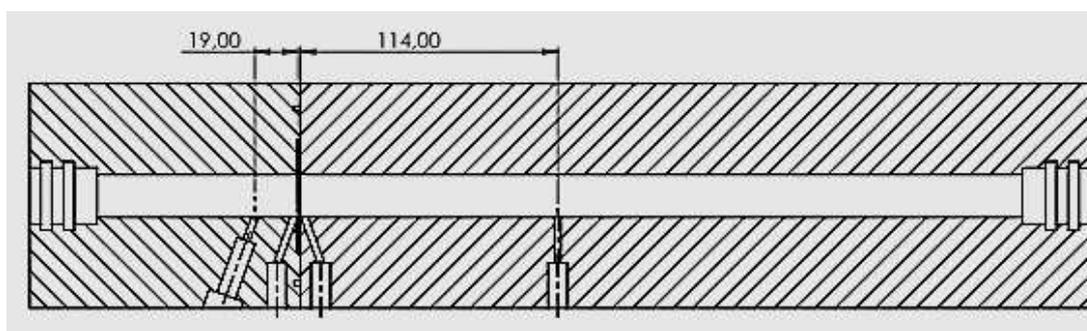


Figura 13 – Posição dos transmissores de pressão, em mm.

Fonte: Reproduzido de Ojeda (2019)

Foram utilizados três tamanhos de placas de orifício, construídas de acordo a norma ASME MFC 14M (METERS, 2003). As placas receberam uma denominação baseada em 64 avos de polegada, usualmente utilizada na indústria de petróleo (OJEDA, 2019), sendo elas:

- Placa 32/64th - com razão $\beta = 0,67$;
- Placa 24/64th - com razão $\beta = 0,50$;
- Placa 16/64th - com razão $\beta = 0,34$.

A Figura 14 apresenta os parâmetros construtivos de uma placa de orifício e a Tabela 5 as dimensões de cada parâmetro para as três placas utilizadas.

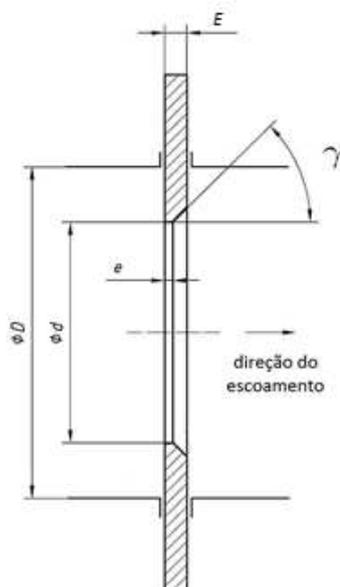


Figura 14 – Parâmetros construtivos de placa da orifício.
Fonte: Adaptado de ISO 5167:2003 (ISO, 2003)

Tabela 5 – Parâmetros construtivos das placas de orifício.

Placa	ϕD [mm]	ϕd [mm]	E [mm]	e [mm]	γ [°]
32/64 th	19,00 ± 0,05	12,65 ± 0,05	1,18 ± 0,01	0,38 ± 0,01	45
24/64 th	19,00 ± 0,05	9,45 ± 0,05	1,18 ± 0,01	0,38 ± 0,01	45
16/64 th	19,00 ± 0,05	6,35 ± 0,05	1,18 ± 0,01	0,38 ± 0,01	45

Foram utilizados três tipos de fluidos nos experimentos: água e óleo mineral nos escoamentos monofásicos, e ar comprimido combinado com os dois anteriores, nos escoamentos bifásicos. As propriedades do ar e da água foram consideradas constantes e são apresentadas na Tabela 6. As propriedades do óleo mineral são dependentes da temperatura. Assim, a densidade e a viscosidade do óleo foram determinadas em laboratório por Ojeda (2019), e seus valores são dados pelas equações 4.8 e 4.9 em função da temperatura.

Tabela 6 – Propriedades do ar e da água.

Fluido	Densidade [kg/m ³]	Viscosidade [kg/m.s]
ar	1,225	$1,7894 \times 10^{-5}$
água	998,2	$1,003 \times 10^{-3}$

$$\rho_{oil} = -0,0006T + 0,8764 \quad (4.8)$$

$$\mu_{oil} = 0,0172T^2 - 1,7306T + 51,452 \quad (4.9)$$

em que ρ_{oil} é dado em g/cm^3 , μ_{oil} é dado em $mPa.s$ e T é dado em $^{\circ}C$.

4.3.3 Configurações Gerais das Simulações Monofásicas em 3D

O aparato experimental do LABPETRO foi modelado e discretizado espacialmente em três dimensões, conforme as características citadas na Subseção 4.3.2.

Para garantir que o escoamento esteja plenamente desenvolvido antes da placa de orifício, modelou-se um tubo reto com 1,0 m de comprimento e 19,0 mm de diâmetro, sem restrições, no qual foram conduzidas simulações em regime estacionário considerando-se as vazões mássicas das Tabelas 1 e 2, obtendo-se os perfis desenvolvidos de velocidade na seção de saída deste duto. Para cada caso estudado, estes perfis de velocidade foram então utilizados como condição de contorno a montante das placas de orifício. Este procedimento também foi adotado por Imada (2014) em seu estudo.

Inicialmente, fez-se um estudo comparativo entre os modelos de turbulência k- ϵ padrão e k- ω SST, utilizando a vazão do caso 6 do escoamento de água. Na sequência, simulou-se os demais casos utilizando o modelo k- ϵ padrão.

Para o escoamento monofásico de água, tanto nas simulações para obtenção dos perfis de velocidade quanto nas simulações das placas de orifício, adotou-se as configurações do *solver* e os métodos numéricos descritos na Tabela 7.

Conforme apresentado na Tabela 2, todos os casos de escoamento de óleo mineral apresentam baixos valores de Reynolds, estando na faixa dos escoamentos laminares (Reynolds menor que 1000) e de transição (Reynolds entre 1000 e 3700). Apesar disso, devido às características do escoamento, que apresenta aceleração do fluido ao atravessar a placa e zonas de recirculação, conforme visto na Figura 3, a utilização de um modelo de viscosidade laminar pelo *solver* é inapropriado, visto que, conforme discutido acima, a placa cria aceleração e formação de vórtices, típicos de escoamento turbulento.

Sendo assim, realizou-se as simulações numéricas com o modelo de turbulência k- ϵ padrão. Na sequência, utilizou-se o modelo de turbulência Spalart-Allmaras, pois este,

Tabela 7 – Condições utilizadas nas simulações computacionais do escoamento de água.

Parâmetro	Configuração
Regime de Escoamento	Estacionário
Forças de Campo	Aceleração Gravitacional: $-9,81 \text{ m/s}^2$, eixo y
Modelo de Turbulência	k- ϵ padrão
Fluido - água	Densidade: $998,2 \text{ kg/m}^3$ Viscosidade: $1,003 \times 10^{-3} \text{ kg/m.s}$ Fluido incompressível
Entrada	a. vazão mássica conforme Tabela 1; b. perfil de velocidade Intensidade turbulenta: 5% Diâmetro hidráulico: $0,019 \text{ m}$
Saída	Pressão manométrica: 0 Intensidade turbulenta: 5% Diâmetro hidráulico: $0,019 \text{ m}$
Métodos de Solução	Acoplamento Pressão-Velocidade: SIMPLE Esquemas de Interpolação: Gradientes: <i>Green-Gauss Cell Based</i> Pressão: <i>Upwind</i> de Segunda Ordem Momento: <i>Upwind</i> de Segunda Ordem Energia cinética turbulenta: <i>Upwind</i> de Segunda Ordem Taxa de dissipação turbulenta: <i>Upwind</i> de Segunda Ordem
Critério de convergência	Todos os resíduos: 10^{-6}

em sua forma original, é efetivamente um modelo de baixo número de Reynolds o qual considera que a produção de turbulência ocorre apenas em locais em que a vorticidade é gerada perto das paredes (ANSYS, 2013).

Para o escoamento monofásico de óleo mineral, tanto nas simulações para obtenção dos perfis de velocidade quanto nas simulações das placas de orifício, adotou-se as configurações do *solver* e os métodos numéricos descritos na Tabela 8.

A velocidade média do escoamento e a queda de pressão calculadas via CFD foram utilizadas para estimativa do coeficiente de descarga das placas de orifício, e foram comparados com os valores previstos pela norma ASME MFC 14M (METERS, 2003), para a água, e pelo estudo de Miller (1996), para o óleo.

4.3.3.1 Geração da Malha 3D

Para a discretização espacial, a placa de orifício foi adotada como a posição $x = 0$, sendo modelado um tamanho de tubo de 20 diâmetros (380 mm) à montante e o mesmo comprimento à jusante, conforme recomendado na literatura (SHAH *et al.*, 2012), sendo mais refinada na região próxima à placa. Foram modeladas as três medidas de placas de orifício adotadas pelo LABPETRO, conforme Figura 15.

Inicialmente fez-se um estudo de convergência da malha, conforme a metodologia GCI descrita, utilizando o código presente no Anexo A com o *software* GNU Octave.

Tabela 8 – Condições utilizadas nas simulações computacionais do escoamento de óleo mineral.

Parâmetro	Configuração
Regime de Escoamento	Estacionário
Forças de Campo	Aceleração Gravitacional: $-9,81 \text{ m/s}^2$, eixo y
Modelo de Turbulência	Spalart–Allmaras
Fluido - óleo mineral	Densidade: conforme Equação 4.8 Viscosidade: conforme Equação 4.9 Fluido incompressível
Entrada	a. vazão mássica conforme Tabela 2; b. perfil de velocidade Intensidade turbulenta: 0% Diâmetro hidráulico: 0,019 m
Saída	Pressão manométrica: 0 Intensidade turbulenta: 0% Diâmetro hidráulico: 0,019 m
Métodos de Solução	Acoplamento Pressão-Velocidade: <i>Coupled</i> , pseudo-transiente Esquemas de Interpolação: Gradientes: <i>Green-Gauss Cell Based</i> Pressão: <i>Upwind</i> de Segunda Ordem Momento: <i>Upwind</i> de Segunda Ordem Viscosidade turbulenta modificada: <i>Upwind</i> de Segunda Ordem
Critério de convergência	Todos os resíduos: 10^{-6}

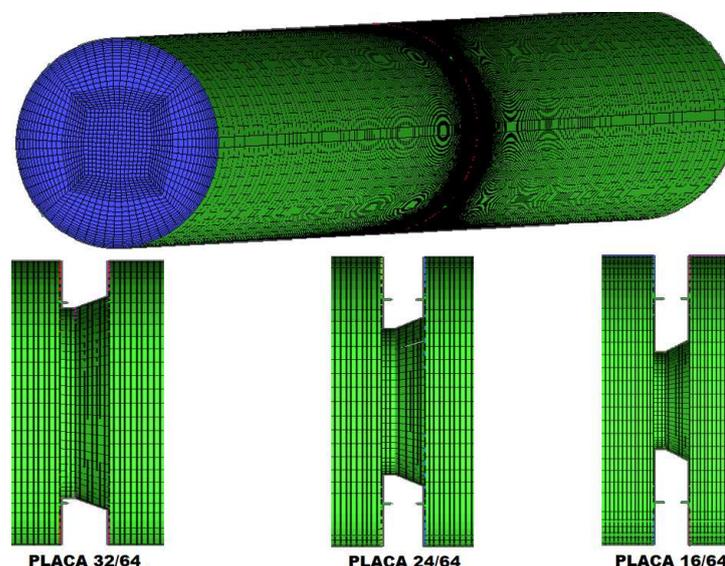


Figura 15 – Discretização espacial do aparato experimental.

Construiu-se três malhas hexaédricas com 328.748 (malha grosseira), 670.720 (malha intermediária) e 1.131.830 (malha refinada) elementos, respectivamente. Utilizou-se o valor da queda de pressão na placa obtido em simulações utilizando uma vazão de 998 kg/h de água para o cálculo da incerteza relacionada à malha.

A Figura 16 apresenta os resultados obtidos para a queda de pressão na placa pelo inverso do número de elementos das três malhas analisadas.

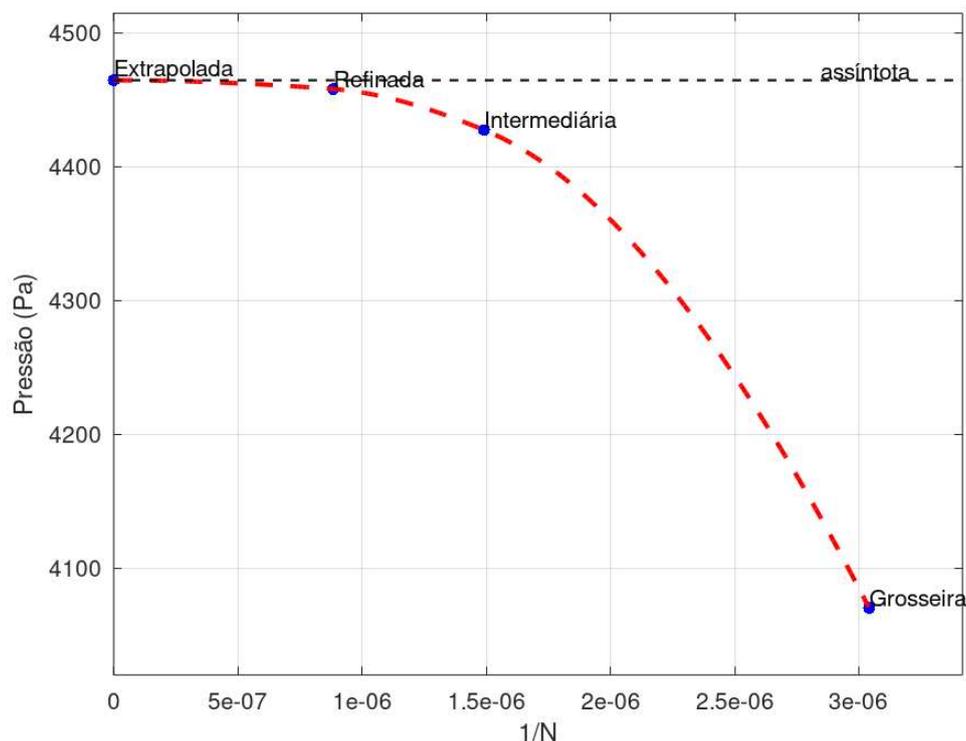


Figura 16 – Curva assintótica da análise das três malhas pelo método GCI.

Observa-se que a condição para a aplicação do método GCI foi satisfeita, haja vista que os valores obtidos com as malhas geradas encontram-se em uma região assintótica, convergindo para um certo valor a medida que a malha é refinada.

A Figura 17 apresenta o perfil de pressão ao longo do tubo para as três malhas analisadas.

Nota-se que a diferença do perfil de pressão apresentado entre as malhas intermediária e refinada foi muito pequena. A incerteza apresentada no GCI para a queda de pressão na placa foi de 1,04% para a malha intermediária e 0,18% para a refinada. Devido ao menor custo computacional e baixo grau de incerteza, optou-se pela malha com 670.720 elementos para as simulações monofásicas.

4.3.4 Configurações Gerais das Simulações Bifásicas em 2,5D

Para reduzir o custo computacional das simulações bifásicas, foi adotada uma simplificação da malha, chamada de pseudobidimensional (2,5D). Ela parte do pressuposto que o escoamento no tubo pode ser representado por uma "fatia" do mesmo. Tal procedimento foi adotado por Becker (2020) apresentando boa concordância entre as simulações em 2,5D com simulações em 3D e dados experimentais.

Nessa geometria, o diâmetro da tubulação de 19 mm corresponde à altura da

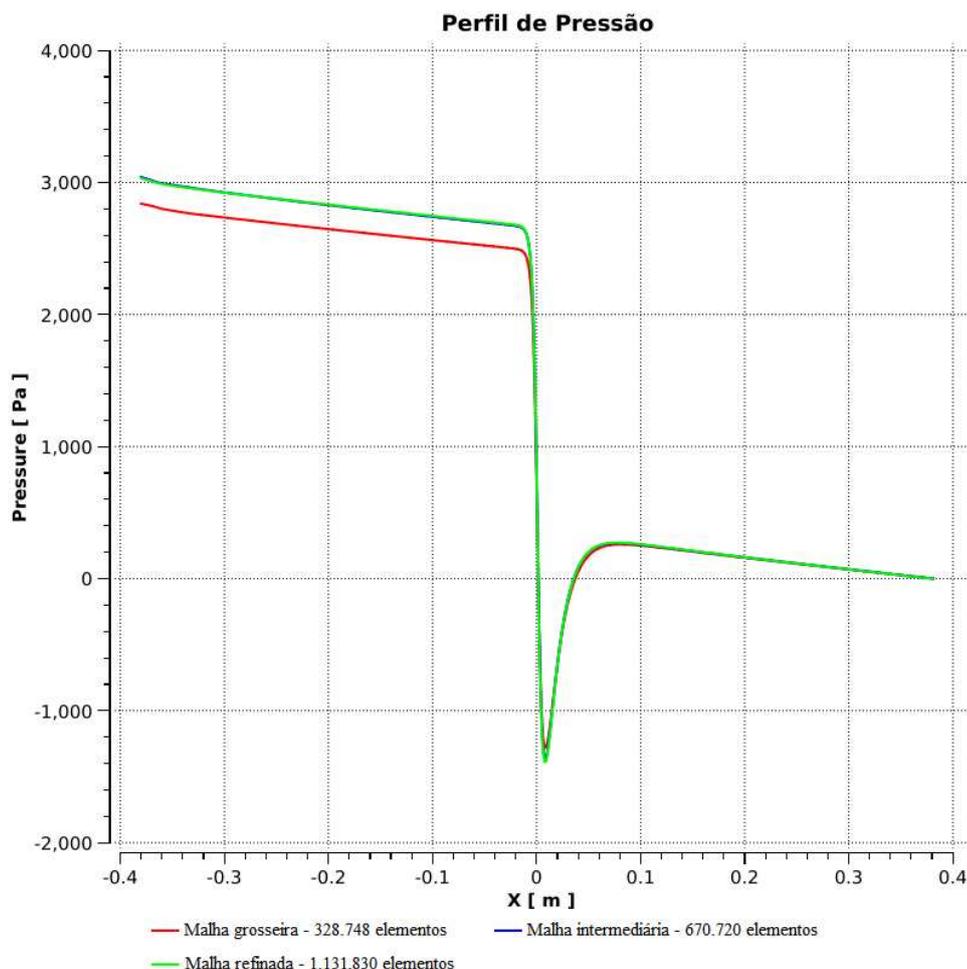


Figura 17 – Queda de pressão ao longo do tubo para as três malhas analisadas.

"fatia" e as pequenas curvaturas superior e inferior representam as paredes do tubo. Para permitir que os fluidos se movimentem também no sentido lateral, é utilizada a condição de periodicidade. Essa condição define um par, no caso as laterais direita e esquerda superior, e direita e esquerda inferior. Assim, o fluido que sai por um lado entra no outro, se vice-versa. Detalhes construtivos da geometria 2,5D estão presentes na Figura 18.

As simulações ocorreram em regime transiente, sendo iniciadas considerando o tubo cheio de líquido. As entradas de gás e líquido foram consideradas separadas, sendo adotadas duas abordagens de entrada, que estão descritas na Subseção 4.3.4.1 - Geração da Malha 2,5D.

Foi adotado o passo de tempo adaptativo, baseado no número de Courant (Co). Tal fator expressa a distância que qualquer informação viaja durante o intervalo de tempo dentro da malha e é dado por:

$$Co = v \frac{\Delta t}{\Delta x} \quad (4.10)$$

em que v é a magnitude da velocidade, Δt é o passo de tempo e Δx é o comprimento

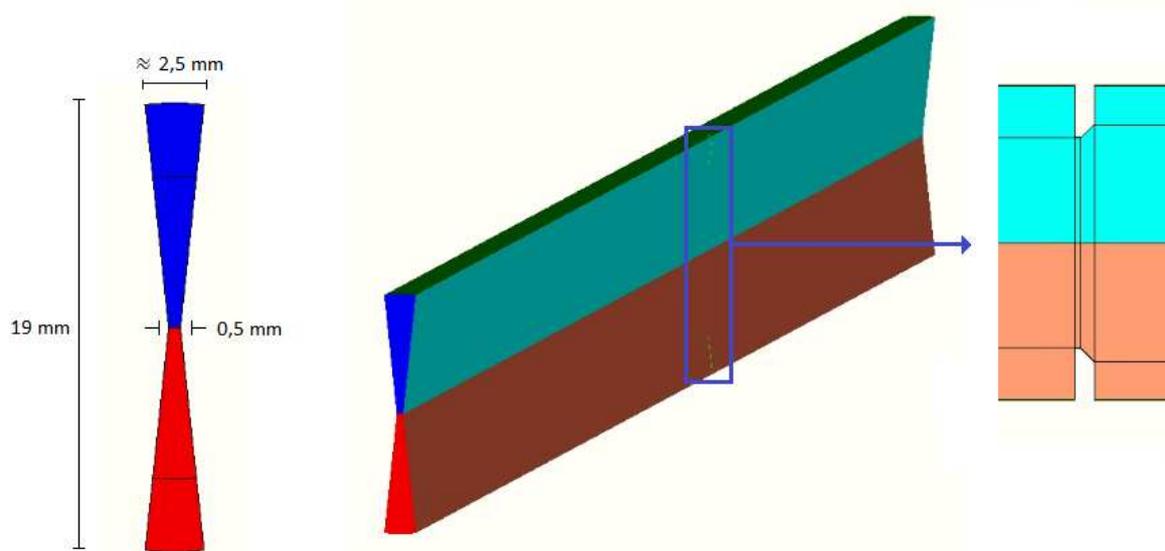


Figura 18 – Detalhes construtivos da geometria 2,5D.

entre os elementos da malha. A Figura 4.10 representa o efeito do número do Courant em uma malha computacional.

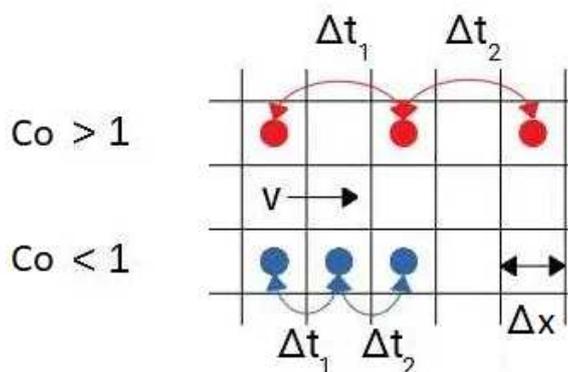


Figura 19 – Visualização do efeito do número de Courant em uma malha computacional. Fonte: Adaptado de IdealSimulations (2020)

Apesar da recomendação de se utilizar $Co \leq 1$, resolveu-se testar as simulações com $Co \leq 10$ como forma de ganhar tempo computacional, pois as dimensões das placas de orifício (conforme Figura 14 e Tabela 5) geram elementos com valores muito pequenos para Δx , o que torna o passo de tempo Δt extremamente baixo.

A modelagem numérica adotada para as simulações bifásicas foi baseada nos trabalhos de Jaeger (2016) e de Becker (2020). As configurações do *solver* e os métodos numéricos empregados nas simulações em 2,5D são apresentados na Tabela 9.

Foram criados monitores que registravam o valor da pressão nos mesmos pontos do aparato do LABPETRO, conforme Figura 13. O valores de pressão foram registrados a cada 0,05 segundos, e o resultado das simulações foram comparados com os resultados experimentais.

Tabela 9 – Condições utilizadas nas simulações computacionais do escoamento bifásico gás-líquido.

Parâmetro	Configuração
Regime de Escoamento	Transiente
Forças de Campo	Aceleração Gravitacional: $-9,81 \text{ m/s}^2$, eixo y
Modelo Multifásico	VOF (<i>Volume of Fluid</i>)
Tensão Superficial	Modelo: CSF (<i>Continuum Surface Force</i>) ar-água: $0,072 \text{ N/m}$ ar-óleo: $0,031 \text{ N/m}$
Modelo de Turbulência	k- ε padrão
Fluido - óleo mineral	Densidade: conforme Equação 4.8 Viscosidade: conforme Equação 4.9 Fluido incompressível
Fluido - água	Densidade: $998,2 \text{ kg/m}^3$ Viscosidade: $1,003 \times 10^{-3} \text{ kg/m.s}$ Fluido incompressível
Fluido - ar	Densidade: $1,225 \text{ kg/m}^3$ Viscosidade: $1,7894 \times 10^{-5} \text{ kg/m.s}$ Fluido incompressível
Entrada de líquido	Velocidade superficial conforme Tabela 3 Intensidade turbulenta: 5% Diâmetro hidráulico: $0,019 \text{ m}$
Entrada de gás	Velocidade superficial conforme Tabela 3 Intensidade turbulenta: 5% Diâmetro hidráulico: $0,019 \text{ m}$
Saída	Pressão manométrica: 0 Intensidade turbulenta: 5% Diâmetro hidráulico: $0,019 \text{ m}$
Métodos de Solução	Acoplamento Pressão-Velocidade: PISO Esquemas de Interpolação: Gradientes: <i>Least Squares Cell Based</i> Pressão: PRESTO! Momento: <i>Upwind</i> de Segunda Ordem Fração volumétrica: Reconstrução geométrica Energia cinética turbulenta: <i>Upwind</i> de Primeira Ordem Taxa de dissipação turbulenta: <i>Upwind</i> de Primeira Ordem
Passo de tempo	Adaptativo
Courant	a. 10,0 ; b. 1,0
Critério de convergência	Todos os resíduos: 10^{-3}

Outra análise realizada nos dados foi a densidade espectral de potência (PSD, do inglês *Power Spectral Density*). Essa função basicamente mede como a energia de um sinal varia de acordo com a frequência. Para obtê-la, é feita uma transformada rápida de Fourier ($\text{fft}(x^2)$) do sinal de pressão. O resultado permite identificar em quais frequências ocorrem as maiores amplitudes do sinal de pressão. Foi utilizado o *software* GNU Octave para realizar a PSD, e o código utilizado encontra-se no Anexo B.

4.3.4.1 Geração da Malha 2.5D

O comprimento do tubo a ser modelado deve ser o suficiente para que se desenvolva o padrão de escoamento desejado antes da placa de orifício. Porém não há na literatura um consenso sobre o comprimento necessário em simulações para tal desenvolvimento. Parsi *et al.* (2016) modelaram 3,0 *m* de tubo (40 diâmetros) para suas simulações, Akhlaghi *et al.* (2019) modelaram 6,0 *m* de tubo (137 diâmetros) e reportaram seus resultados a 50 diâmetros da entrada. Já Becker (2020) modelou 7,0 *m* de tubo (aproximadamente 95 diâmetros) e relatou que os *slugs* se formavam após 3,5 *m* da entrada (aproximadamente 47 diâmetros). Logo, resolveu-se analisar tamanhos diferentes para o comprimento do tubo a montante da placa de orifício.

Para o caso 1, bolhas alongadas, considerou-se a modelagem de quatro tamanhos para o tubo a montante: 0,78 *m* (40 diâmetros), 2,0 *m*, 3,0 *m* e 5,0 *m*. Este último valor foi adotado por ser o mesmo comprimento em que ocorre a entrada dos fluidos no aparato do LABPETRO. Para os casos 2 (*slug*) e 3 (anular) considerou-se a modelagem dos tamanhos 0,78 *m* (40D) e 5,0 *m* a montante da placa de orifício.

Para todos os casos foi modelado um tubo de 19,0 *mm* de diâmetro e a placa de orifício adotada como a posição $x = 0$, o comprimento a montante conforme descrito acima e 0,57 metros (30 diâmetros) a jusante, sendo a malha mais refinada na região próxima à placa.

A entrada dos fluidos foram separadas no modelo 2,5D. Para os casos 1 e 2, bolhas alongadas e *slug*, o ar entra pela metade superior do tubo (região azul da entrada) e o óleo entra pela metade inferior (região vermelha da entrada). Tal forma de entrada é a mesma adotado por Becker (2020). A Figura 20 apresenta esse modelo.

Para o caso 3, anular, uma segunda malha 2,5D foi criada, com o mesmo número de elementos, com diferença apenas na entrada dos fluidos. A Figura 21 apresenta o modelo com entrada de ar pelo centro (região vermelha da entrada) e entrada de água próxima às paredes do tubo (região azul da entrada), conforme recomendado por Parsi *et al.* (2016) e Akhlaghi *et al.* (2019).

Fez-se um estudo de convergência da malha, conforme a metodologia GCI descrita, utilizando o código presente no Anexo A com o *software* GNU Octave. Considerou-se a queda de pressão média obtida na modelagem do caso 1 da Tabela 3 com 5,0 *m* de tubo a montante para o cálculo da incerteza relacionada à malha. Construiu-se três malhas hexaédricas com 203.872 (malha grosseira), 306.036 (malha intermediária) e 375.584 (malha refinada) elementos, respectivamente.

A Figura 22 apresenta os resultados obtidos para a queda de pressão na placa pelo inverso do número de elementos das três malhas analisadas.

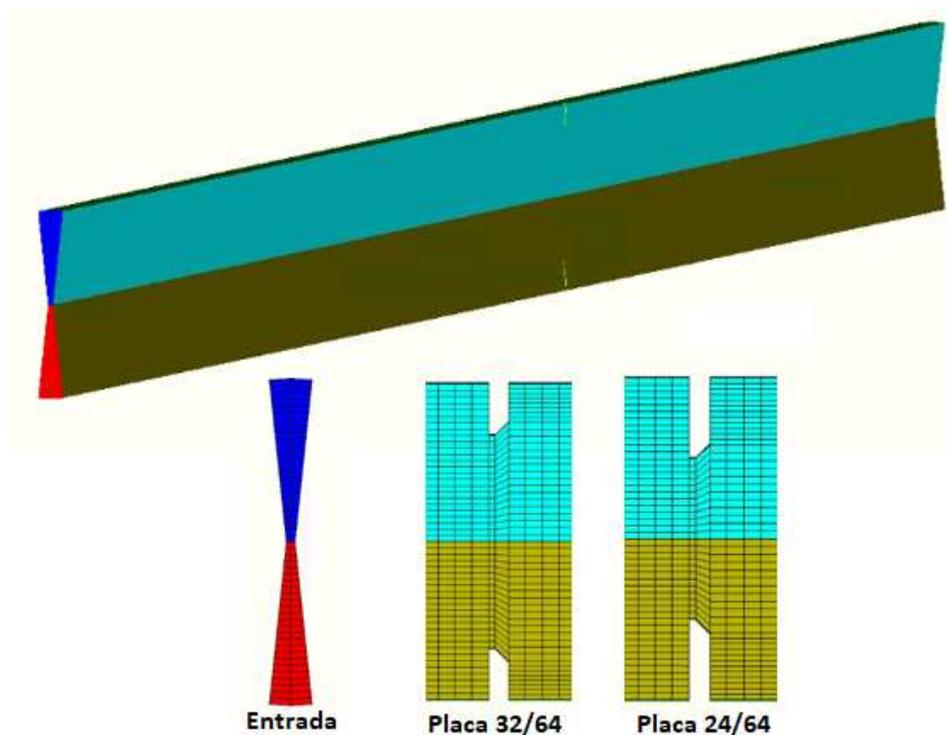


Figura 20 – Modelo 2,5D com entrada de ar pela metade superior, detalhe da entrada e placa de orifício.

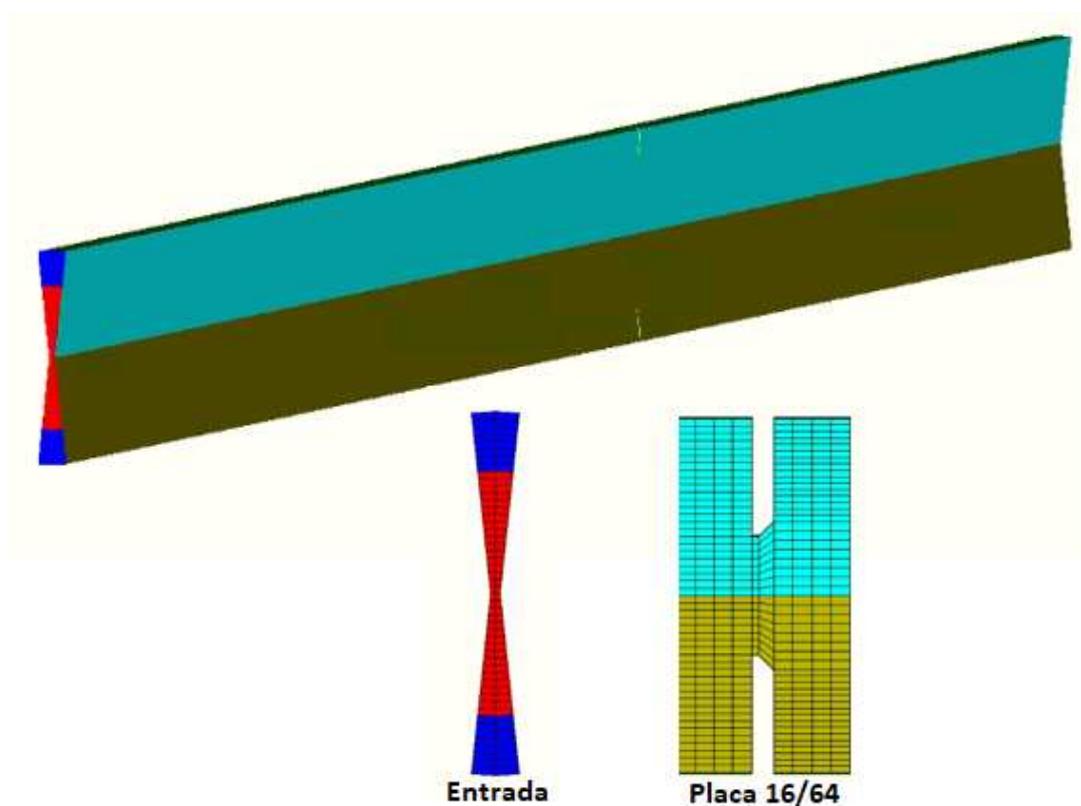


Figura 21 – Modelo 2,5D com entrada de ar pelo centro, detalhe da entrada e placa de orifício.

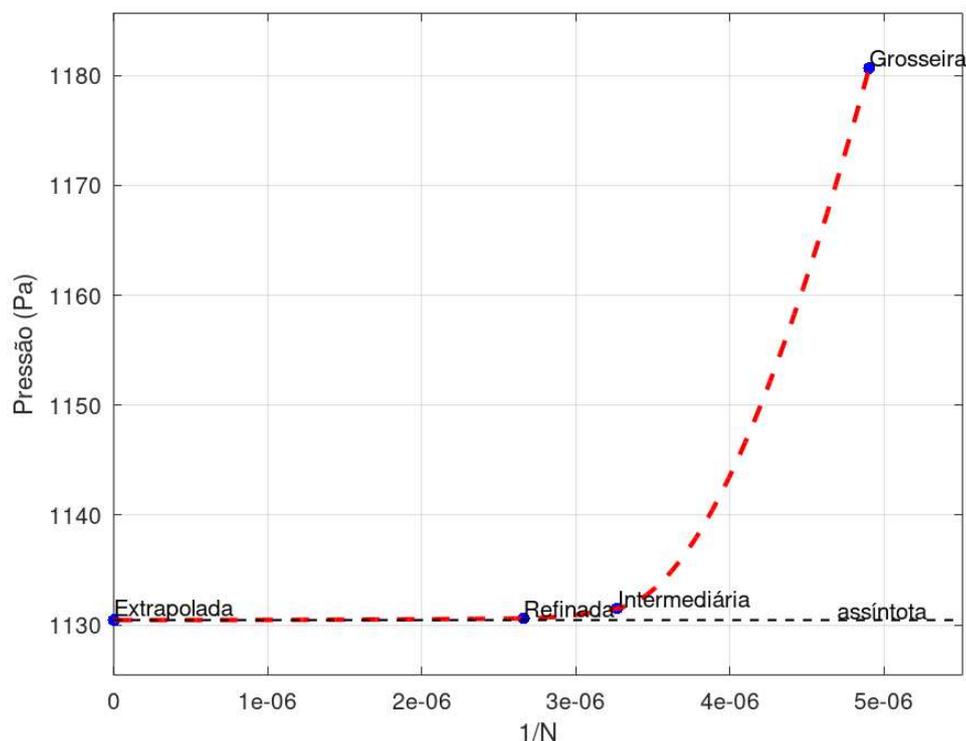


Figura 22 – Curva assintótica da análise das três malhas pseudobidimensionais pelo método GCI.

A condição para a aplicação do método GCI foi satisfeita, haja vista que os valores obtidos com as malhas geradas encontram-se em uma região assintótica, convergindo para um certo valor a medida que a malha é refinada. A incerteza apresentada no GCI para a média da queda de pressão na placa foi de 0,11% para a malha intermediária e 0,01% para a refinada, o que justifica o uso da malha intermediária para as simulações.

Ao todo, foram consideradas seis malhas para o estudo bifásico, conforme mostra a Tabela 10.

Tabela 10 – Características das malhas das simulações bifásicas.

Caso	Comprimento a montante	Comprimento a jusante	Número de elementos
1. bolhas alongadas $\beta = 0,67$	0,76m	0,57m	73.136
	2,0m	0,57m	141.336
	3,0m	0,57m	196.336
	5,0m	0,57m	306.036
2. slug $\beta = 0,50$	0,76m	0,57m	73.136
	5,0m	0,57m	306.036
3. anular $\beta = 0,34$	0,76m	0,57m	73.136
	5,0m	0,57m	306.036

O maior número de simulações para o caso 1, bolhas alongadas, deve-se ao fato de tal escoamento possuir menor velocidade superficial, principalmente para o gás, o que contribui com o aumento do passo de tempo, conforme visto pela Equação 4.10, diminuindo o custo computacional e o tempo das simulações.

5 RESULTADOS E DISCUSSÃO

Neste capítulo são apresentados e discutidos os resultados referentes aos estudos numéricos propostos no presente trabalho. Os resultados estão subdivididos na análise do escoamento monofásico de ar em 2D, análise do escoamento monofásico de água e óleo mineral, e por fim, os resultados obtidos nas simulações bifásicas ar-óleo e ar-água.

5.1 ESCOAMENTO MONOFÁSICO - MODELAGEM 2D

Adotou-se a metodologia descrita no Item 4.3.1 para simular o escoamento incompressível de ar com com número de Reynolds de $1,84 \times 10^4$ e vazão mássica de $1,356 \times 10^{-2}$ kg/s através de uma placa de orifício com $\beta = 0,5$.

Foram analisados os modelos de turbulência $k-\varepsilon$ padrão, RSM e, adicionalmente ao trabalho citado, o modelo $k-\omega$ SST.

A Figura 23 apresenta os perfis de pressão na parede do tubo obtidos pelos modelos de turbulência citados, comparando-os com os dados experimentais extraídos do trabalho de Eiamsa-ard *et al.* (2008).

Os resultados obtidos apresentaram boa concordância com os dados experimentais de pressão para o três modelos de turbulência utilizados. O modelo RSM apresenta resultado ligeiramente mais próximo dos dados experimentais, enquanto os modelos $k-\varepsilon$ e $k-\omega$ SST apresentaram resultados similares entre si. Dessa forma, qualquer um dos três modelos de turbulência adotados pode representar satisfatoriamente a queda de pressão na placa de orifício.

A Figura 24 apresenta os perfis de velocidade axial ao longo do eixo central do tubo obtidos pelos modelos de turbulência estudados, comparando-os com os dados experimentais dos trabalho de Eiamsa-ard *et al.* (2008). Para velocidade, nota-se que os resultados obtidos com o modelo de turbulência $k-\varepsilon$ apresentaram melhor concordância com os dados experimentais na desaceleração da velocidade, porém a velocidade final para o escoamento desenvolvido ficou ligeiramente acima do dado experimental. Já com modelo RSM, os resultados mostraram uma pequena diferença no perfil de desaceleração e concordância com a velocidade para o escoamento desenvolvido. O modelo $k-\omega$ SST apresentou os resultados mais distantes dos dados experimentais, principalmente no perfil de desaceleração do fluido. Isto pode ter relação com a discretização do domínio, uma vez que a malha utilizada nas simulações foi reproduzida do trabalho de Eiamsa-ard *et al.* (2008). Apesar de possuir refinamento na parede, o valor de y^+ foi de aproximadamente 5, ou seja, para o modelo $k-\omega$ SST o requisito para o y^+ é aproximadamente 1 e, portanto,

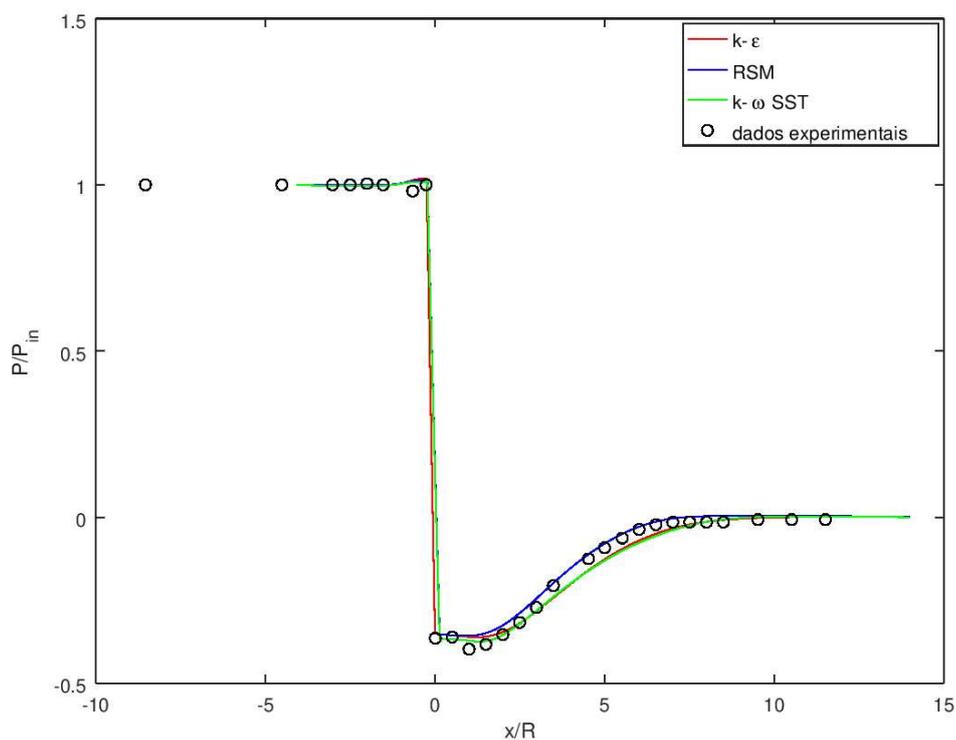


Figura 23 – Comparação dos perfis de pressão na parede para os modelos $k-\epsilon$, RSM e $k-\omega$ SST.

a malha deveria ser mais refinada na parede para a correta utilização do modelo.

Como discutido no capítulo de fundamentação teórica, zonas de recirculações surgem após a placa de orifício cuja extensão depende da velocidade. Um modelo de turbulência robusto deve, portanto, representar de forma acurada o ponto de tensão zero na parede, ou seja, o ponto de recolamento da camada limite. A Figura 25 apresenta a comparação de tais zonas para os três modelos. Os três modelos apresentam zonas de recirculação com tamanhos distintos. O modelo $k-\epsilon$ apresenta uma zona de recirculação que se alonga por aproximadamente $1,75R$, ao passo que para o modelo RSM é um pouco maior que $2R$ e para o modelo $k-\omega$ mede aproximadamente $3R$. O trabalho de Eiamsaard *et al.* (2008) apresentou resultado semelhante, porém não foram apresentados dados experimentais, com relação à zona de recirculação que possam confirmar qual modelo apresenta resultados mais próximos ao fenômeno físico. No entanto, nota-se nos resultados das simulações que o patamar da velocidade axial no eixo de simetria, Figura 24 e Figura 25, tem relação direta com a posição do ponto de estagnação (tensão zero na parede) e, portanto, é de se esperar que os resultados obtidos com modelo $k-\epsilon$ apresentem maior aderência aos dados experimentais.

Assim, após a comparação, conclui-se que os três modelos estudados podem ser utilizados para a predição da queda de pressão na placa de orifício. Quanto à velocidade, os

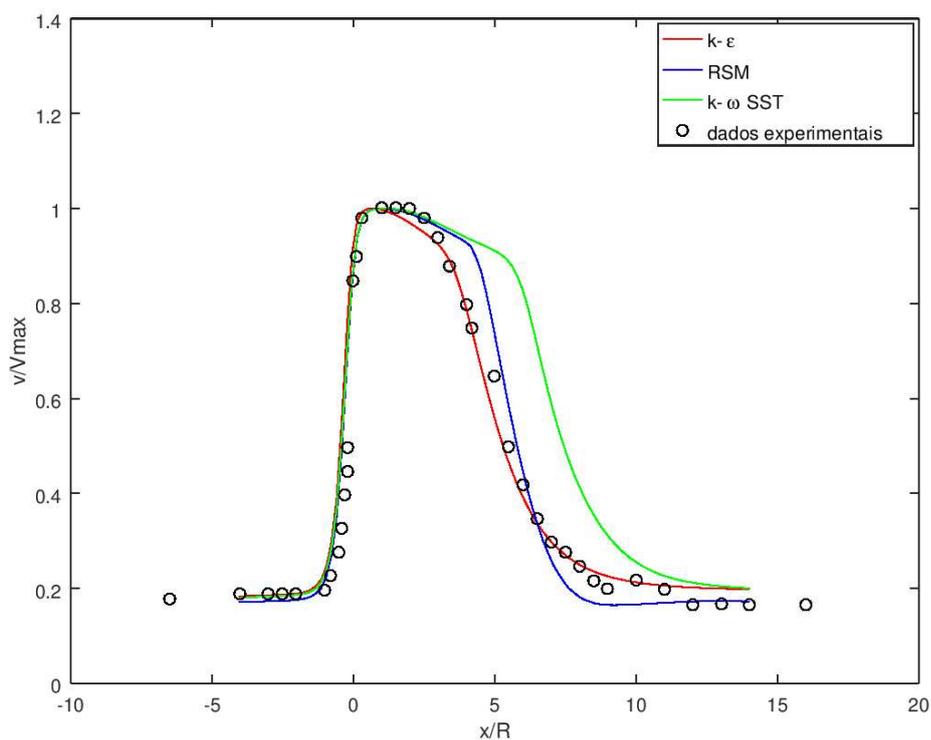


Figura 24 – Comparação dos perfis de velocidade axial para os modelos $k-\epsilon$, RSM e $k-\omega$ SST.

modelos $k-\epsilon$ e RSM apresentaram melhores resultados que o $k-\omega$ SST, porém é necessário a obtenção de dados experimentais referentes à zona de recirculação para se determinar com maior precisão qual modelo representa melhor o padrão de fluxo através de placas de orifício. Quanto ao tempo computacional, as simulações utilizando os modelos $k-\epsilon$ e $k-\omega$ SST foram bem mais rápidas do que as simulações do modelo RSM, levando este último cerca do dobro do tempo computacional. Tal diferença já era prevista, pois os modelos $k-\epsilon$ e $k-\omega$ SST acrescentam apenas duas equações de transporte para modelar a turbulência, enquanto o RSM, para o escoamento em 2D, acrescenta 5 equações, conforme apresentado no Capítulo 3.

5.2 ESCOAMENTO MONOFÁSICO - MODELAGEM 3D

As simulações em 3D foram conduzidas conforme descrito no Item 4.3.3. Inicialmente avaliou-se a condição de entrada do fluido, seguido da análise dos modelos de turbulência $k-\epsilon$ e $k-\omega$ SST, conforme resultados do caso 2D. Na sequência são apresentados os resultados das simulações para o escoamento de água, e então, o escoamento de óleo mineral.

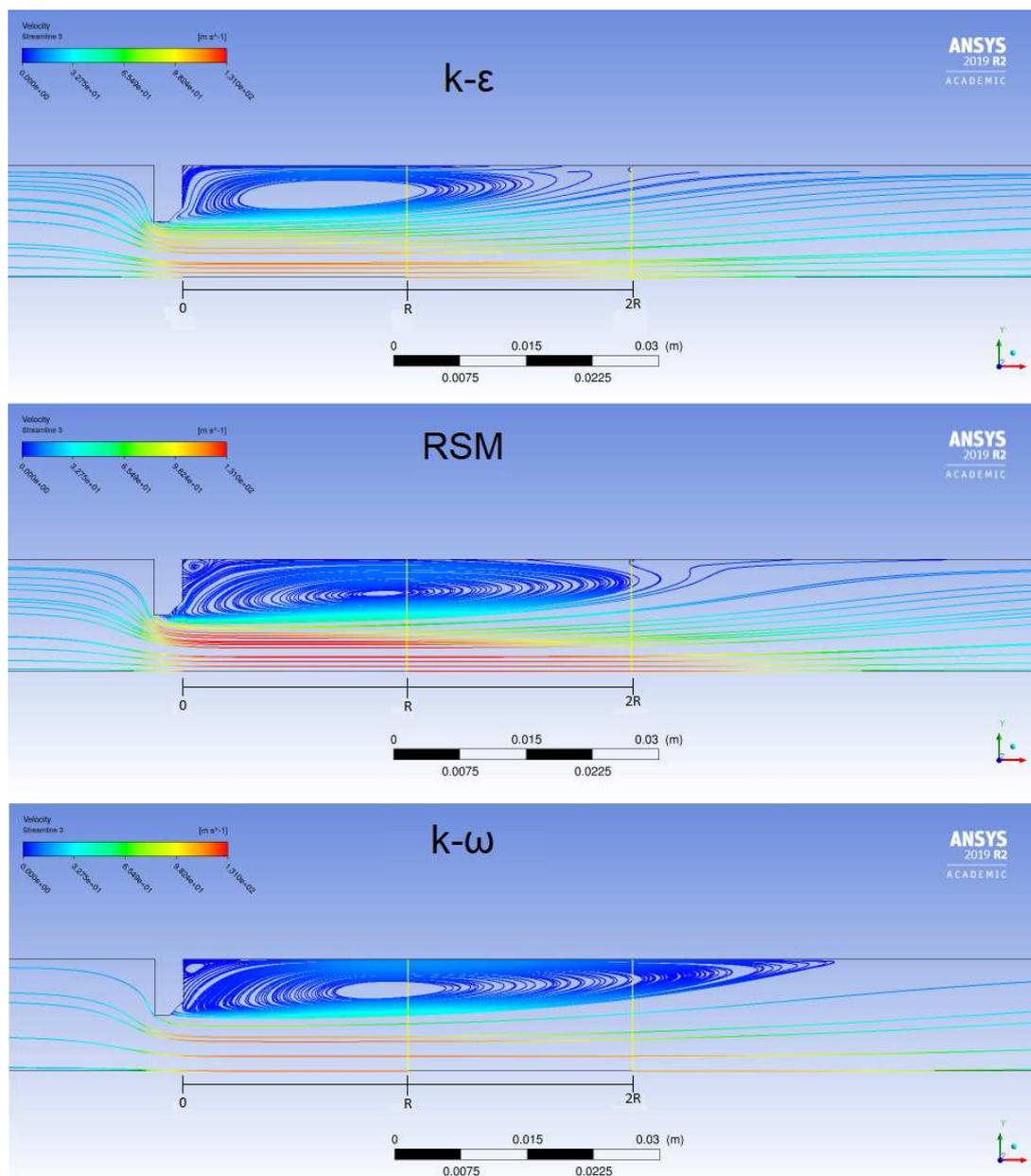


Figura 25 – Comparação do comprimento da zona de recirculação para os modelos $k-\epsilon$, RSM e $k-\omega$ SST.

5.2.1 Condição de Entrada do Fluido

Realizou-se a simulação do caso 1 da Tabela 1 com duas condições de entrada da água distintas: vazão mássica e perfil de velocidade axial. A obtenção do perfil seguiu a metodologia apresentada no Item 4.3.3. A Figura 26 apresenta a comparação do perfil de velocidade no eixo central do tubo para as duas condições de entrada.

Nota-se que o desenvolvimento da velocidade após a placa de orifício é praticamente o mesmo, porém há diferença à montante. Para a entrada com a vazão mássica, a velocidade está se desenvolvendo, apresentando uma leve aceleração até atingir a região próxima da placa, o que faz com que a velocidade máxima atingida pelo fluido seja um

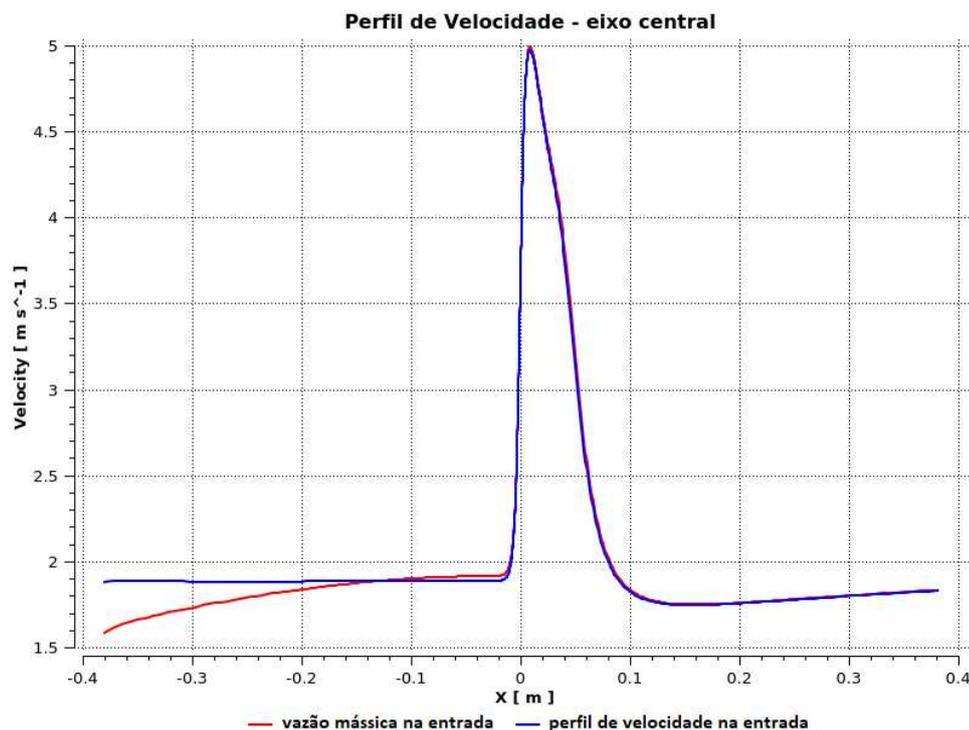


Figura 26 – Comparação dos perfis de velocidade no eixo central para as condições de entrada vazão mássica e perfil de velocidade axial.

pouco maior. Já para a entrada com o perfil de velocidade axial, o escoamento já está plenamente desenvolvido bem antes da placa, com a velocidade praticamente estável ao longo de todo o tubo à montante. Em ambos os casos, percebe-se que o fluido ainda está acelerando na saída do tubo.

A Figura 27 apresenta o perfil de pressão ao longo do tubo para as duas condições estudadas no seu eixo de simetria. Observa-se que há uma pequena diferença de pressão à montante do tubo, sendo um pouco maior para a entrada com vazão mássica, o que faz com que a queda de pressão na placa de orifício também seja um pouco maior nesta situação. A recuperação da pressão, porém, é bastante semelhante para ambos os casos.

Assim, a condição de entrada com perfil de velocidade axial mostrou-se vantajoso em relação à entrada com vazão mássica por garantir um escoamento plenamente desenvolvido à montante da placa de orifício, evitando que o fluido chegue à mesma ainda em aceleração. Tal condição de entrada foi adotada em todos os casos estudados para o escoamento monofásico.

5.2.2 Análise dos Modelos de Turbulência

Decidiu-se analisar os modelos de turbulência $k-\omega$ SST e $k-\varepsilon$ padrão por apresentarem bons resultados para a queda de pressão no estudo de caso em 2D, e possuírem menor custo computacional em relação ao modelo RSM. O $k-\omega$ SST representa melhor

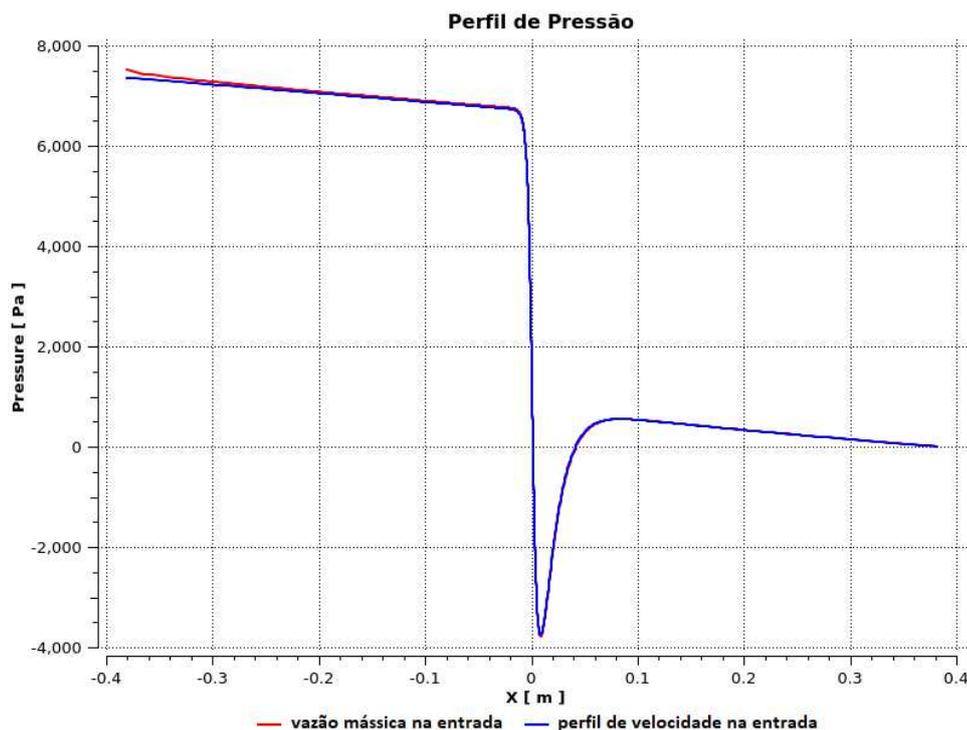


Figura 27 – Comparação dos perfis de pressão ao longo do tubo para as condições de entrada vazão mássica e perfil de velocidade axial.

a turbulência próximo às paredes do tubo, porém requer um refinamento maior da malha nessa região, tornando o seu custo computacional um pouco maior que o modelo $k-\varepsilon$ (MENTER, 1994). A malha para o modelo $k-\omega$ SST foi refinada na região próxima à parede do tubo, apresentando $y^+ \simeq 0,7$ para esta simulação. Simulou-se o caso 6 da Tabela 1 para a análise.

As Figuras 28 e 29 mostram o padrão de fluxo obtido para os dois modelos de turbulência. Os resultados são condizentes com o padrão esperado, conforme discutidos na Figura 1, apresentando contração do fluxo após o orifício (*vena contracta*) e zonas de recirculação na região posterior à placa de orifício.

Observa-se, pela escala de cor das linhas de fluxo, que a cinco diâmetros de distância da placa de orifício a velocidade no eixo central é maior para o modelo $k-\omega$, ou seja, o jato produzido pelo orifício nesse modelo leva uma distância maior para desacelerar. A principal diferença apresentada entre os dois modelos de turbulência, para o padrão de fluxo, está no comprimento das zonas de recirculação. Percebe-se que no modelo $k-\omega$ tal zona alonga-se por cerca de 1,5 diâmetro enquanto no modelo $k-\varepsilon$ tal zona é menor, apresentando cerca de 1 diâmetro de comprimento.

Comparou-se, também, os perfis de pressão e velocidade, conforme as Figuras 30 e 31. A queda de pressão total ocasionada pela placa de orifício apresenta uma diferença de aproximadamente 5% a mais para o modelo $k-\omega$ e este também apresenta uma recuperação mais lenta da pressão. Este atraso na recuperação deve-se ao maior comprimento

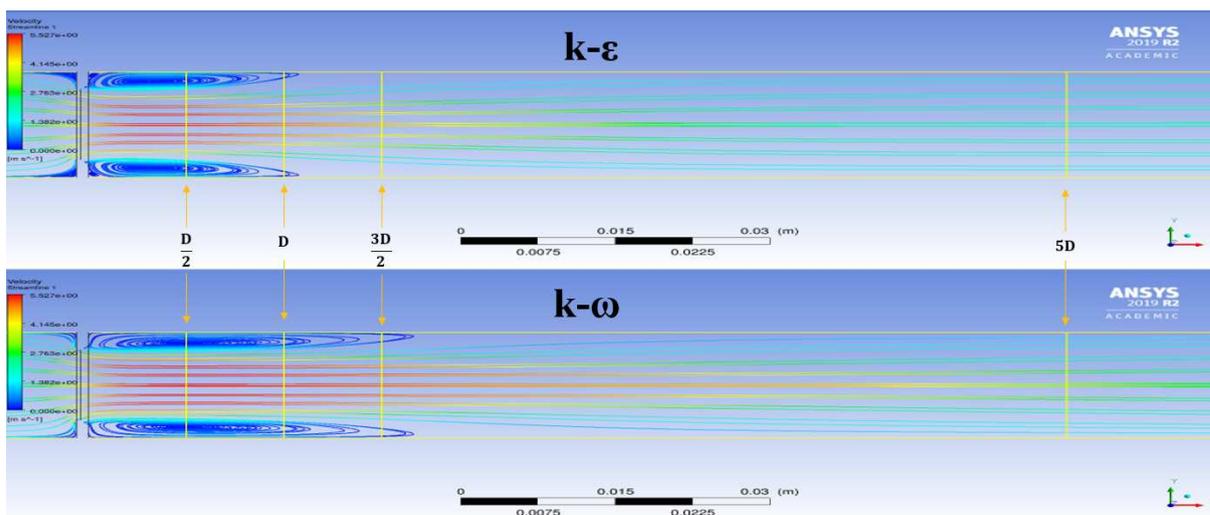


Figura 28 – Comparação do padrão de fluxo para os modelos $k-\varepsilon$ e $k-\omega$.

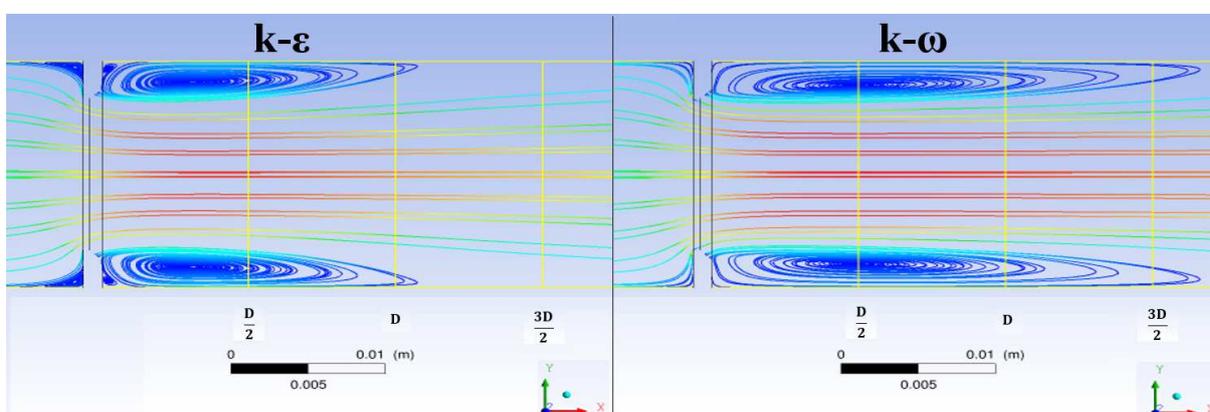


Figura 29 – Comparação do comprimento dos vórtices formados após a placa de orifício.

da *vena contracta* promovido pela maior extensão da zona de recirculação. Não tem-se disponível dados de perfil de pressão para comparação, mas dados de queda de pressão total sugerem que o modelo de turbulência $k-\varepsilon$ representa melhor os dados experimentais. Tal modelo apresentou o valor de $627,47 \text{ mbar}$ para a queda de pressão na placa e o valor experimental foi de $638 \pm 32 \text{ mbar}$, representando uma diferença de $-1,65\%$ em relação ao valor médio experimental. Já o modelo $k-\omega$ apresentou o valor de $659,93 \text{ mbar}$ para a queda de pressão, uma diferença de $3,44\%$ para o dado experimental.

Quanto ao perfil de velocidade, nota-se que há uma grande diferença. Apesar da mesma condição de entrada, a velocidade a montante é maior para o modelo $k-\varepsilon$, o qual após atingir o pico de velocidade ocasionado pela restrição de área da placa tem o perfil de desaceleração mais rápido, ocorrendo a aproximadamente 5 diâmetros após a placa onde o escoamento volta a se desenvolver até o retorno à velocidade inicial. O modelo $k-\omega$ apresentou um perfil de desaceleração mais lenta, finalizando aproximadamente 10 diâmetros após a placa, atingindo um escoamento estável porém com velocidade um pouco abaixo da inicial. Observa-se, também, que este modelo apresenta uma mudança na taxa

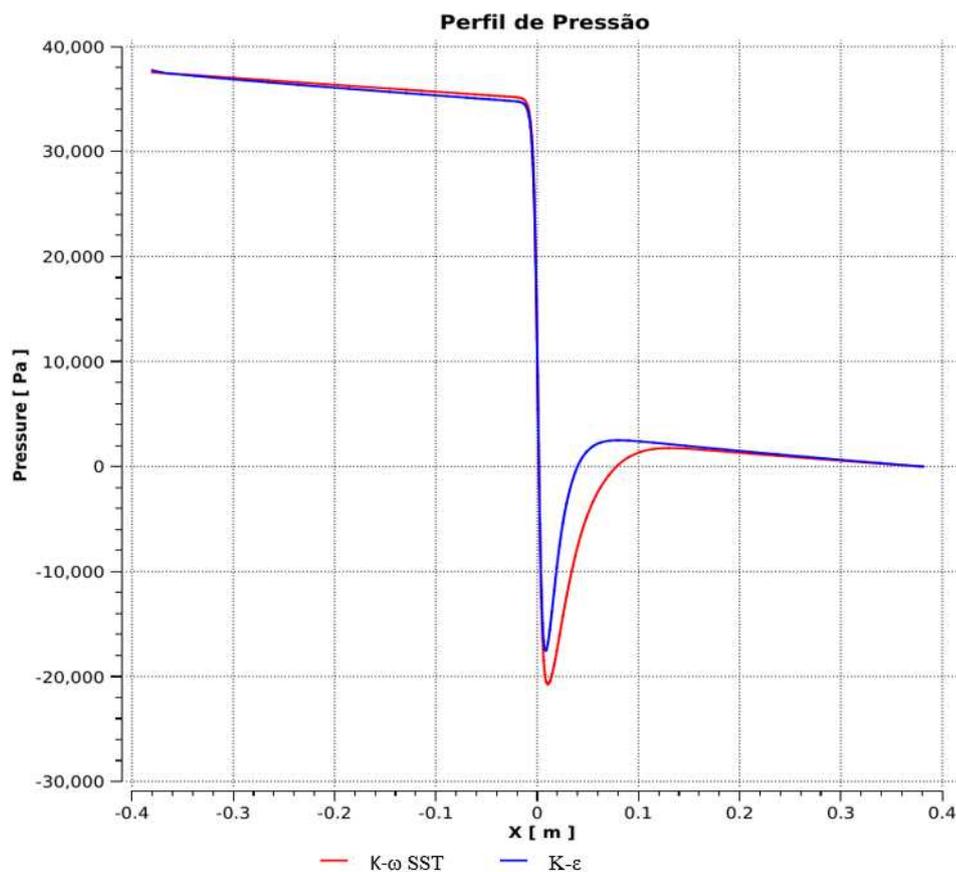


Figura 30 – Comparação da queda de pressão ao longo do tubo para os modelos k- ϵ e k- ω .

de decaimento da velocidade entre 3 e 4 diâmetros após a placa.

A Figura 32 apresenta os perfis de velocidade axial em diversos pontos do tubo após a placa de orifício. Percebe-se que logo na saída da placa os perfis são semelhantes, porém há uma grande diferença entre os modelos a 5 diâmetros após a placa, e voltam a ser semelhantes próximo a 15 diâmetros.

Assim, após a comparação dos modelos, conclui-se que ambos podem ser utilizados para a predição da queda de pressão na placa, apesar da pequena diferença nos perfis de pressão. Fenômenos característicos como a *vena contracta*, existente nas placas de orifício, e regiões de recirculação de fluido foram devidamente capturados por ambos os modelos. A maior divergência está nos perfis de velocidade após a placa de orifício. É necessário a obtenção de dados experimentais de velocidade para se determinar com maior precisão qual modelo representa melhor o fenômeno físico do escoamento através de placas de orifício.

Os perfis de velocidade obtidos para os modelos k- ω e k- ϵ apresentaram comportamento semelhante nas modelagens em 2D e 3D, conforme visto nas Figuras 24 e 31, sendo que o modelo k- ϵ apresentou maior aderência aos dados experimentais do estudo em 2D. Por esse motivo e por requerer menor refinamento da malha, adotou-se o modelo

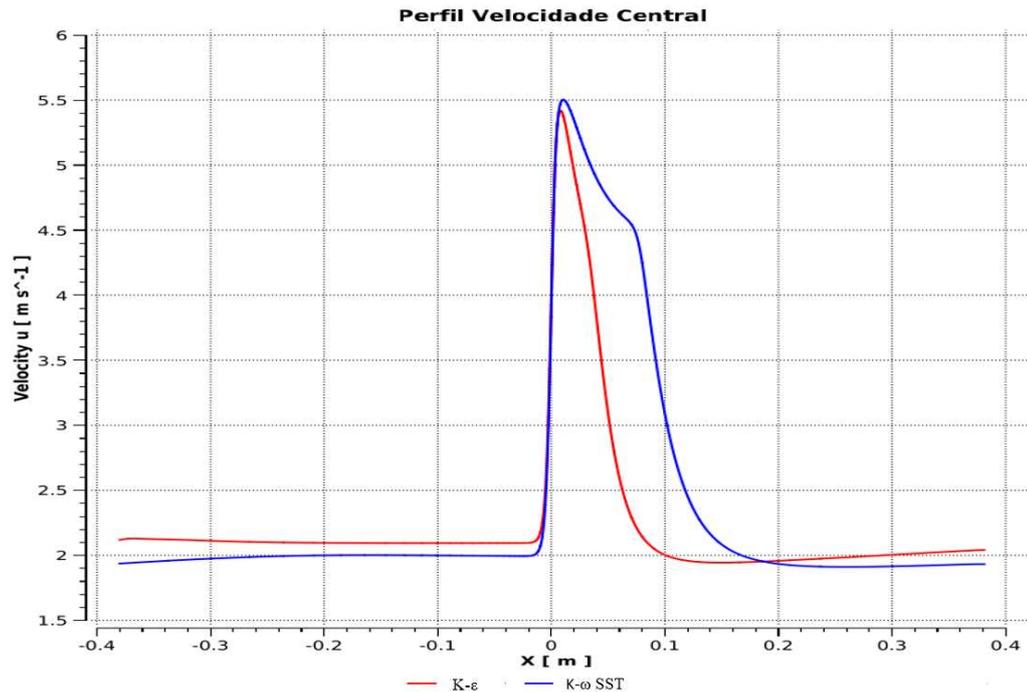


Figura 31 – Comparação do perfil de velocidade ao longo do eixo central do tubo para os modelos $k-\varepsilon$ e $k-\omega$

$k-\varepsilon$ padrão nas simulações dos casos monofásicos estudados. Destaca-se que tal modelo também foi adotado por diversos autores em simulações com placas de orifício (ARUN *et al.*, 2010; SHAH *et al.*, 2012; ROUL; DASH, 2012; JITHISH; KUMAR, 2015).

5.2.3 Escoamento Monofásico de Água

Empregando-se o modelo de turbulência $k-\varepsilon$ padrão, simulou-se a queda de pressão para os casos da Tabela 1, de acordo com a metodologia numérica apresentada no Capítulo 4. A Figura 33 apresenta os resultados obtidos nas simulações (linha amarela) em comparação com os dados experimentais, considerando os limites de incerteza das medições (linhas tracejadas azuis).

Para as simulações com água, observa-se que todos os valores de queda de pressão obtidos numericamente ficaram dentro dos limites de incerteza dos dados experimentais. Tais valores são apresentados na Tabela 11, em que a coluna erro representa a diferença percentual entre o valor da queda de pressão obtido na simulação e o valor médio obtido experimentalmente. O erro médio dos casos estudados foi de 1,66%.

Também foi estimado o valor do Coeficiente de Descarga (C_D) utilizando-se os dados das simulações e os dados experimentais. Para isso, a Equação 2.8 foi modificada, isolando-se C_D , obtendo-se a Equação 5.1.

$$C_D = \frac{4\dot{m}\sqrt{1-\beta^4}}{\pi d^2\sqrt{2\Delta P\rho}} \quad (5.1)$$

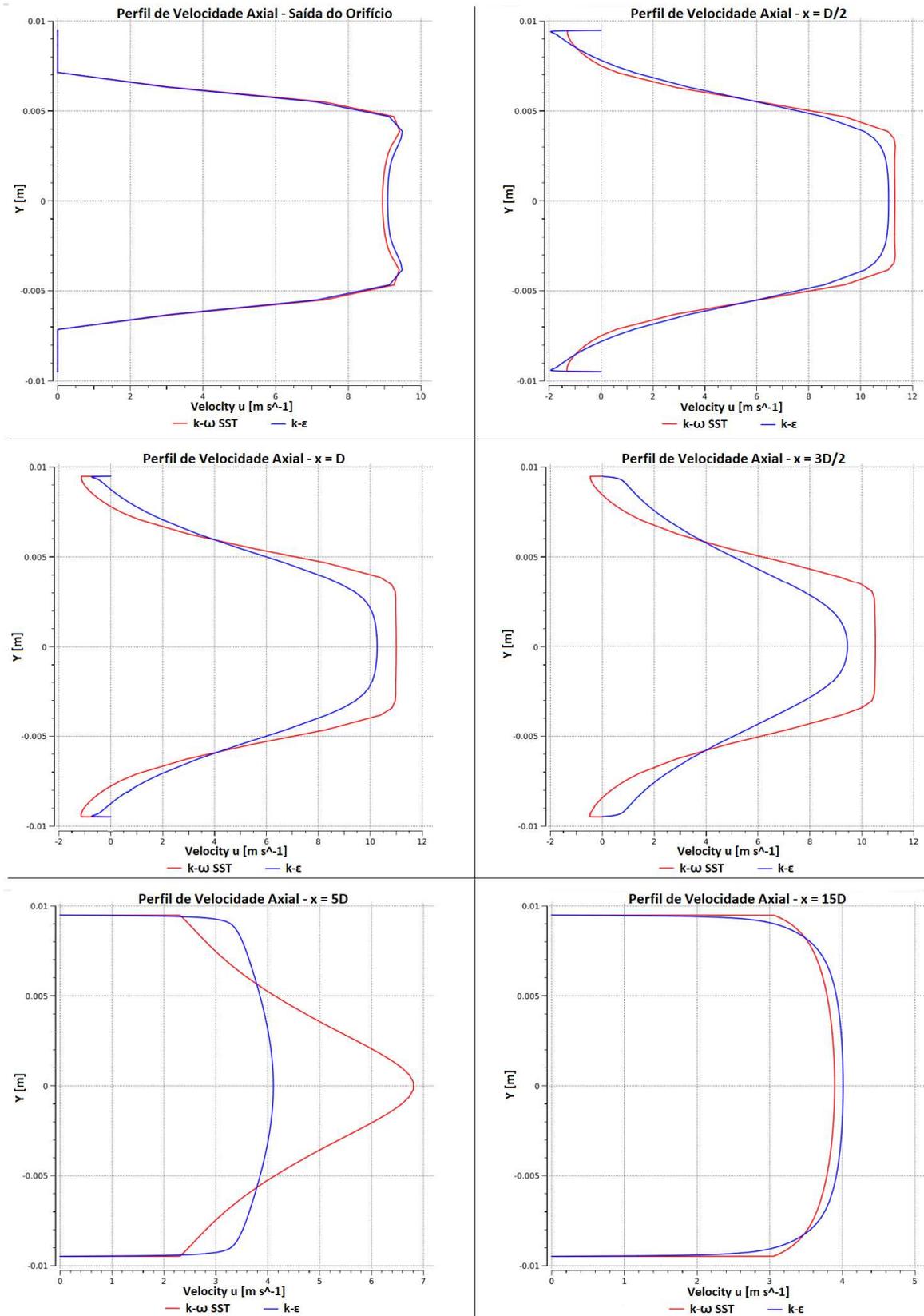


Figura 32 – Comparação do perfil de velocidade axial em diferentes posições do tubo para os modelos $k-\epsilon$ e $k-\omega$.

em que \dot{m} é a vazão mássica do fluido, d é o diâmetro do furo da placa, ΔP é a queda de pressão na placa de orifício, ρ é a densidade do fluido e β é a razão entre o diâmetro do

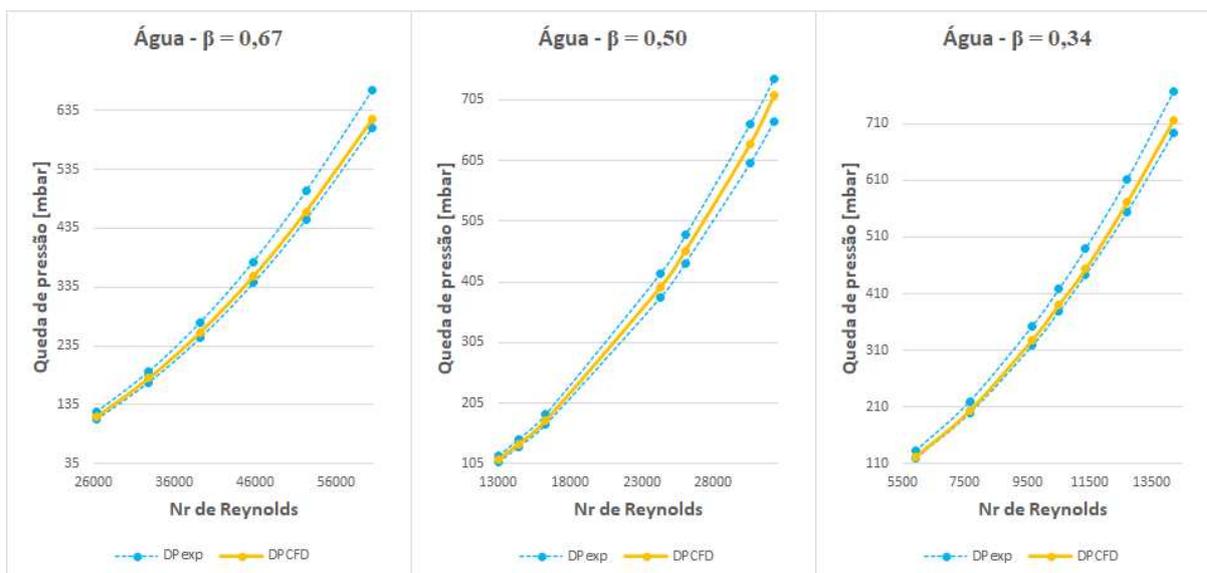


Figura 33 – Queda de pressão - escoamento de água.

orifício (d) e o diâmetro do tubo (D).

Os valores de C_D experimental e C_D CFD foram calculados pela Equação 5.1 utilizando-se os dados de vazão (\dot{m}) e queda de pressão (ΔP) obtidos experimentalmente e pelas simulações em CFD, respectivamente. Os valores de C_D ASME foram obtidos pela metodologia da norma ASME MFC-14M-2003 (METERS, 2003), segundo a Equação 2.9. Os valores de ΔP_{exp} e C_D experimental também apresentam os limites de incerteza dos dados experimentais.

Apesar dos resultados da queda de pressão para o escoamento de água terem ficado dentro dos limites de incerteza dos dados experimentais, houve uma diferença de cerca de 5%, entre o C_D CFD e o C_D ASME, ficando este último fora dos limites de incerteza de C_D experimental. Essa mesma diferença foi relatada no trabalho de Imada (2014). O C_D CFD foi mais próximo do C_D experimental, apresentando uma diferença de apenas 0,84% em relação ao valor médio, mas dentro dos limites de incerteza de C_D experimental. De maneira geral, a metodologia utilizada se mostrou satisfatória para a predição da queda de pressão em placas de orifício e obtenção de valores de coeficiente de descarga, apresentando melhores resultados em comparação com os dados experimentais, do que os resultados obtidos pelas correlações da norma ASME MFC-14M-2003 (METERS, 2003).

5.2.4 Escoamento Monofásico de Óleo Mineral

Inicialmente adotou-se o modelo de turbulência $k-\varepsilon$ padrão para as simulações com óleo mineral, seguindo a mesma metodologia utilizada nas simulações com água. Porém, todos os resultados simulados para a queda de pressão ficaram acima do limite superior de incerteza. Tais resultados demonstraram a necessidade de mudança nos parâmetros das simulações para o óleo, principalmente quanto ao modelo de turbulência, já

Tabela 11 – Resultados das simulações do escoamento de água através da placa de orifício.

β	vazão [kg/h]	ΔP_{CFD} [mbar]	ΔP_{exp} [mbar]	Erro [%]	C_D CFD	C_D exp	C_D ASME	Reynolds
0,67	1610	114,39	116 ± 6	-1,39	0,66	0,67 ± 0,01	0,62	26334
0,67	2005	179,91	182 ± 9	-1,15	0,66	0,65 ± 0,01	0,62	32788
0,67	2396	258,48	262 ± 13	-1,34	0,65	0,65 ± 0,01	0,62	39185
0,67	2796	353,21	360 ± 18	-1,89	0,65	0,65 ± 0,01	0,62	45724
0,67	3193	463,50	474 ± 24	-2,21	0,65	0,64 ± 0,01	0,62	52220
0,67	3695	627,47	638 ± 32	-1,65	0,65	0,64 ± 0,01	0,62	60439
0,50	798	112,19	113 ± 6	-0,72	0,64	0,63 ± 0,01	0,62	13011
0,50	886	137,62	139 ± 7	-0,99	0,64	0,63 ± 0,01	0,62	14386
0,50	1007	176,33	178 ± 9	-0,94	0,64	0,64 ± 0,01	0,62	16288
0,50	1499	396,11	399 ± 20	-0,72	0,64	0,63 ± 0,01	0,62	24289
0,50	1603	456,10	459 ± 23	-0,63	0,63	0,63 ± 0,01	0,61	26030
0,50	1892	632,55	634 ± 32	-0,23	0,63	0,63 ± 0,01	0,61	30564
0,50	2004	712,16	705 ± 35	1,02	0,63	0,64 ± 0,01	0,61	32221
0,34	374	121,70	126 ± 6	-3,41	0,66	0,65 ± 0,01	0,61	5892
0,34	484	203,95	210 ± 10	-2,88	0,66	0,65 ± 0,01	0,61	7643
0,34	611	327,68	335 ± 17	-2,18	0,66	0,65 ± 0,01	0,61	9646
0,34	668	390,93	399 ± 20	-2,02	0,66	0,65 ± 0,01	0,61	10523
0,34	721	453,87	467 ± 23	-2,81	0,66	0,65 ± 0,01	0,61	11383
0,34	809	571,24	583 ± 29	-2,02	0,66	0,65 ± 0,01	0,61	12714
0,34	907	716,69	731 ± 37	-1,96	0,66	0,65 ± 0,01	0,61	14222

que os escoamentos apresentam baixos números de Reynolds.

Adotou-se, então, o modelo de turbulência Spalart-Allmaras e realizou-se novas simulações, segundo a metodologia descrita no Capítulo 4, para os casos da Tabela 2. A Figura 34 apresenta os resultados obtidos nas simulações para o modelo k- ε (linha laranja) e para o modelo Spalart-Allmaras (linha amarela) em comparação com os dados experimentais, considerando os limites de incerteza das medições (linhas tracejadas azuis).

Ao adotar o modelo Spalart-Allmaras, observa-se que todos os valores de queda de pressão obtidos nas simulações ficaram dentro dos limites de incerteza dos dados experimentais. Os valores obtidos em ambos os modelos são apresentados na Tabela 12, em que a coluna erro, para cada modelo de turbulência, representa a diferença percentual entre o valor da queda de pressão obtido na simulação e o valor médio obtido experimentalmente. Os valores de ΔP_{exp} também apresentam os limites de incerteza dos dados experimentais. O erro médio dos casos estudados foi de 13,28% para o modelo k- ε , e de 2,24% para o modelo Spalart-Allmaras, mostrando que este reproduziu com maior acurácia os dados experimentais de pressão.

Também estimou-se os valores do coeficiente de descarga para os escoamentos com óleo. Os valores de C_D experimental foram calculados pela Equação 5.1 utilizando-se os dados de vazão (\dot{m}) e queda de pressão (ΔP) obtidos experimentalmente, considerando

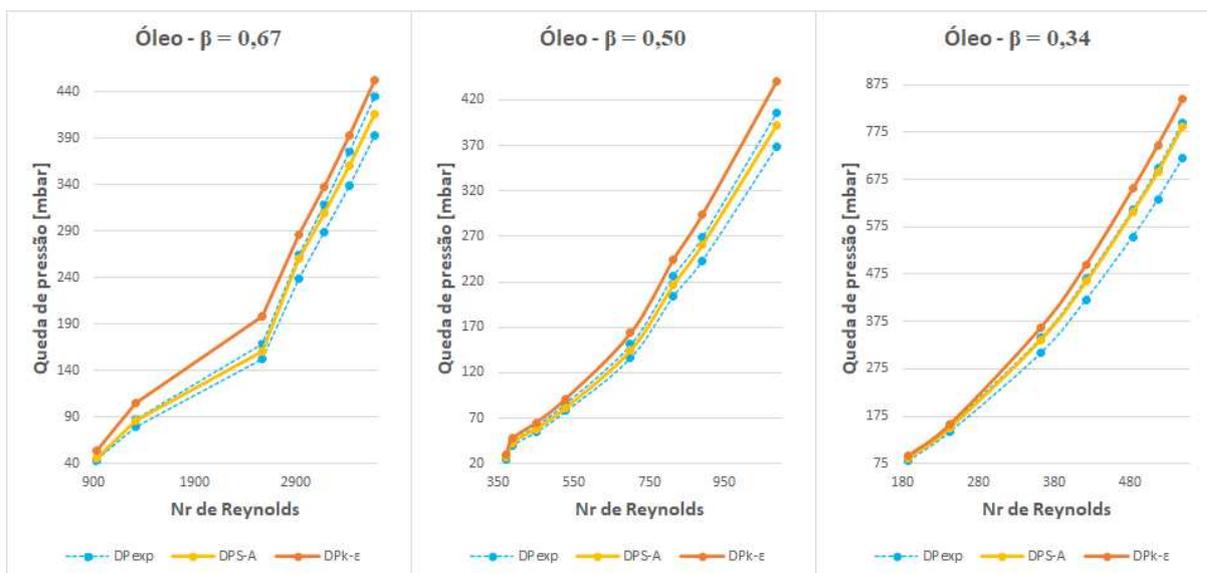


Figura 34 – Queda de pressão - escoamento de óleo mineral.

Tabela 12 – Resultados das simulações do escoamento de óleo mineral através da placa de orifício.

β	vazão [kg/s]	$\Delta P_{k-\epsilon}$ [mbar]	ΔP_{S-A} [mbar]	ΔP_{exp} [mbar]	Erro k- ϵ [%]	Erro S-A [%]
0,67	3003	451,08	416,28	414 ± 21	8,96	0,55
0,67	2800	391,33	359,93	357 ± 18	9,92	0,82
0,67	2600	336,60	308,42	304 ± 15	10,73	1,45
0,67	2397	285,31	260,41	252 ± 13	13,22	3,34
0,67	2000	197,81	160,09	161 ± 8	22,84	-0,56
0,67	1496	104,29	85,71	84 ± 4	24,15	2,03
0,67	1100	53,51	45,44	45 ± 2	18,91	0,97
0,50	1488	440,42	392,82	387 ± 19	13,81	1,50
0,50	1219	293,87	260,94	256 ± 13	14,79	1,93
0,50	1113	244,11	216,41	215 ± 11	13,54	0,65
0,50	915	163,83	145,08	144 ± 7	13,77	0,75
0,50	691	91,42	81,38	82 ± 4	11,49	-0,75
0,50	587	65,02	58,33	58 ± 3	12,10	0,57
0,50	505	47,34	42,89	42 ± 2	12,71	2,13
0,50	400	29,62	26,80	26 ± 1	13,91	3,07
0,34	920	862,85	804,50	767 ± 38	12,50	4,89
0,34	911	844,93	786,09	757 ± 38	11,62	3,84
0,34	857	747,59	695,42	666 ± 33	12,25	4,42
0,34	803	655,96	610,32	583 ± 29	12,51	4,69
0,34	699	495,66	461,93	443 ± 22	11,89	4,27
0,34	600	363,38	339,52	324 ± 16	12,16	4,79
0,34	401	159,00	150,49	148 ± 7	7,43	1,69
0,34	309	92,80	87,71	84 ± 4	10,48	4,41

os limites de incerteza desses dados, e C_D CFD foi calculado utilizando os dados das simulações em CFD com o modelo Spalart-Allmaras. Os valores obtidos foram comparados

com C_D Miller, apresentados no trabalho de Ojeda (2019). A metodologia experimental desenvolvida por Miller (1996) é válida para estimar coeficientes de descarga para números de Reynolds entre 100 e 10000.

Tabela 13 – Valores estimados de C_D para o escoamento de óleo mineral através da placa de orifício.

β	vazão [kg/s]	C_D CFD	C_D exp	C_D Miller	Reynolds
0,67	3003	0,70	$0,70 \pm 0,01$	0,68	3674
0,67	2800	0,70	$0,70 \pm 0,01$	0,69	3426
0,67	2600	0,70	$0,71 \pm 0,01$	0,70	3181
0,67	2397	0,70	$0,71 \pm 0,01$	0,70	2932
0,67	2000	0,75	$0,75 \pm 0,01$	0,71	2565
0,67	1496	0,76	$0,77 \pm 0,01$	0,75	1317
0,67	1100	0,77	$0,77 \pm 0,01$	0,77	924
0,50	1488	0,68	$0,69 \pm 0,01$	0,67	1086
0,50	1219	0,68	$0,69 \pm 0,01$	0,68	889
0,50	1113	0,69	$0,69 \pm 0,01$	0,67	812
0,50	915	0,69	$0,69 \pm 0,01$	0,68	700
0,50	691	0,69	$0,69 \pm 0,01$	0,68	528
0,50	587	0,70	$0,70 \pm 0,01$	0,68	449
0,50	505	0,70	$0,71 \pm 0,01$	0,68	386
0,50	400	0,70	$0,71 \pm 0,01$	0,69	369
0,34	920	0,68	$0,70 \pm 0,01$	0,66	640
0,34	911	0,68	$0,69 \pm 0,01$	0,66	551
0,34	857	0,68	$0,69 \pm 0,01$	0,67	518
0,34	803	0,68	$0,70 \pm 0,01$	0,67	485
0,34	699	0,68	$0,69 \pm 0,01$	0,67	423
0,34	600	0,68	$0,70 \pm 0,01$	0,67	363
0,34	401	0,68	$0,69 \pm 0,01$	0,68	242
0,34	309	0,69	$0,70 \pm 0,01$	0,68	187

Para as simulações do escoamento de óleo mineral, os valores de C_D CFD, C_D experimental e C_D Miller foram bastante similares, apresentando uma diferença de 2% entre C_D CFD e C_D Miller, e de apenas 1% entre C_D CFD e C_D experimental, porém todos os valores obtidos em CFD ficaram dentro dos limites de incerteza para C_D experimental enquanto vários casos ficaram fora desses limites para a metodologia de obtenção de C_D Miller. Assim, a metodologia em CFD utilizada para o escoamento com óleo mineral também se mostrou satisfatória para a predição do coeficiente de descarga e da queda de pressão em placas de orifício, apresentando melhores resultados em comparação com a metodologia do trabalho de Miller.

Esta etapa de simulações monofásicas forneceu uma base de indicações com relação aos modelos e métodos utilizados (métodos de interpolação, modelos de turbulência, resolução de malha) servindo como base para a etapa seguinte, em que foram avaliados

escoamentos bifásicos do tipo gás-líquido através de placas de orifício.

5.3 ESCOAMENTO BIFÁSICO - MODELAGEM 2,5D

As simulações no domínio pseudobidimensional (2,5D) foram conduzidas conforme a metodologia descrita no Capítulo 4, com o objetivo de reduzir o custo computacional. Cada simulação utilizou 8 núcleos de processamento (Intel Xeon E5-2680v4 de 2.4-GHz, com 35 MB *cache*) obtendo, em média, 0,75 s, 0,07 s e 0,06 s de escoamento por dia de processamento para os casos 1, 2 e 3 da Tabela 3, respectivamente. Os resultados foram comparados com os dados experimentais do trabalho de Ojeda (2019).

5.3.1 Influência do Número de Courant nas Simulações

Em simulações com passo de tempo adaptativo, o valor máximo do número de Courant (Co) adotado para a simulação irá determinar o tamanho do passo de tempo, seguindo a Equação 4.10. Assim, se a velocidade do fluido diminui, o passo de tempo aumenta, se a velocidade aumenta, o passo de tempo diminui, dentro dos limites estabelecidos para simulação. No presente estudo, adotou-se os limites de $10^{-6} \leq \Delta t \leq 10^{-2}$.

Outro fator relevante, presente na Equação 4.10, é o comprimento de elemento de malha (Δx). Assim, malhas muito finas irão requerer passos de tempo muito pequenos para manter o valor de Courant determinado.

As malhas geradas para as simulações foram construídas com elementos de 3 mm nas extremidades do tubo, sendo refinadas em razão geométrica até o comprimento de 1 mm nas proximidades da placa de orifício. A placa de orifício, porém, possui elementos de malha com 0,38 mm, correspondente à espessura da parte reta do orifício, conforme visto na Figura 14 e Tabela 5.

Em escoamentos com fluidos incompressíveis, pela conservação de massa, temos que:

$$\rho v_1 A_1 = \rho v_2 A_2 \quad \rightarrow \quad v_2 = \frac{v_1 R_1^2}{R_2^2} \quad (5.2)$$

em que R_1 e R_2 são os raios do tubo e do orifício, e v_1 e v_2 são as velocidades médias do fluido nessa regiões.

Considerando a velocidade superficial da fase gasosa nos três casos estudados, 0,61 m/s, 8,25 m/s e 20,2 m/s, aplicando a equação acima temos os valores de 1,36 m/s, 33,0 m/s e 178,0 m/s, respectivamente, para a velocidade média do ar ao passar pelo orifício, em cada caso.

Aplicando a Equação 4.10 na região do orifício, com elemento de malha de 0,38 mm e velocidades calculadas acima, considerando o valor de Courant como 10 e 1,

respectivamente, chegamos aos passos de tempo apresentados na Tabela 14, para cada caso.

Tabela 14 – Passo de tempo calculado utilizando Courant.

	Caso 1	Caso 2	Caso 3
	$\Delta t[s]$	$\Delta t[s]$	$\Delta t[s]$
$Co = 10$	$2,79 \times 10^{-3}$	$1,15 \times 10^{-4}$	$2,13 \times 10^{-5}$
$Co = 1$	$2,79 \times 10^{-4}$	$1,15 \times 10^{-5}$	$2,13 \times 10^{-6}$

Observa-se que, mesmo para $Co = 10$, os casos 2 e 3 ainda apresentam passo de tempo muito pequenos, na ordem de $10^{-4}s$ e $10^{-5}s$ para a região da placa de orifício. Os valores calculados são condizentes com as simulações, as quais apresentavam passo de tempo da ordem de $10^{-3}s$ no início, quando o ar ainda estava entrando no tubo, e caía para $10^{-5}s$ quando o ar começava a atravessar a placa. Para o caso 1, devido à baixa velocidade do ar, as simulações iniciavam com passo de tempo de $10^{-2}s$ e depois atingiam o valor de $10^{-3}s$, permanecendo neste patamar.

Porém, o artifício de aumentar o valor de Courant pode causar instabilidade e difusão numérica nas simulações pelo fato da informação calculada avançar várias células da malha em um passo de tempo. Mohammed *et al.* (2020) recomendam o uso de $Co \leq 0,1$ para evitar tais problemas, mas tal valor tornaria o passo de tempo inviável para as simulações do presente trabalho.

De fato, ao adotar o valor de Courant como 10, apesar do ganho no processamento, o resultado das simulações apresentou maior dispersividade, como mostrado na Figura 35, em que a simulação do caso 1 para o padrão bolhas alongadas apresentou uma série de pequenas bolhas que não se uniram para formar uma maior, como era esperado.



Figura 35 – Fração volumétrica do caso 1 o tempo de 11s, utilizando $Co = 10$.

Logo, decidiu-se utilizar o valor limite de Courant como 1 para as demais simulações, conforme recomendado na literatura, para evitar problemas de difusão numérica. Tal fato justifica o baixo rendimento diário no processamento dos casos, conforme reportado no início desta seção.

5.3.2 Análise do Comprimento do Tubo à Montante da Placa de Orifício

Foram realizadas simulações utilizando as malhas descritas na Tabela 10 para verificar qual o comprimento de tubo a montante da placa de orifício deve ser modelado para permitir o desenvolvimento do padrão de escoamento esperado.

Para as malhas com 40 diâmetros a montante, a análise da fração volumétrica dos fluidos ao longo do tubo demonstrou que em nenhum caso desenvolveu-se o padrão de escoamento esperado, conforme Figura 36.



Figura 36 – Fração volumétrica dos fluidos para as malhas com 40 diâmetros a montante.

Para o caso 1, o qual se esperava o padrão bolhas alongadas, a simulação apresentou o padrão estratificado liso, inclusive após a placa de orifício. O caso 2, cujo padrão esperado era *slug*, comportou-se como estratificado ondulado. Já o caso 3, o qual o padrão seria anular, apresentou gotas dispersas escoando próximas à parede inferior do tubo. Tal resultado demonstrou que o comprimento de 40 diâmetros a montante não foi o suficiente para o desenvolvimento do padrão esperado.

A modelagem de 5 metros a montante da placa baseou-se no comprimento do aparato experimental do LABPETRO. Para tal modelagem, obteve-se os resultados das Figuras 37, 38 e 39.

Para o caso 1, houve a formação do padrão bolhas alongadas mas notou-se grande quantidade de pequenas bolhas, indicando uma certa dispersão do ar. Observou-se, também, que as bolhas alongadas formadas ocupavam $2/3$ da altura do tubo, e em alguns momentos chegavam a ocupar quase todo o tubo, aproximando-se da formação de um *slug*.

Para os casos 2 e 3, a metodologia adotada não conseguiu reproduzir os padrões *slug* e anular. No caso 2 o líquido escoava em porções dispersas, sem um padrão definido, enquanto o caso 3 obteve padrão similar à malha de 40 diâmetros, com gotas dispersas escoando pelo tubo.

A não formação dos padrões esperados para os casos 2 e 3 pode ter sido ocasionada pela grande diferença entre as velocidades do líquido e do gás. Segundo Vachaparambil e Einarsrud (2019), o modelo de tensão superficial CSF resulta em grande quantidade de ondas espúrias em malhas muito refinadas, o que gera velocidades não-físicas na interface, interferindo na formação dos padrões de escoamento. Assim, as dimensões dos elementos da malha na região da placa de orifício aliado à aceleração do fluido naquela região podem estar interferindo na correta resolução dos gradientes de velocidade, necessitando de escalas de tempo menores para a correta representação dos padrões de

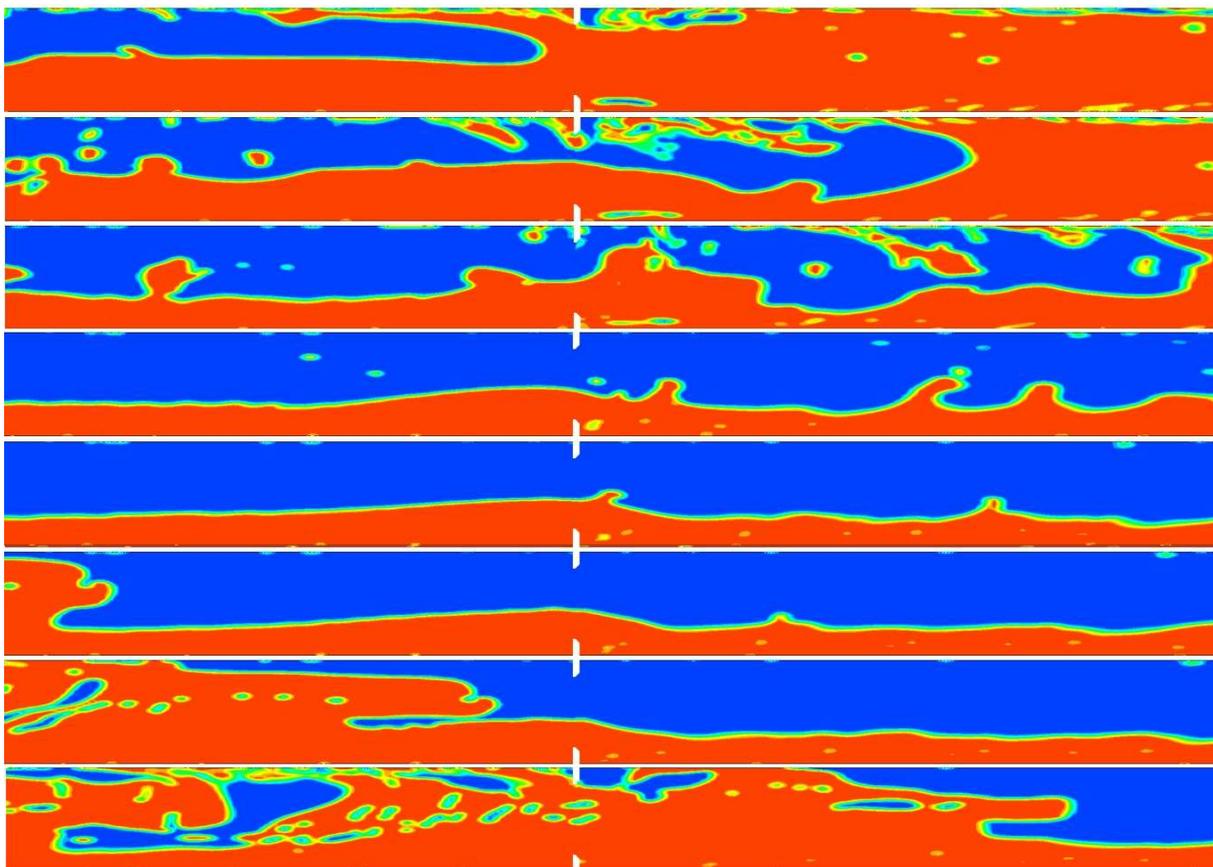


Figura 37 – Fração volumétrica dos fluidos para as malhas com 5 m a montante para o caso 1. Tempo entre as imagens de 0,06 s.

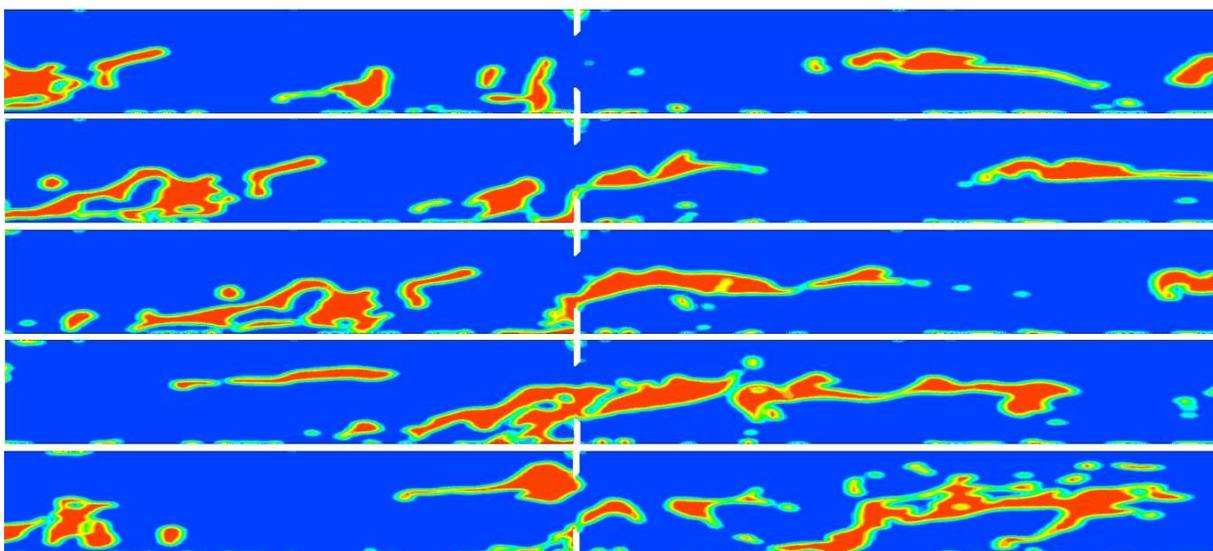


Figura 38 – Fração volumétrica dos fluidos para a malha com 5 m a montante para o caso 2. Tempo entre as imagens de 0,02 s.

escoamento esperados para tais casos.

Logo, a simulação com a malha com 5 metros de tubo a montante foi capaz de representar o padrão bolhas longas conforme condições do caso 1. Porém, devido às

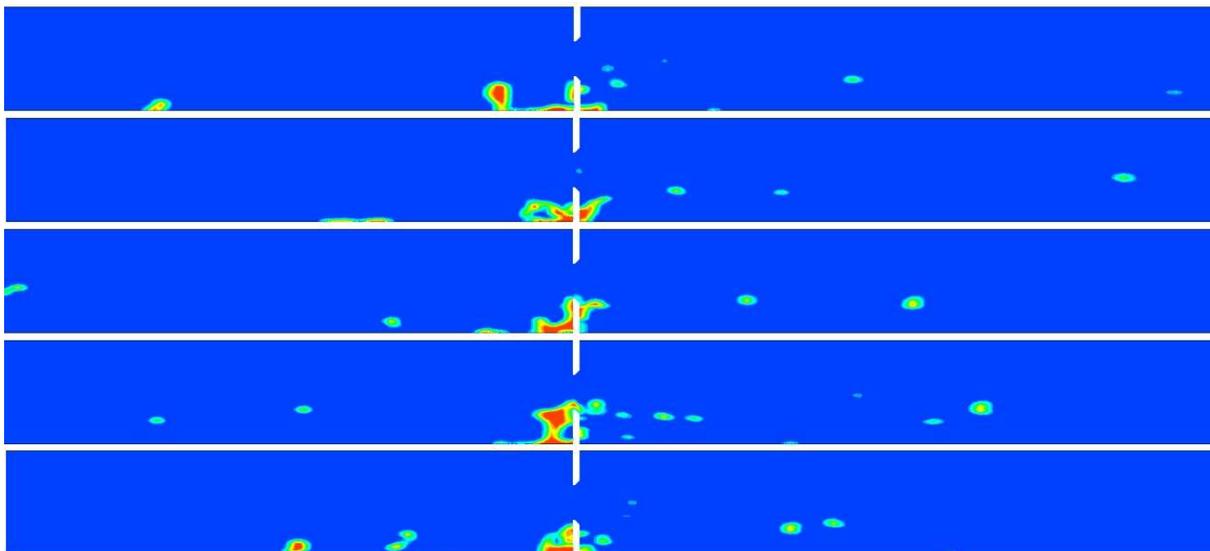


Figura 39 – Fração volumétrica dos fluidos para a malha com 5 m a montante para o caso 3. Tempo entre as imagens de 0,02 s .

altas velocidades do gás nos casos 2 e 3, aliado às dimensões da malha na região da placa de orifício, a metodologia empregada não foi capaz de reproduzir os padrões *slug* e anular através da placa de orifício.

5.3.3 Análise do Sinal de Pressão nos Escoamentos Bifásicos

Para as simulações bifásicas em regime transiente, foi monitorada a variação da queda de pressão na placa de orifício para comparação com os dados experimentais. Calculou-se a média temporal do sinal de pressão para os dados experimentais e para as simulações com as malhas da Tabela 10. Os resultados são apresentados na Tabela 15.

Tabela 15 – Resultados da queda de pressão média nas simulações bifásicas.

Caso	Malha	ΔP_{exp} [mbar]	ΔP_{CFD} [mbar]	Diferença [%]
1	40D	11,872	7,365	37,96
	2m	11,872	10,330	12,99
	3m	11,872	11,362	4,30
	5m	11,872	11,764	0,91
2	40D	158,330	80,017	49,46
	5m	158,330	85,417	46,05
3	40D	477,770	208,250	56,41
	5m	477,770	216,930	54,60

Observa-se que todos os casos apresentaram diferença elevada para a malha com 40 diâmetros à montante. O caso 1 foi simulado em quatro tamanhos por possuir menores velocidades dos fluidos e, conseqüentemente, maior velocidade de processamento.

Percebe-se, para esse caso, que a diferença entre o valor experimental e o simulado para a queda de pressão na placa diminuiu com o aumento do tubo a montante, atingindo 0,91% de diferença. Para os casos 2 e 3 as diferenças mantiveram-se praticamente iguais tanto para a malha de 40 diâmetros como para a malha com 5 metros a montante. Tal resultado pode estar relacionado com as instabilidades geradas pelo modelo CSF devido às altas diferenças de velocidades entre as fases nesses casos, demonstrando que a metodologia não representou bem os mesmos.

Em seguida, comparou-se o sinal de queda de pressão entre os dados simulados e os dados experimentais. As Figuras 40, 41 e 42 apresentam tais comparações. Observa-se que, apesar do valor médio da queda de pressão ter sido satisfatório para o caso 1, a pressão oscilou de maneira diferente entre o experimental e o numérico, este último possuindo uma amplitude bem maior na variação do sinal. Percebe-se que o sinal numérico apresentou um patamar de baixa pressão, em torno de 0 *mbar*, que corresponde à passagem da bolha alongada, e um patamar de alta pressão, em torno de 30 *mbar*, correspondendo à passagem do *plug* de líquido. Já o sinal experimental apresentou esses patamares por volta de 7 *mbar* e 17 *mbar*. Porém, nota-se na Figura 40 que a passagem de um *plug* de líquido no sinal numérico, ou seja, um período de oscilação do sinal, corresponde a aproximadamente três *plugs* no sinal experimental, o que explica os valores semelhantes para a queda de pressão média.

Para os casos 2 e 3, o comportamento dos sinais de pressão foram similares entre si, porém muito diferentes dos dados experimentais, e aparentemente sem nenhum padrão de oscilação, enquanto os dados experimentais do caso 2 apresentaram um padrão oscilatório compatível com o *slug* e a queda de pressão experimental do caso 3 foi praticamente constante, com uma variação média de apenas 15 *mbar*.

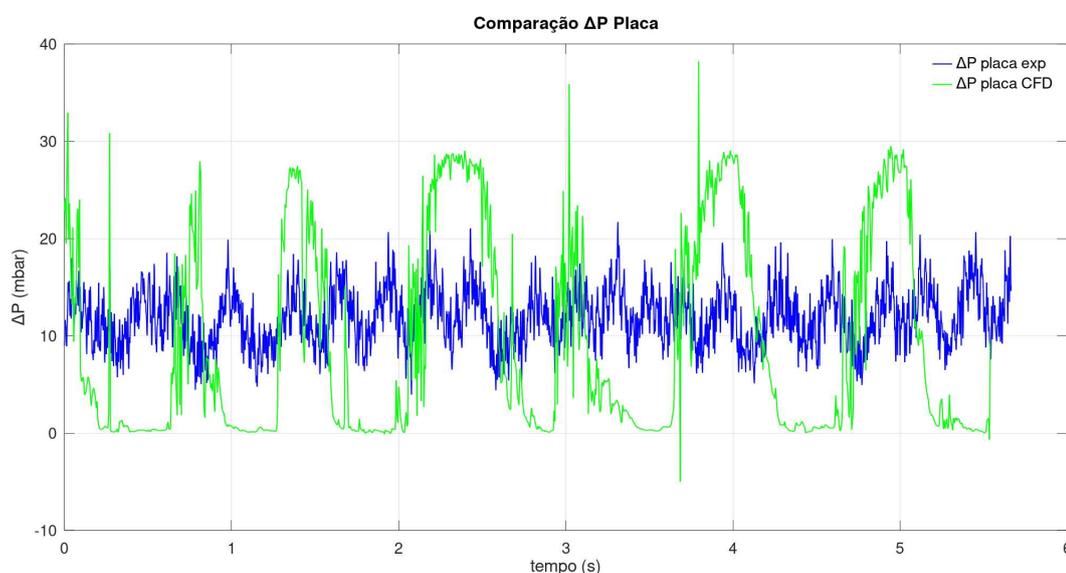


Figura 40 – Comparação da queda de pressão com o tempo entre os dados simulados e os dados experimentais para o caso 1.

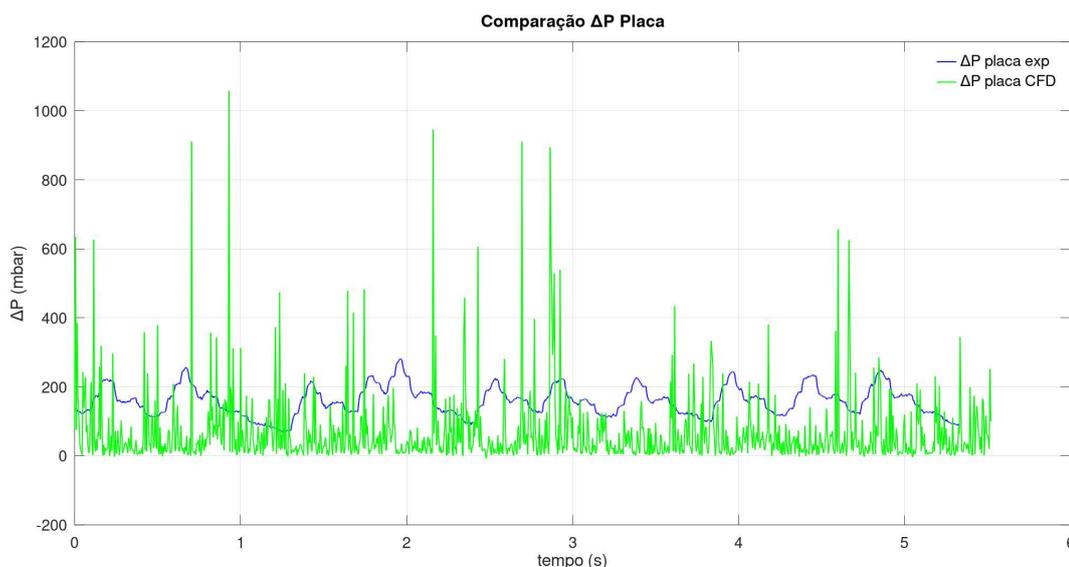


Figura 41 – Comparação da queda de pressão com o tempo entre os dados simulados e os dados experimentais para o caso 2.

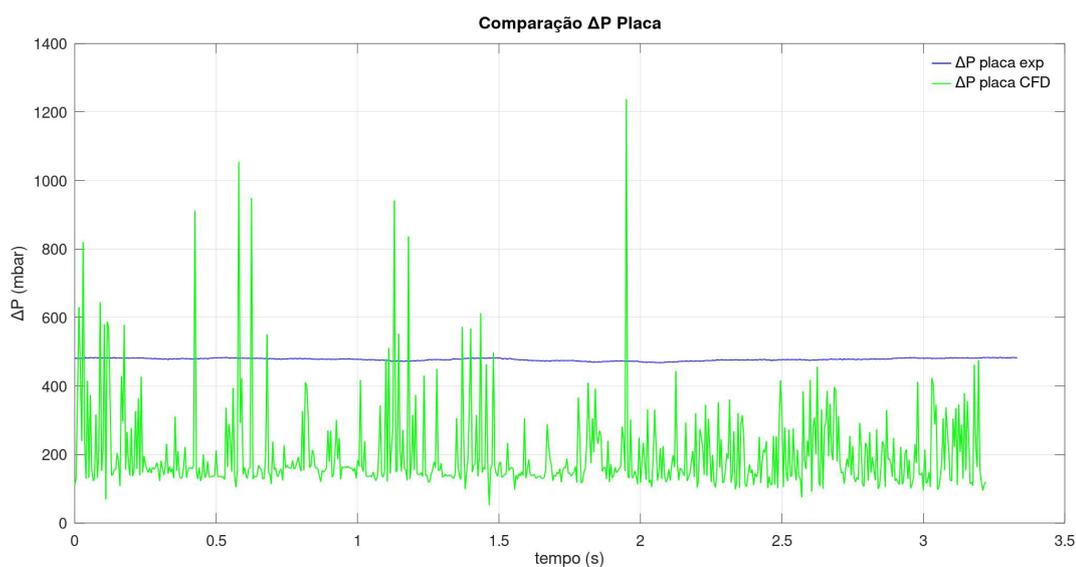


Figura 42 – Comparação da queda de pressão com o tempo entre os dados simulados e os dados experimentais para o caso 3.

Para comparar a frequência dominante nos três casos, realizou-se o PSD dos sinais de pressão, conforme descrito na metodologia numérica. As Figuras 43, 44 e 45 apresentam o sinal de queda de pressão, ao lado de sua PSD, tanto para os dados experimentais quanto para as simulações numéricas de cada caso.

Para o caso 1 nota-se que os dados experimentais apresentam uma frequência dominante em $3,25 \text{ Hz}$ e mais dois picos distintos, de menor intensidade, nas frequências 29 Hz e 120 Hz , enquanto os dados numéricos apresentam uma frequência dominante em $1,25 \text{ Hz}$. Tais frequências dominantes corroboram a informação da Figura 40 de três oscilações no sinal experimental para uma oscilação no sinal numérico.

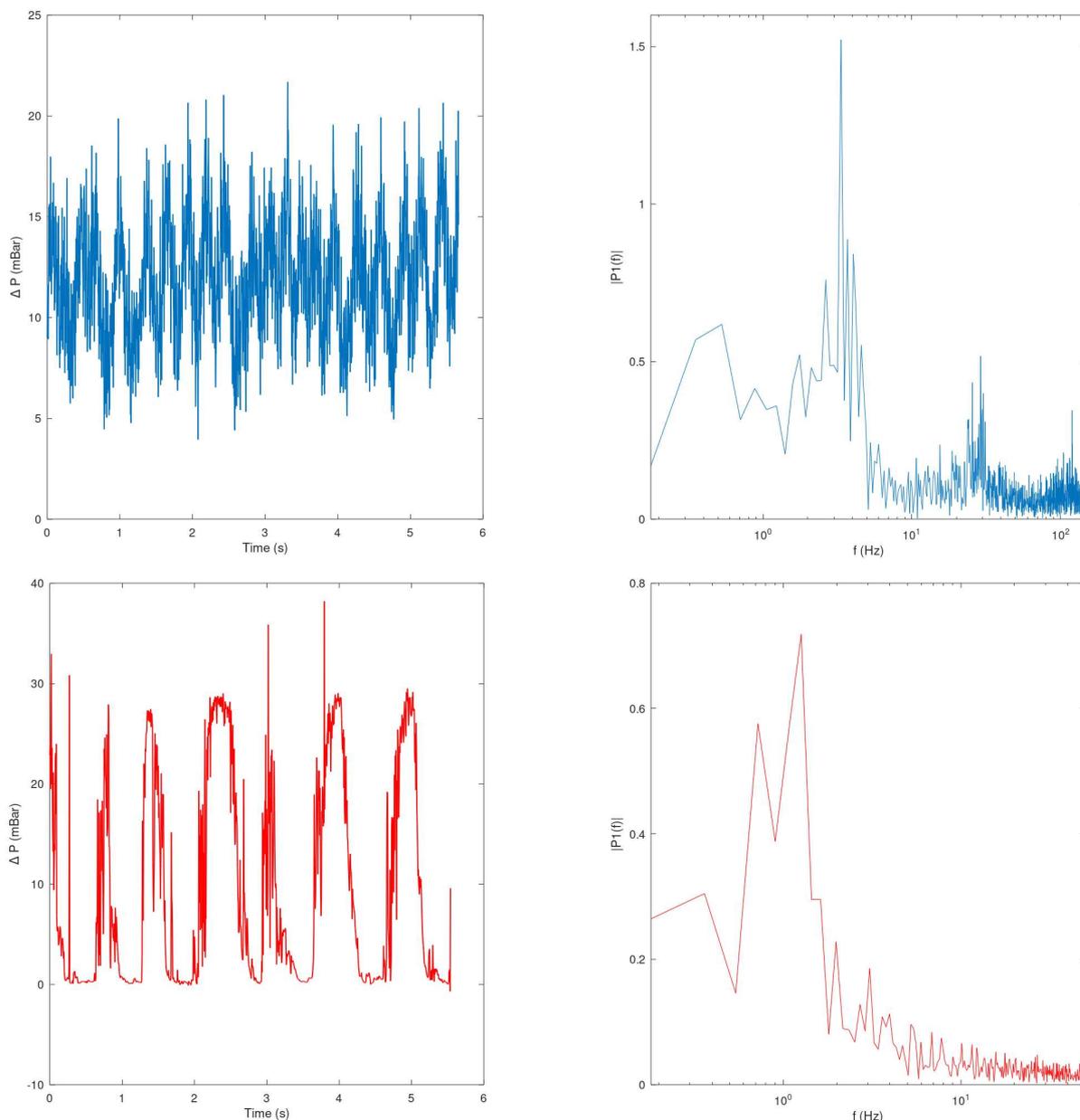


Figura 43 – Comparação do sinal de pressão (à esquerda) e PSD (à direita) entre os dados simulados (vermelho) e os dados experimentais (azul) para o caso 1.

O caso 2 apresentou duas frequências dominantes, em aproximadamente $0,75 \text{ Hz}$ e $2,0 \text{ Hz}$ para os dados experimentais. Já o sinal da simulação não apresenta uma dominância nítida na frequência, há um pico na região de $1,0 \text{ Hz}$ e vários picos em sequência com a amplitude do sinal decaindo praticamente de forma linear.

Os dados experimentais do caso 3 não apresentam frequência dominante. A maior amplitude do sinal encontra-se em frequência zero, compatível com o sinal de pressão experimental, o qual apresentou baixa variação na queda de pressão, cerca de 15 mbar , enquanto o sinal numérico chegou a variar cerca de 1000 mbar . Nota-se uma frequência dominante em $1,5 \text{ Hz}$ no sinal da simulação, destoante dos dados experimentais.

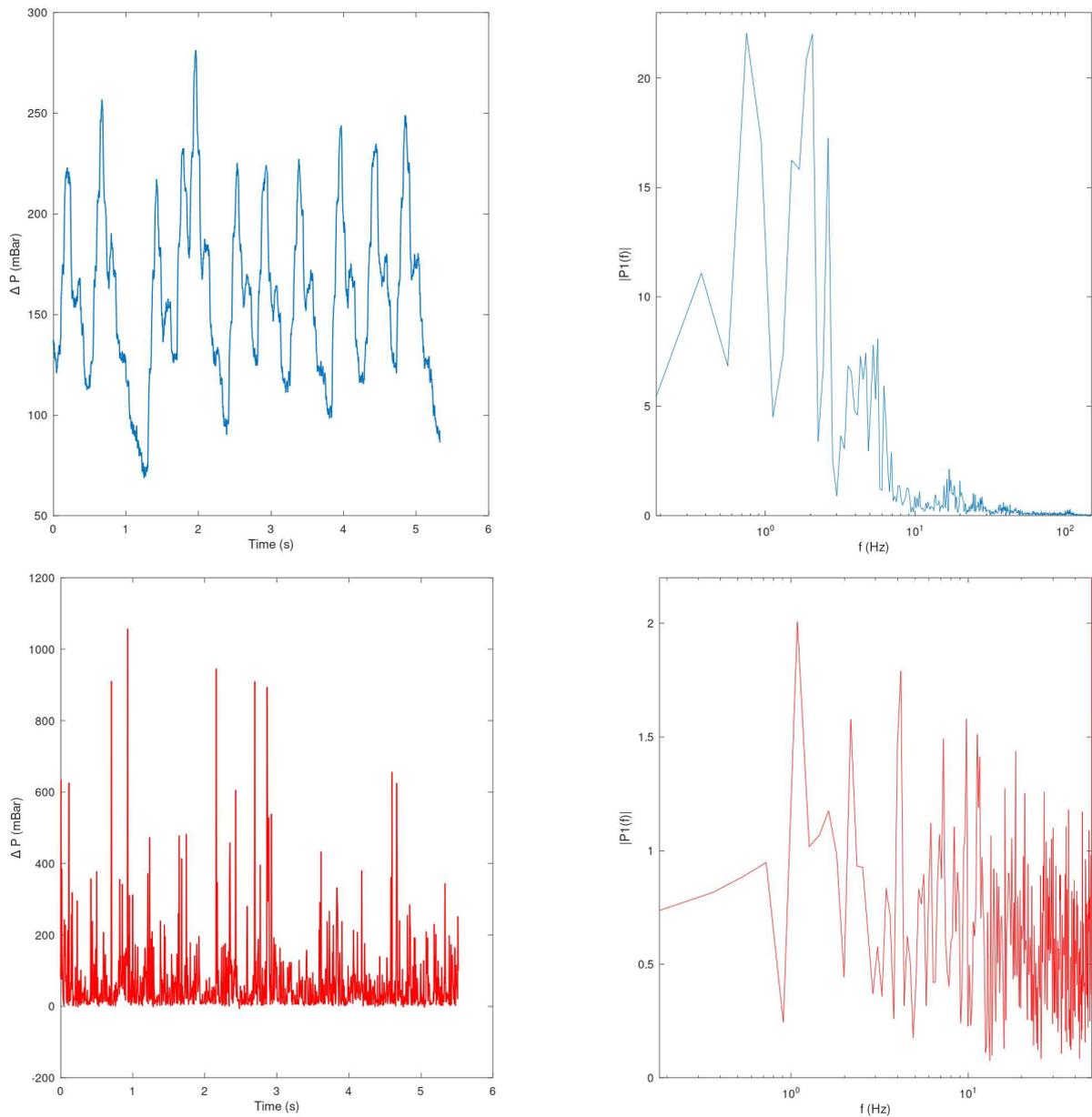


Figura 44 – Comparação do sinal de pressão (à esquerda) e PSD (à direita) entre os dados simulados (vermelho) e os dados experimentais (azul) para o caso 2.

Ressalta-se que a análise do PSD para os casos simulados possuem caráter qualitativo de comparação do comportamento do sinal de pressão, pois o tempo de aquisição dos dados experimentais foi baixo, entre 3,5 s e 5,0 s, e pode não ser o suficiente para uma análise mais precisa do espectro de frequência dos escoamentos.

No geral, as simulações em 2,5D apresentaram resultados satisfatórios para o caso 1 quanto à predição da queda de pressão na placa de orifício, porém apresentou diferença de cerca de 50% nos valores dos casos 2 e 3, mostrando-se pouco eficiente para a predição de escoamentos com velocidades mais altas.

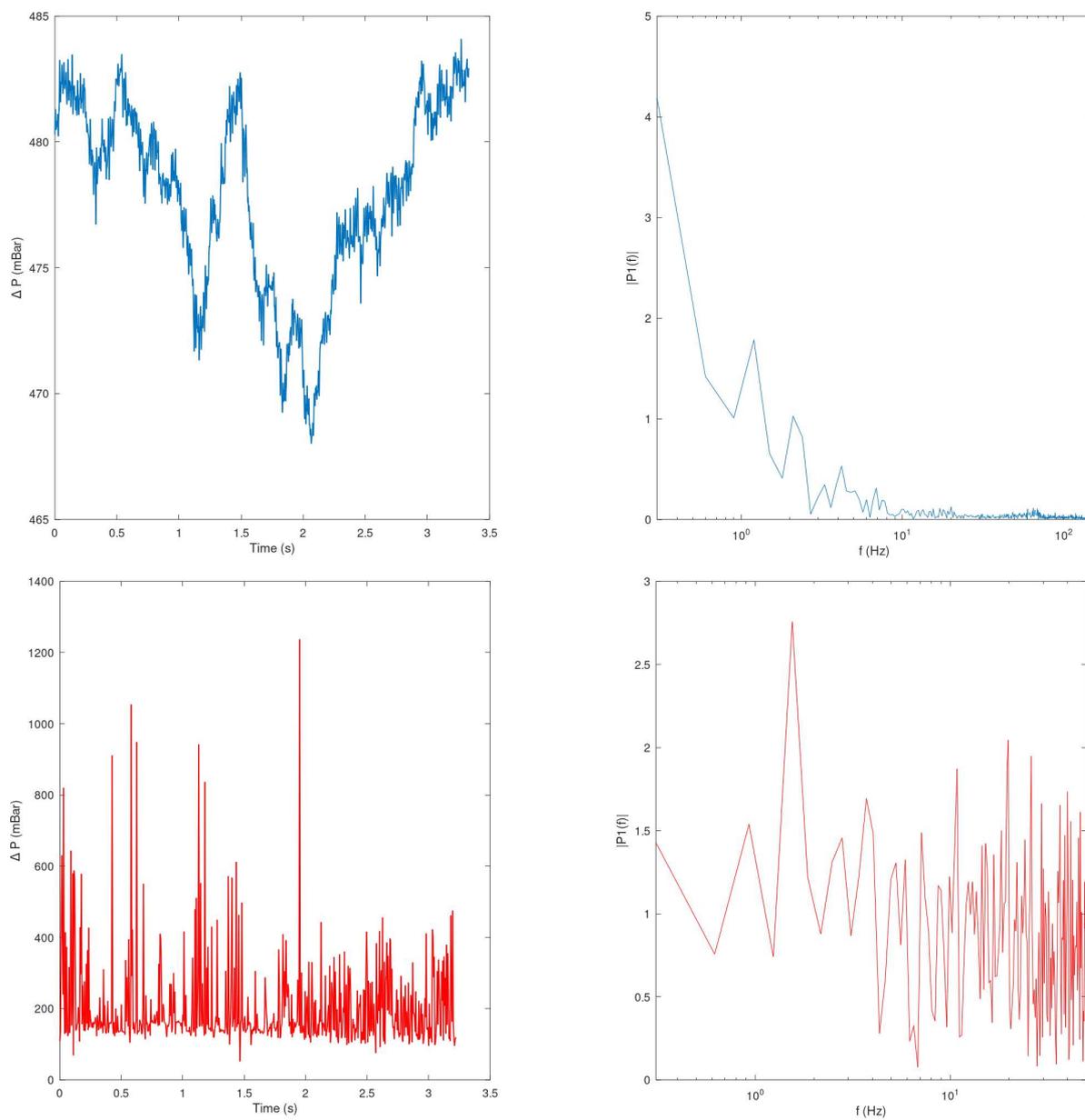


Figura 45 – Comparação do sinal de pressão (à esquerda) e PSD (à direita) entre os dados simulados (vermelho) e os dados experimentais (azul) para o caso 3.

6 CONCLUSÕES E SUGESTÕES

No presente capítulo, as principais conclusões referentes aos estudos numéricos realizados neste trabalho são apresentadas, seguidas das sugestões para trabalhos futuros que visam dar continuidade e aprimoramento ao estudo desenvolvido.

6.1 CONCLUSÕES

Neste trabalho, um estudo numérico do escoamento monofásico e bifásico tipo gás-líquido foi realizado a fim de se estabelecer uma metodologia em CFD para a predição da queda de pressão através de placas de orifício, possibilitando a estimativa de parâmetros de engenharia, como o coeficiente de descarga, a partir dos resultados numéricos das simulações.

Na investigação numérica, foram utilizados dados experimentais do trabalho de Eiamsa-ard *et al.* (2008) para a simulação do escoamento de ar em uma modelagem 2D, e os dados experimentais do trabalho de Ojeda (2019) para a simulação do escoamento monofásico de água e óleo mineral, em uma modelagem 3D, e o escoamento bifásico ar-água e ar-óleo, adotando uma modelagem pseudobidimensional, utilizada para reduzir do custo computacional requerido. Desta forma, através de todas as análises feitas durante este estudo foram possíveis obter as seguintes conclusões:

- Os resultados obtidos para a predição da queda de pressão e estimativa do coeficiente de descarga de placas de orifício pela metodologia proposta em CFD para escoamentos monofásicos foram satisfatórios e condizentes com a literatura (ARUN *et al.*, 2010; SHAH *et al.*, 2012; JITHISH; KUMAR, 2015; TUKIMAN *et al.*, 2017).
- Os modelos de turbulência $k-\varepsilon$ padrão, $k-\omega$ SST e RSM podem ser utilizados na modelagem 2D para a predição da queda de pressão em placas de orifício, porém, há diferenças quanto ao perfil de velocidade desenvolvido no tubo e quanto ao comprimento das zonas de recirculação de fluido para cada modelo citado, necessitando estudos complementares desses aspectos.
- A obtenção de um perfil de velocidade axial para o diâmetro do tubo modelado e utilização deste perfil como condição de entrada nas simulações do escoamento através de placas de orifício garante que o fluido chegue à placa com a velocidade plenamente desenvolvida, produzindo melhores resultados em comparação com a utilização da vazão mássica na entrada.

- A simulação numérica do escoamento monofásico de água com número de Reynolds entre 5.800 e 60.000, adotando o modelo de turbulência $k-\varepsilon$ padrão, pode ser utilizada de forma satisfatória para a predição da queda de pressão em placas de orifício e para a estimativa do coeficiente de descarga de tais placas, obtendo valores com desvio médio de 5% em relação à metodologia da norma ASME MFC 14M (METERS, 2003) e de 0,84% em relação aos dados experimentais, mostrando que a metodologia em CFD é mais precisa do que a metodologia da referida norma.
- A simulação numérica do escoamento monofásico de óleo mineral com baixo número de Reynolds (entre 175 e 3.700) adotando o modelo de turbulência Spalart-Allmaras pode ser utilizada de forma satisfatória para a predição da queda de pressão em placas de orifício e estimativa do coeficiente de descarga de tais placas, com valores apresentando desvio médio de 2% em relação à metodologia do trabalho de Miller (1996) e de 1% em relação aos dados experimentais, mostrando que a metodologia em CFD é mais precisa do que a metodologia do referido trabalho.
- A adoção do número de Courant ≤ 10 para as simulações bifásicas gerou dispersão na fase gasosa, influenciando os resultados da fração volumétrica. A adoção do número de Courant $\leq 1,0$, aliado às pequenas dimensões da placa de orifício, provocaram alto custo computacional e baixo rendimento de processamento por dia, chegando a 0,06 segundos de escoamento processado por dia, para a simulação do caso 3, padrão de escoamento anular.
- A modelagem bifásica em 2,5D utilizando 40 diâmetros de tubo à montante da placa não foi suficiente para permitir que o escoamento desenvolvesse nenhum dos padrões previstos nos dados experimentais.
- A modelagem 2,5D com o método VOF apresentou resultado satisfatório para a simulação do padrão bolhas alongadas utilizando 5 metros de tubo à montante da placa de orifício. A simulação apresentou desvio de 0,91% para a queda de pressão média do escoamento, em comparação com os dados experimentais.
- A modelagem 2,5D com o método VOF e modelo de tensão superficial CSF apresentou cerca de 50% de diferença para a queda de pressão entre os dados numéricos e os dados experimentais para os casos previstos como *slug* e anular, também não sendo capaz de reproduzir tais padrões. Tal metodologia demonstrou baixa eficiência para reproduzir escoamentos com velocidades superficiais elevadas, através de placas de orifício.
- A análise de espectro de frequências por PSD apresentou, para o caso 1, uma ligeira diferença entre o sinal dos dados experimentais, que apresentou

três frequências dominantes, e o sinal da simulação numérica, que apresentou somente um. Os casos 2 e 3 apresentaram grande diferença de espectro de frequências, assim como na queda de pressão.

6.2 SUGESTÕES

Além das conclusões obtidas das análises realizadas, também foi possível levantar alguns tópicos como sugestão para trabalhos futuros listados abaixo:

- Realização um estudo experimental para obter os perfis de velocidade do fluido ao longo do tubo e em pontos próximos à placa de orifício, no intuito de comparar tais perfis com as previsões dos modelos de turbulência analisados no presente estudo.
- Realização um estudo comparativo entre modelos de turbulência nos escoamentos através de placas de orifício, investigando a influência dos mesmos na obtenção dos perfis de velocidade e nas características das zonas de recirculação de fluido, comparando-os com dados experimentais.
- Avaliar a utilização de outros modelos de malha simplificada como a 3D simétrica, a qual modela apenas metade do tubo, para os escoamentos bifásicos através de placas de orifício.
- Estudar métodos de discretização espacial, geração e solução de malha computacional, investigando a influência da malha na região da placa de orifício, para utilização nas simulações de escoamentos bifásicos, buscando reduzir o custo computacional das simulações.
- Estudar a utilização de um modelo híbrido, tipo *Multifluid-VOF*, ou o desenvolvimento de um novo modelo para a simulação de escoamentos bifásicos através de placas de orifício.

REFERÊNCIAS

- AKHLAGHI, M.; MOHAMMADI, V.; NOURI, N. M.; TAHERKHANI, M.; KARIMI, M. Multi-fluid vof model assessment to simulate the horizontal air–water intermittent flow. *Chemical Engineering Research and Design*, Elsevier, v. 152, p. 48–59, 2019.
- ANSYS, I. *ANSYS Fluent Theory Guide (release 15.0)*. [S.l.]: Ansys Canonsburg, PA, 2013.
- ARUN, N.; MALAVARAYAN, S.; KAUSHIK, M. Cfd analysis on discharge co-efficient during non-newtonian flows through orifice meter. *Int. J. Eng. Sci. Technol*, v. 2, n. 7, p. 3151–3164, 2010.
- BARBOSA FILHO, F. E. V. *Estudo do escoamento bifásico padrão golfada de líquido na transição vertical ascendente - horizontal utilizando um modelo slug-tracking*. Dissertação (Mestrado em Engenharia Mecânica) — Universidade Estadual de Campinas, Campinas, SP, 2010.
- BARTON, N.; READER-HARRIS, M.; GIBSON, J. Paper 6.3 overview of cfd modelling of orifice plate flowmeters. 2004.
- BECKER, S. L. *Estudo dos efeitos das propriedades físicas do líquido sobre a dinâmica do escoamento bifásico em duto horizontal*. Dissertação (Mestrado em Engenharia Química) — Universidade Regional de Blumenau, Blumenau, SC, 2020.
- BRACKBILL, J. U.; KOTHE, D. B.; ZEMACH, C. A continuum method for modeling surface tension. *Journal of computational physics*, Elsevier, v. 100, n. 2, p. 335–354, 1992.
- BRENNEN, C. E. *Fundamentals of multiphase flow*. Cambridge university press, 2005.
- CELIK, I. B.; GHIA, U.; ROACHE, P. J.; FREITAS, C. J. Procedure for estimation and reporting of uncertainty due to discretization in cfd applications. *Journal of fluids Engineering-Transactions of the ASME*, ASME-AMER SOC MECHANICAL ENG THREE PARK AVE, NEW YORK, NY 10016-5990 USA, v. 130, n. 7, 2008.
- DARWISH, M.; MOUKALLED, F. Convective schemes for capturing interfaces of free-surface flows on unstructured grids. *Numerical heat transfer, part B: Fundamentals*, Taylor & Francis, v. 49, n. 1, p. 19–42, 2006.
- EIAMSA-ARD, S.; RIDLUAN, A.; SOMRAVYSIN, P.; PROMVONGE, P.; CHOK, N. Numerical investigation of turbulent flow through a circular orifice. *KMITL Sci. J*, Citeseer, v. 8, n. 1, p. 44–50, 2008.
- ERDAL, A.; ANDERSSON, H. Numerical aspects of flow computation through orifices. *Flow Measurement and Instrumentation*, Elsevier, v. 8, n. 1, p. 27–37, 1997.
- 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*, Elsevier, v. 5, n. 1, p. 31–42, 1994.

- GATSKI, T. B. Turbulent flows: model equations and solution methodology. In: *Handbook of Computational Fluid Mechanics*. [S.l.]: Elsevier, 1996. p. 339–415.
- GIBSON, M.; LAUNDER, B. Ground effects on pressure fluctuations in the atmospheric boundary layer. *Journal of Fluid Mechanics*, Cambridge University Press, v. 86, n. 3, p. 491–511, 1978.
- HE, D.; BAI, B. A new correlation for wet gas flow rate measurement with venturi meter based on two-phase mass flow coefficient. *Measurement*, Elsevier, v. 58, p. 61–67, 2014.
- HIRT, C. W.; NICHOLS, B. D. Volume of fluid (vof) method for the dynamics of free boundaries. *Journal of computational physics*, Elsevier, v. 39, n. 1, p. 201–225, 1981.
- IDEALSIMULATIONS. *Courant number in CFD simulations*. 2020. Acesso em: 20 fev. 2020. Disponível em: <<https://www.idealsimulations.com/resources/courant-number-cfd/>>.
- IMADA, F. H. J. *Estudo da estrutura multidimensional de escoamentos multifásicos em dispositivos de medição de pressão diferencial*. Dissertação (Mestrado em Engenharia Mecânica) — Escola Politécnica da Universidade de São Paulo, São Paulo, SP, 2014.
- ISO, E. 5167: 2003—measurement of fluid flow by means of pressure differential devices inserted in circular-cross section conduits running full. *International Organization for Standardization: Geneva, Switzerland*, 2003.
- JAEGER, J. *Comparação experimental e numérica do escoamento com slugs em um sistema de dutos verticais e horizontais*. Dissertação (Mestrado em Engenharia Química) — Universidade Regional de Blumenau, Blumenau, SC, 2016.
- JAEGER, J.; SANTOS, C.; ROSA, L.; MEIER, H.; NORILER, D. Experimental and numerical evaluation of slugs in a vertical air–water flow. *International Journal of Multiphase Flow*, Elsevier, v. 101, p. 152–166, 2018.
- JITHISH, K.; KUMAR, P. A. Analysis of turbulent flow through an orifice meter using experimental and computational fluid dynamics simulation approach—a case study. *International Journal of Mechanical Engineering Education*, SAGE Publications Sage UK: London, England, v. 43, n. 4, p. 233–246, 2015.
- KATO, M.; LAUNDER, B. The modelling of turbulent flow around stationary and vibrating square cylinders. *Turbulent Shear Flow*, v. 1, p. 10–4, 1993.
- KUMAR, P.; BING, M. W. M. A cfd study of low pressure wet gas metering using slotted orifice meters. *Flow Measurement and Instrumentation*, Elsevier, v. 22, n. 1, p. 33–42, 2011.
- LAUNDER, B.; SPALDING, D. The numerical computation of turbulent flows. *Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering*, Elsevier, v. 3, n. 2, p. 269–289, 1974.
- LIMA, L. E. M. *Análise do modelo de mistura aplicado em escoamentos isotérmicos gás-líquido*. Tese (Doutorado em Engenharia Mecânica) — Universidade Estadual de Campinas, Campinas, SP, 2011.

- LU, G.-y.; WANG, J.; JIA, Z.-h. Experimental and numerical investigations on horizontal oil-gas flow. *Journal of Hydrodynamics*, Springer, v. 19, n. 6, p. 683–689, 2007.
- MENTER, F.; LECHNER, R.; MATYUSHENKO, A. Best practice: generalized $k-\omega$ two-equation turbulence model in ansys cfd (geko). *Technical Report, ANSYS*, p. 27, 2019.
- MENTER, F. R. Two-equation eddy-viscosity turbulence models for engineering applications. *AIAA journal*, v. 32, n. 8, p. 1598–1605, 1994.
- METERS, A. S. C. for the Measurement of F. F. U. S. B. P. O. *Measurement of Fluid Flow Using Small Bore Precision Orifice Meters - ASME MFC-14M-2003*. [S.l.]: American Society of Mechanical Engineers, 2003.
- MILLER, R. *Flow measurement engineering handbook*. [S.l.]: McGraw-Hill, 1996.
- MOHMMED, A. O.; AL-KAYIEM, H. H.; OSMAN, A.; SABIR, O. One-way coupled fluid–structure interaction of gas–liquid slug flow in a horizontal pipe: Experiments and simulations. *Journal of Fluids and Structures*, Elsevier, v. 97, p. 103083, 2020.
- MOHMMED, A. O.; AL-KAYIEM, H. H. *et al.* Investigations on the slug two-phase flow in horizontal pipes: Past, presents, and future directives. *Chemical Engineering Science*, Elsevier, p. 116611, 2021.
- NEUTRIUM. *Cavitation in restriction orifices and valves*. 2012. Acesso em: 21 jan. 2020. Disponível em: <<https://neutrium.net/fluid-flow/cavitation-in-restriction-orifices-and-valves/>>.
- OJEDA, L. F. C. *Experimental study of horizontal gas-liquid fluid flow through orifice plates*. Dissertação (Mestrado em Engenharia Mecânica) — Universidade Estadual de Campinas, Campinas, SP, 2019.
- OLIVEIRA, N.; VIEIRA, L. G. M.; DAMASCENO, J. J. R. Numerical methodology for orifice meter calibration. In: TRANS TECH PUBL. *Materials Science Forum*. [S.l.], 2010. v. 660, p. 531–536.
- PALADINO, E. E. *Estudo do escoamento multifásico em medidores de vazão do tipo pressão diferencial*. Tese (Doutorado em Engenharia Mecânica) — Universidade Federal de Santa Catarina, Florianópolis, SC, 2005.
- PAREKH, J.; RZEHAK, R. Euler–euler multiphase cfd-simulation with full reynolds stress model and anisotropic bubble-induced turbulence. *International Journal of Multiphase Flow*, Elsevier, v. 99, p. 231–245, 2018.
- PARSI, M.; AGRAWAL, M.; SRINIVASAN, V.; VIEIRA, R. E.; TORRES, C. F.; MCLAURY, B. S.; SHIRAZI, S. A.; SCHLEICHER, E.; HAMPEL, U. Assessment of a hybrid cfd model for simulation of complex vertical upward gas–liquid churn flow. *Chemical Engineering Research and Design*, Elsevier, v. 105, p. 71–84, 2016.
- PARVAREH, A.; RAHIMI, M.; ALIZADEHDAKHEL, A.; ALSAIRAFI, A. Cfd and ert investigations on two-phase flow regimes in vertical and horizontal tubes. *International communications in heat and mass transfer*, Elsevier, v. 37, n. 3, p. 304–311, 2010.

- PRADO, M. V. *Modelagem e simulação da produção de negro de fumo em reatores FSP*. Dissertação (Mestrado em Engenharia Química) — Universidade Estadual de Campinas, Campinas, SP, 2019.
- RATKOVICH, N.; MAJUMDER, S.; BENTZEN, T. R. 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*, Elsevier, v. 91, n. 6, p. 988–998, 2013.
- READER-HARRIS, M. *Orifice plates and Venturi tubes*. [S.l.]: Springer, 2015.
- RIDER, W. J.; KOTHE, D. B. Reconstructing volume tracking. *Journal of computational physics*, Elsevier, v. 141, n. 2, p. 112–152, 1998.
- ROACHE, P. Perspective: A method for uniform reporting of grid refinement studies. *Journal of Fluids Engineering*, v. 116, n. 3, 1994.
- ROUL, M. K.; DASH, S. K. Single-phase and two-phase flow through thin and thick orifices in horizontal pipes. *Journal of Fluids Engineering*, American Society of Mechanical Engineers, v. 134, n. 9, p. 091301, 2012.
- 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*, Elsevier, v. 71, p. 300–309, 2012.
- SHOHAM, O. *Mechanistic modeling of gas-liquid two-phase flow in pipes*. Society of Petroleum Engineers Richardson, TX, 2006.
- SPALART, P.; ALLMARAS, S. A one-equation turbulence model for aerodynamic flows. In: *30th aerospace sciences meeting and exhibit*. [S.l.: s.n.], 1992. p. 439.
- SPEZIALE, C. G.; SARKAR, S.; GATSKI, T. B. Modelling the pressure–strain correlation of turbulence: an invariant dynamical systems approach. *Journal of fluid mechanics*, Cambridge University Press, v. 227, p. 245–272, 1991.
- TAITEL, Y.; DUKLER, A. E. A model for predicting flow regime transitions in horizontal and near horizontal gas-liquid flow. *AIChE journal*, Wiley Online Library, v. 22, n. 1, p. 47–55, 1976.
- TUKIMAN, M.; GHAZALI, M.; SADIKIN, A.; NASIR, N.; NORDIN, N.; SAPIT, A.; RAZALI, M. Cfd simulation of flow through an orifice plate. In: IOP PUBLISHING. *IOP Conference Series: Materials Science and Engineering*. [S.l.], 2017. v. 243, n. 1, p. 012036.
- VACHAPARAMBIL, K. J.; EINARSRUD, K. E. Comparison of surface tension models for the volume of fluid method. *Processes*, Multidisciplinary Digital Publishing Institute, v. 7, n. 8, p. 542, 2019.
- VENTURI, D. N. *Análise Numérica e Experimental da Fluidodinâmica em Feixe de Tubos com Abordagem de Volume de Fluido (VOF)*. Dissertação (Mestrado em Engenharia Química) — Universidade Regional de Blumenau, Blumenau, SC, 2015.
- VERSTEEG, H. K.; MALALASEKERA, W. *An introduction to computational fluid dynamics: the finite volume method*. [S.l.]: Pearson education, 2007.

XU, Y.; GAO, L.; ZHAO, Y.; WANG, H. Wet gas overreading characteristics of a long-throat venturi at high pressure based on cfd. *Flow Measurement and Instrumentation*, Elsevier, v. 40, p. 247–255, 2014.

YEOH, G. H.; TU, J. *Computational Techniques for Multiphase Flows*. [S.l.]: Elsevier, 2009.

YOUNGS, D. L. Time-dependent multi-material flow with large fluid distortion. *Numerical methods for fluid dynamics*, Academic Press, 1982.

ANEXO A – CÓDIGO EM OCTAVE PARA CÁLCULO DO ÍNDICE DE CONVERGÊNCIA DE MALHA (GCI)

```

%-- Programa para o Calculo do GCI para uma Variavel Global
clear all; close all;

%-- Definicao do Numero de Dimensoes do Problema
Dn=menu('What kind of mesh are you analysing?', '1-D', '2-D', '3-D');

%-- Especificacao do Numero de Elementos das Malhas
N1= ; % Malha Refinada
N2= ; % Malha Intermediaria
N3= ; % Malha Esparsa

%-- Calculo dos Fatores de Refinamento das Malhas
r21=(N1/N2)^(1/Dn);
r32=(N2/N3)^(1/Dn);

%-- Especificacao dos Valores da Variavel Global
VariableName="Variable Name (unit)";
f1= ; % Malha Refinada
f2= ; % Malha Intermediaria
f3= ; % Malha Esparsa

e32=f3-f2;
e21=f2-f1;

%-- Calculo da Ordem Aparente do Erro
function y=funp(x,r32,r21,e32,e21)
s=1*sign(e32/e21);
q=log(((r21^x)-s)/((r32^x)-s));
y=(abs(log(abs(e32/e21))+q)/(log(r21)))-x;
endfunction

p=fzero(@(x) funp(x,r32,r21,e32,e21), 15);

%-- Calculo dos Erros Relativos Aproximados
E_a21=abs((f1-f2)/f1);
E_a32=abs((f2-f3)/f2);

```

```

%-- Calculo dos Valores Extrapolados das Variaveis
f_ext21=((r21^p)*f1-f2)/((r21^p)-1);
f_ext32=((r32^p)*f2-f3)/((r32^p)-1);

%-- Calculo dos Erros Relativos Aproximados
E_ext21=abs((f_ext21-f1)/f_ext21);
E_ext32=abs((f_ext32-f2)/f_ext32);

%-- Calculo dos Indices de Convergencia de Malha
GCI1=(1.25*E_a21/((r21^p)-1))*100;
GCI2=(GCI1*r21^p);

%-- Grafico
invN=[0 1/N1 1/N2 1/N3]; % Inverso do Numero de Elementos das Malhas
Var=[f_ext21 f1 f2 f3]; % Valores da Variavel
invNint=[0:1/(50*N1):1/N3];

spline = interp1(invN,Var,invNint,"cubic");
xmax=(1/N3)+0.05*(1/N3);
plot(invN,Var,".b;;","markersize",12,...
      invNint,spline,"--r;;","LineWidth",3,...
      [-1e-10,1.07*xmax],[Var(1),Var(1)],"--k","linewidth",1)
ylabel(VariableName);
xlabel("1/N");
xlim([-1e-10,1.07*xmax]);
grid on
text(invN(1),Var(1),['Extrapolated';' ',' ']);
text(invN(2),Var(2),['Refined';' ',' ']);
text(invN(3),Var(3),['Medium';' ',' ']);
text(invN(4),Var(4),['Coarse';' ',' ']);
text(((invN(3)+7*invN(4))/8),Var(1),['asymptote';' ',' ']);
%--

```

ANEXO B – CÓDIGO EM OCTAVE PARA CÁLCULO DA FUNÇÃO DE DENSIDADE DO ESPECTRO DE ENERGIA (PSD)

```

%-- Programa para o Calculo de PSD
close all; clear all;

%-- Leitura do Arquivo com os Dados que serao Analisados
data = load("dados.out");

%-- Identificacao dos Dados
time = data(:,2) - data(1,2); % identificacao da coluna com os dados de tempo
signal = data(:,3); % identificacao da coluna com os dados do sinal
VariableName = "Pressure (Pa)"; % identificacao do tipo de sinal analisado

%-- Calculo da PSD
Fs=round(length(time)/time(end)); % Frequencia da amostra
T=1/Fs; % Periodo da amostra
L=length(time); % Comprimento do sinal
Y = fft(signal); % Transformada de Fourier do sinal
F2 = abs(Y/L);
F1 = F2(1:L/4+1);
F1(2:end-1) = 2*F1(2:end-1)/10;
f = Fs*(0:(L/4))/L;

%-- Grafico
subplot(1,2,1) % Cria dois graficos na mesma figura
plot(time,signal,"-r;","linewidth",1) % Grafico do sinal analisado
xlabel('Time (s)')
ylabel(VariableName)
subplot(1,2,2)
semilogx(f,F1,"-r;","linewidth",1) % Grafico da PSD com eixo x logaritmico
xlabel('f (Hz)')
ylabel('|P1(f)|')
axis([0 max(f) 0 1]) % Definicao dos limites dos eixos
%--

```