

Elias Antonio Gomes Coelho Marochio

Experimentos numéricos de um *loop* de gás úmido para estimativa da sobreleitura em placas de orifício: avaliação dos parâmetros governantes

Vitória, ES

2016

Elias Antonio Gomes Coelho Marochio

**Experimentos numéricos de um *loop* de gás úmido para
estimativa da sobreleitura em placas de orifício: avaliação
dos parâmetros governantes**

Dissertação de Mestrado apresentada ao Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica da Universidade Federal do Espírito Santo, como requisito parcial para obtenção do grau de Mestre em Engenharia Mecânica.

Universidade Federal do Espírito Santo – UFES

Centro Tecnológico

Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica

Orientador: Prof. Dr. Márcio Ferreira Martins

Vitória, ES

2016

Elias Antonio Gomes Coelho Marochio

Experimentos numéricos de um *loop* de gás úmido para estimativa da sobreleitura em placas de orifício: avaliação dos parâmetros governantes/ Elias Antonio Gomes Coelho Marochio. – Vitória, ES, 2016-

83 p. : il. (algumas color.) ; 30 cm.

Orientador: Prof. Dr. Márcio Ferreira Martins

Dissertação de Mestrado – Universidade Federal do Espírito Santo – UFES
Centro Tecnológico

Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica, 2016.

1. *Overreading*. 2. Wet gas. I. Marochio, Elias Antonio Gomes Coelho. II. Universidade Federal do Espírito Santo. IV. Experimentos numéricos de um *loop* de gás úmido para estimativa da sobreleitura em placas de orifício: avaliação dos parâmetros governantes

Elias Antonio Gomes Coelho Marochio

Experimentos numéricos de um *loop* de gás úmido para estimativa da sobreleitura em placas de orifício: avaliação dos parâmetros governantes

Dissertação de Mestrado apresentada ao Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica da Universidade Federal do Espírito Santo, como requisito parcial para obtenção do grau de Mestre em Engenharia Mecânica.

Trabalho aprovado. Vitória, ES, 16 de dezembro de 2016:

Prof. Dr. Márcio Ferreira Martins
Orientador

Prof. Dr. Rogério Motta
Presidente

Prof. Dr. Harerton Oliveira Dourado
Avaliador Externo

Prof. Dr. Rogério Ramos
Avaliador Interno

Vitória, ES
2016

Dedico esse trabalho a todos meus amigos e familiares que sempre estiveram comigo e torceram por mim.

Agradecimentos

Gostaria de agradecer a todos que contribuíram para a realização deste trabalho. Principalmente aos meus pais, pelo apoio; à minha namorada, pela paciência; ao meu orientador, professor Márcio, por todos os conselhos e ajuda fundamental para minha formação acadêmica e realização deste trabalho; ao professor Rogério Ramos, pela atenção e apoio prestado sempre que solicitado; e aos amigos da UFES e LFTC, que acompanharam toda essa jornada.

*I am a great believer in luck,
and I find the harder I work,
the more I have of it.
(Thomas Jefferson)*

Resumo

Sistemas de medição de vazão por meio de medidores por pressão diferencial são soluções industriais muito utilizadas, sendo a placa de orifício um elemento consolidado e ainda hoje amplamente empregado. A precisão desses sistemas é requisito fundamental devido a exigências cada vez maiores de órgãos regulamentadores e à necessidade de reduzir custos de produção. Em escoamentos monofásicos, os parâmetros relativos a medição de vazão são bem definidos. Entretanto, para escoamentos de gás úmido, as condições do escoamento são alteradas devido à presença da fase líquida no escoamento de gás, causando uma sobreleitura (*overreading*) na medição de gás. Este trabalho propõe uma avaliação das correlações empíricas para a correção da vazão de gás e uma análise dos parâmetros de influência utilizando a mecânica dos fluidos computacional ou *Computational Fluid Dynamics* (CFD). Procedeu-se à avaliação de quatro correlações utilizando os dados experimentais de Murdock (1962), e em seguida comparadas entre si, sendo que a correlação de James (1965) apresentou maior precisão para o escoamento de vapor-água, e a correlação de Murdock (1962) para o escoamento de ar-água e gás natural-água; além disso, recorreu-se a uma avaliação das condições operacionais dessas correlações. Procedeu-se à análise via CFD para avaliar a influência de parâmetros negligenciados pelas correlações empíricas, observando que a razão entre diâmetros (β), número de Froude do líquido e a pressão de operação influenciam na sobreleitura.

Palavras-chaves: placa de orifício, gás úmido, CFD, sobreleitura.

Abstract

Flow measurement systems for differential pressure are widely industrial solutions, with the orifice plate being the oldest element but still widely used. The accuracy of these systems is a fundamental requirement due to increasing demands of standards, regulations and the requirement to reduce production costs. In single-phase flow, the parameters for flow measurement are well-defined. However, in wet gas flow, the conditions are changed due to the presence of a liquid phase in the gas flow, causing an overreading in the gas measurement. This paper proposes an evaluation of empirical correlations for gas flow correction, and an analysis of the influence parameters using the Computational Fluid Dynamics (CFD). The evaluation of four correlations was performed using the experimental data from Murdock (1962), and then compared with each other. The James (1965) correlation showed higher accuracy for the steam-water flow, and the Murdock (1962) correlation for air-water and natural gas-water, besides an evaluation of the operating conditions of these correlations was performed. Furthermore, this paper also compared the influence parameters via the CFD to neglected by empirical correlations, being observed that the parameters β , F_{rl} and the operating pressure influence overreading.

Keywords: orifice plate, wet gas, CFD, overreading.

Lista de ilustrações

Figura 1 – Escoamento de gás úmido. Lawrence (2008)	23
Figura 2 – Classificação do padrão de escoamento vertical gás-líquido. Adaptado de Yeoh e Tu (2010).	29
Figura 3 – Classificação do padrão de escoamento de gás úmido. Adaptado de Steven e Hall (2009).	29
Figura 4 – Classificação do escoamento gás-líquido. Paladino (2005)	39
Figura 5 – Fluxograma representando o algoritmo SIMPLE.	46
Figura 6 – Desvio do vetor que liga os centros dos volumes e o vetor normal à face.	52
Figura 7 – Transição no tamanho de volumes adjacentes na malha.	52
Figura 8 – Ortogonalidade entre os vetores normal à face e o que conecta os centros dos volumes.	53
Figura 9 – Vista isométrica do domínio computacional.	56
Figura 10 – Vista bidimensional, com corte, do domínio computacional.	57
Figura 11 – Teste de convergência de malha, número de nós x raiz quadrada da perda de carga (lb/pol^2).	58
Figura 12 – Malha utilizada. Corte de seção transversal	59
Figura 13 – Malha utilizada. Corte de seção transversal, aproximando a parte superior da estrição.	59
Figura 14 – Validação da perda de carga na placa de orifício para escoamentos monofásicos. ΔP em lb/pol^2 e vazão mássica em m^3/s	61
Figura 15 – Validação do escoamento bifásico. ΔP em lb/pol^2 e vazão mássica em m^3/s	62
Figura 16 – Lockhart–Martinelli x sobreleitura. Correção dos dados experimentais de Murdock (1962).	64
Figura 17 – Lockhart–Martinelli x sobreleitura. Desvio das correlações empíricas testadas.	65
Figura 18 – Avaliação da razão entre diâmetros na sobreleitura do escoamento de gás úmido.	66
Figura 19 – Avaliação do número de Froude do líquido na sobreleitura do escoamento de gás úmido.	67
Figura 20 – Avaliação do coeficiente "n" de Chisholm	69

Lista de tabelas

Tabela 1 – Correlações empíricas	37
Tabela 2 – Resumo das condições de contorno e operacionais do modelo numérico.	51
Tabela 3 – Parâmetros da malha.	54
Tabela 4 – Esquemas de discretização espacial.	55
Tabela 5 – Parâmetros de convergência para o escoamento multifásico.	55
Tabela 6 – Dimensões do domínio computacional para validação.	57
Tabela 7 – Estudo de convergência de malha	58
Tabela 8 – Informações da malha utilizada.	60
Tabela 9 – Resumo da estratégia numérica.	62
Tabela 10 – Validação do escoamento monofásico de vapor.	80
Tabela 11 – Validação do escoamento monofásico de ar.	80
Tabela 12 – Validação do escoamento monofásico de água.	80
Tabela 13 – Validação do escoamento bifásico.	81
Tabela 14 – Ajuste de "n", dados do Naval Boiler and Turbine Laboratory Tests. . .	82
Tabela 15 – Ajuste de "n", dados do Osborne Laboratory Atmospheric Tests. . . .	82
Tabela 16 – Ajuste de "n", dados do Osborne Field Pressure Tests.	83

Lista de símbolos

Nomenclatura

A	Área da seção transversal do tubo
$\vec{A}$	vetor área superficial
C	Coefficiente do fator de correção
C_d	Coefficiente de descarga
D_H	Diâmetro hidráulico
DR	Razão de massas específicas (density ratio)
ΔP	Diferencial de pressão
f	Coefficiente de arrasto
FC	Fator de correção
Fr	Número de Froude
g	Aceleração da gravidade
GVF	Fração volumétrica de gás
I	Intensidade turbulenta
k	Energia cinética turbulenta
K	Coefficiente de troca de <i>momentum</i>
L	Trecho reto
$L_{t,q}$	Comprimento característico do redemoinhos
Ke	Escorregamento entre as fases
N_{faces}	Número de faces que fazem fronteira com a célula
$\dot{m}$	Vazão mássica
n	Coefficiente empírico
OR	<i>Overreading</i>

$\dot{Q}$	Vazão volumétrica
X_{LM}	Parâmetro de Lockhart–Martinelli
x	Fator de qualidade do vapor
$\vec{R}_{gl}$	Termo de interação entre as fases
Re	Número de Reynolds
u'	Flutuações turbulentas
$\bar{u}$	Velocidade média
U_s	Velocidade superficial
V	Volume
Y	Fator de expansão

Letras gregas

α	Fração volumétrica de líquido
β	Razão de diâmetros
δ_{ij}	Delta de Kronecker
ϵ	Dissipação da energia cinética turbulenta
ϕ	Propriedade genérica
ρ	Massa específica
$\bar{\tau}$	Tensor de tensões
ν	Viscosidade cinemática
$\mu_{t,q}$	Viscosidade turbulenta
Γ_ϕ	Coeficiente de difusão de ϕ
χ	Coeficiente de sensibilidade normalizado

Subscritos

f	Face
g	Fase gasosa
gu	Gás úmido

jus	À jusante
l	Fase líquida
mont	À montante
p	Fase secundária
q	Fase contínua

Lista de abreviaturas e siglas

ANP	Agência Nacional do Petróleo, Gás Natural e Biocombustíveis
<i>API</i>	American Petroleum Institute
CEESI	<i>Colorado Experiment Engineering Station Inc.</i>
<i>CFD</i>	Computational Fluid Dynamics
DNS	<i>Direct numerical simulation</i>
NEL	<i>National Engineering Laboratory</i>
<i>ISO</i>	International Organization for Standardization
Inmetro	Instituto Nacional de Metrologia, Normalização e Qualidade Industrial
P&D	Pesquisa e Desenvolvimento
RNG	<i>Renormalization Group</i>
SIMPLE	<i>Semi-Implicit Method for Pressure-Linked Equations</i>
QUICK	<i>Quadratic Upstream Interpolation for Convective Kinematics</i>

Sumário

1	INTRODUÇÃO	17
1.1	Dinâmica dos fluidos computacional (CFD)	18
1.2	Motivação	20
1.3	Objetivos	20
1.3.1	Objetivo geral	20
1.3.2	Objetivos específicos	20
2	REFERENCIAL TEÓRICO	22
2.1	Medição de vazão gás úmido por meio de placa de orifício	22
2.2	Grupos Adimensionais	25
2.2.1	Velocidade superficial	25
2.2.2	Número de Froude	26
2.2.3	Parâmetro de Lockhart-Martinelli (X_{LM})	26
2.2.4	Razão entre as massas específicas	27
2.2.5	Número de Reynolds	27
2.3	Fatores que influenciam a medição de vazão	28
2.3.1	Padrões de escoamento	28
3	ESTADO DA ARTE	31
3.1	Medição de vazão de gás úmido por meio de medidores deprimogênicos	32
3.2	Correlações para correção na sobreleitura	34
4	MODELAGEM MATEMÁTICA	38
4.1	Modelagem numérica do escoamento bifásico gás-líquido	38
4.1.1	Modelo euleriano-euleriano	40
4.2	Modelo <i>eulerian</i>	40
4.3	Equações de conservação	41
4.4	Método dos volumes finitos	43
4.4.1	Discretização do domínio	43
4.4.2	Esquemas de discretização espacial	44
4.4.3	Cálculo do gradiente	44
4.4.4	Acoplamento pressão-velocidade	45
4.5	Modelo de turbulência	47
4.5.1	Modelo de turbulência $k - \epsilon$ RNG	48
4.5.2	Tratamento de turbulência na fase contínua	49
4.5.3	Tratamento de turbulência na fase dispersa	50

4.6	Condições de contorno	50
4.6.1	Parâmetros de turbulência	50
4.7	Malha numérica	51
5	RESULTADOS E DISCUSSÕES	54
5.1	Estratégia numérica	54
5.2	Convergência da malha	56
5.3	Modelo monofásico	60
5.4	Validação do escoamento multifásico	60
5.5	Análise de sensibilidade no equacionamento analítico da medição de vazão	63
5.6	Correlações empíricas	64
5.7	Parâmetros de influência na sobreleitura	66
5.8	Ajuste do coeficiente "n" de Chisholm	67
6	CONCLUSÃO	70
6.1	Sugestão para trabalhos futuros	71
	REFERÊNCIAS	72
	APÊNDICES	79
	APÊNDICE A – VALIDAÇÃO MONOFÁSICA	80
	APÊNDICE B – VALIDAÇÃO DO ESCOAMENTO DE GÁS ÚMIDO	81
	APÊNDICE C – AJUSTE DO EXPOENTE DE CHILSHOLM	82

1 Introdução

O escoamento multifásico tem se tornado cada vez mais importante em uma grande variedade de aplicações na engenharia, tanto no âmbito industrial como na pesquisa e desenvolvimento (P&D), por ser encontrado em uma ampla gama de fenômenos físicos que requerem melhores entendimentos. Esse tipo de escoamento ocorre em inúmeras aplicações práticas, dentre as quais: propulsores bifásicos na indústria de energia, trocadores de calor de contato direto, controle de poluentes atmosféricos, lubrificadores bifásicos, erosão do solo e transporte pelo vento. Além disso, na indústria petrolífera é muito comum a ocorrência do escoamentos multifásicos.

A partir da importância desse tipo de escoamento, surge a necessidade de definir o que é o escoamento multifásico; todavia, existem diversas definições presentes na literatura, dificultando uma padronização. Segundo Paladino (2005), escoamento multifásico pode ser definido como uma região do espaço onde coexistem dois ou mais fluidos imiscíveis separados por uma interface. Para Brennen (2005), escoamento multifásico é usado para se referir a qualquer fluxo de fluido que consiste em mais do que uma fase ou componente, acima do nível molecular. Crowe et al. (1997) consideram que significa o escoamento de mais de uma fase (sólido, líquido ou gasoso), assim como para Faghri e Zhang (2006c). O número de diferentes definições advém da maior complexidade e maior número de fenômenos associados a esse tipo de escoamento, se comparado ao escoamento monofásico, surgindo a necessidade de dividi-lo em classes, com o intuito de compreender melhor as características do escoamento.

Uma importante vertente do escoamento multifásico é o denominado escoamento de gás úmido, que pode ser entendido como um escoamento predominantemente gasoso escoando simultaneamente a uma ou mais fases líquidas secundárias. Esse tipo de escoamento vem ganhando muita importância no contexto do processo de produção de gás natural, em que frequentemente o gás não está completamente seco. No processo de produção de gás natural, pode haver a presença de líquido no escoamento ou condensação de hidrocarbonetos voláteis devido a variações abruptas de condições termodinâmicas.

Dentro da cadeia produtiva na indústria de petróleo e gás, é importante reconhecer que questões estratégicas envolvem a medição de vazão, por exemplo sistemas de detecção de vazamentos, gerenciamento de reservatórios, transferência de proprietário do produto transportado e fiscalização. Concomitantemente aos interesses das empresas em melhorar continuamente seus sistemas de medição devido à grande quantidade de recursos financeiros envolvida, o tempo de resposta de sistemas de detecção de vazamentos depende diretamente da precisão na medição de vazão, sendo a quantidade vazada proporcional a esse tempo

de resposta (PALADINO, 2005). Além disso, os órgãos de controle estão cada vez mais rigorosos em suas regulamentações, as exigências em medição fiscal podem chegar em alguns casos a 1% (BOYER; LEMONNIER, 1996). No Brasil a Agência Nacional do Petróleo (ANP) e o Instituto Nacional de Metrologia, Normalização e Qualidade Industrial (Inmetro) seguem a mesma tendência, exigindo erro máximo admissível de 0,3% para os sistemas de medição de vazão de petróleo e incerteza de medição menor ou igual a 1,5% para os sistemas de gás natural (ANP, 2013). Essa necessidade de constante aprimoramento e a importância da medição de vazão fazem com que haja um esforço mundial, para que se desenvolvam tecnologias capazes de mensurar a vazão mássica com maior precisão em escoamento de gás úmido.

Embora existam medidores de vazão multifásicos, a complexidade e o alto custo dessa classe de medidores inviabilizam sua utilização em muitas aplicações práticas, Ismail et al. (2005) apresentam uma tabela com os principais tipos de medidores multifásicos utilizados em aplicações comerciais. Uma alternativa à utilização de medidores multifásicos são os medidores de vazão deprimogênicos, por apresentarem maior estabilidade e repetibilidade na medição de vazão de gás úmido do que outros tipos de medidores (FERREIRA, 2010). Podem-se citar, entre esses tipos de medidores, a placa de orifício, tubo de venturi e o cone invertido. Apesar de os medidores por pressão diferencial serem bem documentados e desenvolvidos para escoamentos monofásicos (ISO/5167-2, 2002; AGA, 2003), isso não ocorre para escoamentos multifásicos. Dificultando a utilização de medidores deprimogênicos para medição de vazão multifásica, pois atualmente é necessário o conhecimento da vazão mássica de uma das fases.

1.1 Dinâmica dos fluidos computacional (*CFD*)

Com o avanço da capacidade de processamento e computacional, cada vez mais a utilização da dinâmica dos fluidos computacional (*CFD*) vem crescendo e sendo empregada em aplicações práticas. Tanto que atualmente o termo experimentação numérica tem sido empregado e vem tendo bastante aceitação pela comunidade científica por vários autores (HENON, 1982; PYLYSHYN, 1984; FARGE, 1986; ROHRLICH, 1991; HUMPHREYS, 1994) e mais recentemente por Winsberg (2003), Farge (2007), Barberousse, Franceschelli e Imbert (2009).

Essa técnica analisa sistemas envolvendo escoamento de fluidos, troca de calor e fenômenos associados, como reações químicas, por meio de simulações computacionais. A técnica é muito poderosa e cada vez mais vem sendo utilizada para solucionar problemas no âmbito da engenharia, por exemplo, desde o estudo do escoamento do sangue através de veias e artérias em aplicações biomédicas até previsão meteorológica, com a vantagem de possibilitar estudar sistemas em que experimentos controlados são difíceis ou em certas

condições impossíveis, a um nível de detalhamento praticamente ilimitado e não ter o custo de todo aparato experimental.

As principais etapas na análise de um problema com o auxílio da dinâmica dos fluidos computacional consistem em:

- Definir os objetivos do modelo matemático.
- **Pré-processamento:** Criar o domínio computacional e gerar a malha numérica.
- **Processamento:** Calcular e monitorar a solução.
- **Pós-processamento:** Analisar os resultados obtidos.

Apesar das vantagens deve-se ter cuidado com a utilização de métodos numéricos, pois embora tem-se conseguido grandes avanços nos últimos anos, ainda existem limitações. De forma geral, sempre se deve utilizar dados experimentais, a fim de validar os modelos propostos por meio de CFD.

Uma grande variedade de *softwares* comerciais e códigos livres está disponível no mercado para modelagem CFD. Entre os mais populares para modelagem de escoamento multifásico destacam-se ANSYS Fluent, ANSYS CFX, Adapco STAR-CCM+, Flow3D e OpenFOAM. Esses pacotes são compostos basicamente de um pré-processador para gerar domínio computacional e configurar o problema, o *solver* para calcular a solução e pós-processador para análise de resultados. Entre os principais está o ANSYS (2013c) que será utilizado neste trabalho.

No que se refere à modelagem de escoamentos de fluidos, é importante salientar que, hoje em dia, a modelagem CFD é bem desenvolvida e largamente aceita para a medição de vazão de modelos monofásicos, sendo utilizada para avaliar erros de instalação de medidores deprimogênios (COULL, 2002), instalações incorretas (N.; READER-HARRIS, 2005), efeitos de incrustação (N. ZANKER; HODGES, 2011; READER-HARRIS; HODGES, 2008), erosão (BARTON N.; STOBIE, 2011), efeitos térmicos (BARTON, 2002) e *design* de condicionadores de fluxo (ABOURI D.; LONGATTE, 2006).

Apesar de existirem modelos precisos para escoamento monofásicos, modelos multifásicos ainda estão em desenvolvimento, sendo necessário avanços para que se consiga modelar, com a mesma precisão, os dois tipos de escoamento. No que se refere à modelagem de escoamento bifásico (gás-líquido) com uma fração volumétrica da fase secundária inferior a 10%, recomenda-se a utilização dos modelos *Mixture*¹ ou *Eulerian*² no *software* ANSYS (2013c), a depender das hipóteses simplificadoras consideradas. Essas hipóteses acabam

¹ O modelo *Mixture* é um modelo multifásico, que considera a média local da velocidade entre as fases, detalhes a respeito do modelo podem ser encontrados em ANSYS (2013b).

² O modelo *Eulerian* é descrito no Capítulo 4.

limitando os modelos, apesar disso, a dificuldade de impor condições adequadas para modelos multifásicos fazem com que sejam necessárias adotar hipóteses para modelar o escoamento multifásico.

1.2 Motivação

Segundo Faghri e Zhang (2006b), a presença de múltiplas fases dentro de um único sistema pode alterar significativamente o desempenho dos sistemas de medição em termos da queda de pressão. E a importância de prever esse comportamento está atrelada a capacidade de reduzir a incerteza na medição de vazão. É nesse contexto que surge a principal motivação deste trabalho, que vem da necessidade de compreender como os métodos computacionais existentes respondem ao escoamento de múltiplas fases, avaliar a influência da presença de líquido ou condensado no escoamento de gás e corrigir erros de sobreleitura (*overreading*).

Este trabalho vem contribuir para melhor compreensão dos fenômenos associados ao escoamento bifásico gás-líquido com baixa fração volumétrica, assim como a capacidade de modelagem computacional desse tipo de escoamento, e avaliar as formas de corrigir a sobreleitura (*overreading*) causada em medidores deprimogênios nesse tipo de escoamento.

1.3 Objetivos

1.3.1 Objetivo geral

Avaliar a experimentação numérica na simulação de um modelo multifásico via *CFD*, para estudo das correlações empíricas para correção do erro de leitura em placas de orifício causado devido ao escoamento multifásico, com baixa fração volumétrica de líquido.

1.3.2 Objetivos específicos

- Simular um modelo numérico para a perda de carga no escoamento monofásico por meio de placa de orifício.
- Simular um modelo numérico para a perda de carga no escoamento multifásico por meio de placa de orifício.
- Realizar um estudo comparativo das correlações empíricas existentes na literatura, utilizando dados experimentais de Murdock (1962) e simulações numéricas.
- Avaliar as limitações e condições operacionais das correlações existentes na literatura.

- Avaliar parâmetros de influência na medição de vazão de gás úmido por meio de placas de orifício.

2 Referencial teórico

Neste capítulo serão apresentados os principais requisitos teóricos relativos à medição de vazão de gás úmido por meio de medidores deprimogênicos, explicitando os grupos adimensionais importantes e descrevendo os principais fenômenos associados ao escoamento de gás úmido e sua modelagem numérica.

Por ser um dos elementos deprimogênicos mais comuns e bastante consolidado, o princípio de funcionamento da placa de orifício é largamente conhecido, e detalhes não relevantes à medição de vazão de gás úmido não serão abordados nesse trabalho, mais informações podem ser encontrados na bibliografia (DELMEE, 1995; READER-HARRIS, 2015).

2.1 Medição de vazão gás úmido por meio de placa de orifício

Embora não seja um consenso, no contexto deste trabalho gás úmido pode ser definido como qualquer escoamento multifásico contendo uma fase gasosa predominante e outra líquida secundária, em que o parâmetro de Lockhart-Martinelli¹ é menor que 0,3. Detalhes a respeito dessa definição serão abordados no Capítulo 3.

Na Figura 1 apresenta-se o escoamento de gás úmido por meio de placa de orifício. Observa-se que existe um acúmulo de líquido formado na proximidade à jusante da placa devido à estricção da linha causada pela placa. Esse acúmulo de condensado pode representar um problema referente à utilização de placas de orifício para a medição de vazão de gás úmido, por resultar em um ruído no sinal da medição do diferencial de pressão em certas condições operacionais.

¹ O parâmetro de Lockhart-Martinelli é definido na subseção 2.2.3.

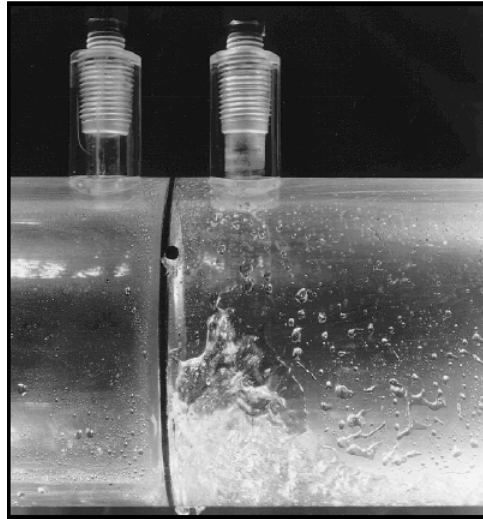


Figura 1 – escoamento de gás úmido. Lawrence (2008)

A medição de vazão por meio de placas de orifício é baseada na Equação 2.1, que surge de um sistema de equações envolvendo a equação de Bernoulli e a conservação de massa, considerando o escoamento plenamente desenvolvido, Delmee (1995) mostra detalhes desse desenvolvimento.

$$\dot{m} = \frac{Cd}{\sqrt{1-\beta^4}} Y \frac{\pi}{4} d^2 \sqrt{2\Delta P \rho} \quad (2.1)$$

Onde,

Cd Coeficiente de descarga

β Razão entre diâmetros

Y Fator de expansão

ΔP Diferencial de pressão medido

ρ Massa específica

O parâmetro adimensional β é definido como a razão entre o diâmetro interno da tubulação e o diâmetro da estrição, como se pode observar na Equação 2.2.

$$\beta = \frac{d}{D} \quad (2.2)$$

Onde,

d Diâmetro da estrição

D Diâmetro da linha

O coeficiente de descarga (Cd) tem a função de corrigir a equação devido às hipóteses consideradas (não há perdas devido ao atrito, regime permanente, fluido incompressível

sem variação da energia interna do fluido e se aplica apenas a uma linha de corrente), sendo uma relação entre a vazão real e a vazão teórica calculada pela equação sem esse coeficiente.

$$Cd = \frac{\dot{m}_{real}}{\dot{m}_{teórico}} \quad (2.3)$$

Onde,

$\dot{m}_{real}$ Vazão mássica real

$\dot{m}_{teórico}$ Vazão mássica teórica

Para a placa de orifício, esse coeficiente tem um valor padronizado para escoamento monofásico (ISO/5167-2, 2002), entretanto não existe para escoamento multifásico. Um dos principais fatores dificultadores é que, para escoamentos monofásicos, o coeficiente de descarga é função apenas do número de Reynolds, em contrapartida, para multifásico vários fatores devem ser levados em consideração (escorregamento entre as fases; fração volumétrica; entre outros parâmetros do escoamento multifásico, esses parâmetros serão explicitados na seção 2.2) o que dificulta a padronização de um coeficiente de descarga.

Como a maioria das normas utilizadas para a medição de gás são padronizadas para gás sem a presença de líquido (gás seco), na medição de gás úmido ocorre a chamada sobreleitura ou *overreading* (OR). O OR é um erro positivo observado na medição de vazão do gás devido à presença do líquido e é dado pela Equação 2.4, Steven e Hall (2009) afirma que a sobreleitura causada pela presença do líquido no escoamento é a razão entre a vazão mássica de gás aparente e a vazão efetiva, ou seja a vazão medida a partir do escoamento de gás úmido e a real vazão de gás que passa pelo medidor, e apresenta a Equação 2.4.

$$OR = \frac{\dot{m}_{gu}}{\dot{m}_g} \cong \sqrt{\frac{\Delta P_{gu}}{\Delta P_g}} \quad (2.4)$$

Onde,

$\dot{m}_{gu}$ Vazão mássica de gás com a presença de líquido

$\dot{m}_g$ Vazão mássica de gás sem a presença de líquido

ΔP_{gu} Perda de carga causada pela escoamento de gás úmido

ΔP_g é a perda de carga devido ao escoamento de gás seco

Que, representada de forma percentual, é dada pela equação 2.5.

$$OR\% = \left(\sqrt{\frac{\Delta P_{gu}}{\Delta P_g}} - 1 \right) 100 \cong \left(\frac{\dot{m}_{gu}}{\dot{m}_g} - 1 \right) 100 \quad (2.5)$$

Atualmente se utilizam fatores de correção (FC) para relacionar a queda de pressão do gás úmido com a efetiva vazão de gás seco, desconsiderando a fase líquida. Essa correção é apresentada na Equação 2.6.

$$\dot{m}_g = \frac{\dot{m}_{gu}}{FC} \quad (2.6)$$

Onde,

$\dot{m}_g$ Vazão mássica de gás seco

$\dot{m}_{gu}$ Vazão mássica de gás úmido

FC Fator de correção

Embora amplamente utilizada, essa proposta não está completamente consolidada e ainda vem se desenvolvendo como é descrito por Steven e Hall (2007).

2.2 Grupos Adimensionais

Nesta seção, destacaremos os principais grupos adimensionais relativos ao escoamento de gás úmido. Esses grupos adimensionais foram desenvolvidos para o escoamento de gás úmido para um medidor por pressão diferencial do tipo tubo de venturi por Steven (2008).

2.2.1 Velocidade superficial

Chama-se de velocidade superficial a velocidade que a fase teria se escoasse sem a presença de outra fase. A velocidade superficial da fase gasosa é representada pela Equação 2.7 e a da fase líquida pela Equação 2.8.

$$U_{sg} = \frac{\dot{m}_g}{\rho_g A} \quad (2.7)$$

$$U_{sl} = \frac{\dot{m}_l}{\rho_l A} \quad (2.8)$$

Onde,

$\dot{m}_g$ Vazão da fase gasosa

ρ_g Massa específica da fase gasosa

A Área de seção transversal da linha

$\dot{m}_l$ Vazão da fase líquida

ρ_l Massa específica da fase líquida

A velocidade real de cada fase no escoamento multifásico é maior que a velocidade superficial, devido a uma redução na área da linha causada pela presença de outra fase no escoamento.

2.2.2 Número de Froude

Este adimensional representa o quociente entre as forças de inércia e as forças gravitacionais. O número de Froude relativo ao gás é dado pela Equação 2.9, e o relativo ao líquido a Equação 2.10.

$$Fr_g = \frac{U_{sg}}{\sqrt{gD}} \sqrt{\frac{\rho_g}{\rho_l - \rho_g}} \quad (2.9)$$

$$Fr_l = \frac{U_{sl}}{\sqrt{gD}} \sqrt{\frac{\rho_l}{\rho_l - \rho_g}} \quad (2.10)$$

Onde,

U_{sg} Velocidade superficial da fase gasosa

g Aceleração da gravidade

ρ_g Massa específica da fase gasosa

ρ_l Massa específica da fase líquida

D Diâmetro da linha

U_{sl} Velocidade superficial da fase líquida

2.2.3 Parâmetro de Lockhart-Martinelli (X_{LM})

Este parâmetro, proposto por Lockhart e Martinelli (1949), é um número adimensional que indica a quantidade relativa de líquido presente em uma corrente de gás, sendo definido como a razão entre as forças de inércia de líquido e a força de inércia de gás.

$$X_{LM} = \frac{Fr_l}{Fr_g} = \frac{\dot{m}_l}{\dot{m}_g} \sqrt{\frac{\rho_g}{\rho_l}} \quad (2.11)$$

Onde,

Fr_l Número de Froude da fase líquida

Fr_g Número de Froude da fase gasosa

$\dot{m}_l$ Vazão mássica da fase líquida

$\dot{m}_g$ Vazão mássica da fase gasosa

ρ_g Massa específica da fase gasosa

ρ_l Massa específica da fase líquida

2.2.4 Razão entre as massas específicas

Consiste na razão entre as massas específicas do gás (ρ_g) e do líquido (ρ_l). Geralmente essa razão é expressa em termos da Equação 2.12. Entretanto, deve-se considerar que essa expressão só é válida para o escoamento de gás úmido, caso uma única fase líquida esteja presente. Em casos em que há escoamento de mais de uma fase líquida (como hidrocarbonetos e água) devem-se usar outros métodos de análise como é discutido por Steven e Hall (2007).

$$DR = \frac{\rho_g}{\rho_l} \quad (2.12)$$

Onde,

ρ_g Massa específica da fase gasosa

ρ_l Massa específica da fase líquida

2.2.5 Número de Reynolds

O número de Reynolds é um adimensional definido como razão entre as forças de inércia e forças viscosas. Para modelos monofásicos, sua formulação é bem definida e representada pela Equação 2.13, porém para modelos multifásicos sua formulação depende do modelo utilizado.

$$Re = \frac{\rho U D}{\mu} \quad (2.13)$$

Onde,

U Velocidade do fluido

D Diâmetro da linha

μ Viscosidade cinemática do fluido

O principal fator que impossibilita a formulação do número de Reynolds para o escoamento multifásico vem da dificuldade de se quantificar uma velocidade e propriedades representativas para o escoamento. Isso faz com que atualmente, não haja um consenso para definição do número de Reynolds em escoamentos multifásicos (ISO/TR-12748, 2015). No caso específico do escoamento de gás úmido é comum adotar a velocidade e as propriedades da fase gasosa como mais representativas para o escoamento, devido à fração volumétrica de líquido geralmente ser baixa.

2.3 Fatores que influenciam a medição de vazão

Segundo Steven e Hall (2009), os principais parâmetros que influenciam na sobreleitura de gás em medidores por pressão diferencial são estes:

- Razão entre diâmetros (β)
- Razão entre densidades (DR)
- Parâmetro de Lockhart-Martinelli (X_{LM})
- Padrão de escoamento

No Capítulo 3, discute-se a respeito da sobreleitura em medidores deprimogênicos e de sua resposta à variação desses parâmetros.

2.3.1 Padrões de escoamento

Dependendo de parâmetros do escoamento e condições operacionais nos sistemas gás-líquido, a fase líquida pode apresentar-se dispersa ou formar outras morfologias complexas, dando lugar a diferentes padrões de escoamento.

O padrão do escoamento bifásico é definido por vários parâmetros, entre os quais o diâmetro do tubo, o diâmetro do orifício, as condições operacionais do escoamento e as propriedades das fases. Embora seja pouco abordado na literatura, o padrão de escoamento depende fortemente da inclinação do tubo. Jagan e Satheesh (2016) avaliaram experimentalmente a influência da inclinação do tubo no padrão do escoamento.

Genericamente, em baixas pressões de gás, a força gravitacional passa a dominar o escoamento, e o líquido tende a fluir pela base do tubo, ocorrendo o fluxo estratificado. Se existir uma grande proporção de líquido, o escoamento estratificado poderá tornar-se instável e ocorrer a formação de ondas ou golfadas. Caso a vazão de gás seja suficientemente elevada, o líquido tende a fluir pela camada periférica do escoamento com um fluxo de pequenas gotículas dispersas no centro do escoamento, chamado de anular ou anular névoa. Com o aumento da pressão do gás e a manutenção dos outros parâmetros constantes, a quantidade de líquido arrastado aumenta, o tamanho médio das gotas arrastadas diminui e a espessura do anular líquido reduz. Se a pressão do gás continuar aumentando, o anular se aproximará de uma parede umedecida e todo o fluxo será arrastado na forma de gotículas, denominado fluxo névoa. Se a pressão do gás prosseguir aumentando, as gotas vão diminuindo seu diâmetro até a fase líquida ser completamente atomizada, dando origem a um fluxo homogêneo.

Na Figura 2 ilustram-se os mais comuns padrões encontrados em escoamentos bifásicos envolvendo gás-líquido.

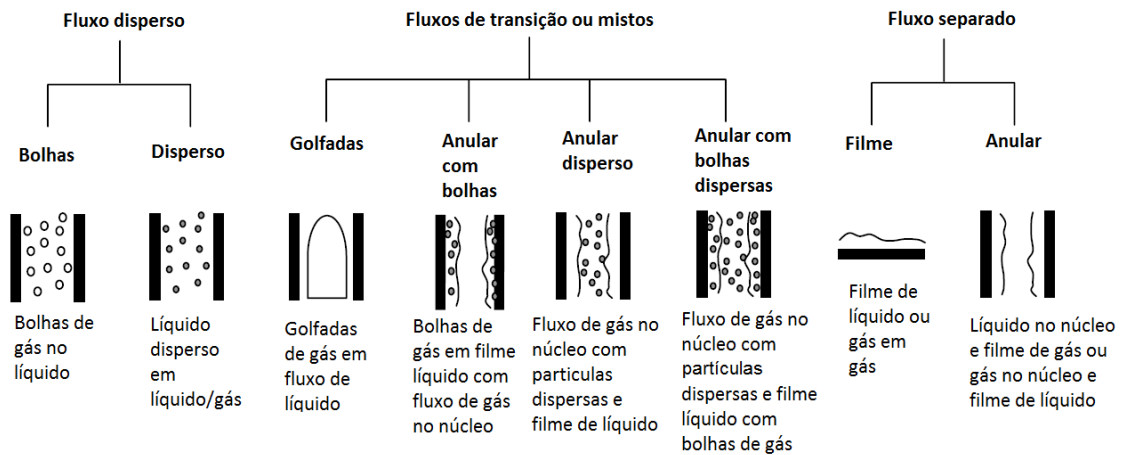


Figura 2 – Classificação do padrão de escoamento vertical gás-líquido. Adaptado de Yeoh e Tu (2010).

Para analisar esse padrão observado no escoamento, utilizam-se mapas de padrão de escoamento. De forma geral, o mapa de padrão do escoamento é criado experimentalmente para cada caso particular. Isso significa que os mapas são apenas aplicáveis para as condições específicas para as quais foram criados e não podem ser extrapolados. Como exemplo, temos o mapa de padrão de escoamento Shell (STEVEN; HALL, 2009) na Figura 3, que foi criado para o escoamento de gás natural e hidrocarbonetos líquidos em uma tubulação de quatro polegadas de diâmetro.

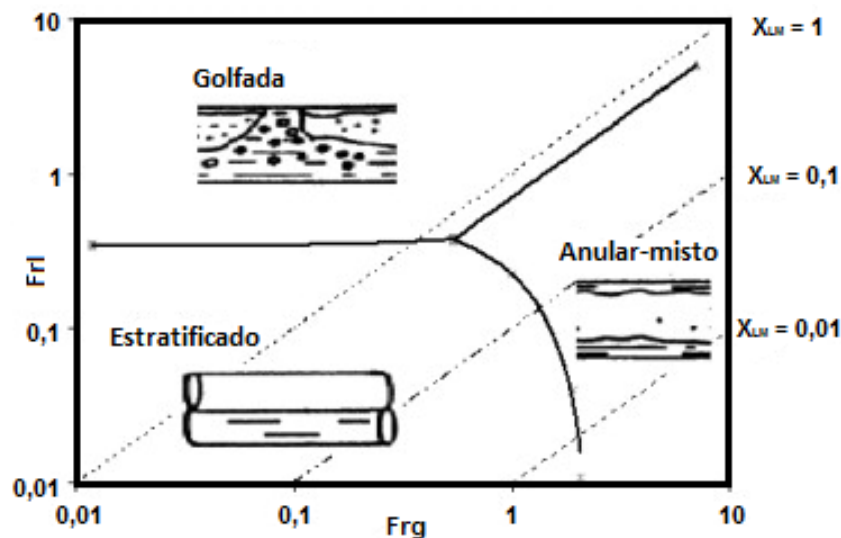


Figura 3 – Classificação do padrão de escoamento de gás úmido. Adaptado de Steven e Hall (2009).

Considerando o caso particular do escoamento de gás úmido, que é foco deste

trabalho, observa-se que o padrão de escoamento varia entre o estratificado e anular-misto no mapa de padrão de escoamento de gás úmido apresentado na Figura 3. O padrão estratificado é observado quando as forças gravitacionais são mais relevantes do que as forças de inércia, ou seja, quando o número de Froude é baixo, principalmente quando o parâmetro X_{LM} é próximo de 0,3. O padrão anular-misto é encontrado a valores mais altos do número de Froude, como é observado na Figura 3.

3 Estado da arte

A própria definição de escoamento de gás úmido é complexa, e ainda hoje não existe um consenso para definir qual o valor dos parâmetros que delimitam o denominado escoamento de gás úmido e o escoamento multifásico. Muitas tentativas têm sido feitas com o intuito de formalizar a definição de escoamento de gás úmido (JEAN-PAUL, 2000; ENGINEERS, 2001; MEHDIZADEH, 2002). Todavia, apesar das tentativas ainda não existe uma concordância entre os órgãos normatizadores, de forma que diferentes organizações e pesquisadores utilizam definições próprias, as quais nem sempre são equivalentes (AGA, 2003; ISO/TR-12748, 2015).

A maioria dos trabalhos concorda que o escoamento de gás úmido é um escoamento multifásico, composto por uma fase gasosa predominante e uma ou mais fases líquidas secundárias, visto que a natureza e a quantidade da fase líquida, assim como as condições termodinâmicas do escoamento, afetam bastante a precisão do sistema de medição de vazão mássica. Alguns autores divergem em parâmetros quantitativos, cujas definições geralmente são baseadas no parâmetro de *Lockhart-Martinelli* (X_{LM}) ou na fração volumétrica de gás (GVF).

A fração volumétrica de gás é definida como sendo a razão entre a vazão volumétrica de gás e a vazão volumétrica total, representada matematicamente pela Equação 3.1.

$$GVF = \frac{\dot{Q}_g}{\dot{Q}_g + \dot{Q}_l} \quad (3.1)$$

Onde,

$\dot{Q}_g$ Vazão volumétrica de gás

$\dot{Q}_l$ Vazão volumétrica de líquido

Steven (2014) demonstrou que o parâmetro de *Lockhart-Martinelli* e a fração volumétrica de gás estão relacionados através da razão entre massas específicas (DR). Essa relação é apresentada pela Equação 3.2.

$$GVF = \frac{\frac{\rho_l}{\rho_g}}{X_{LM} + \frac{\rho_l}{\rho_g}} \quad (3.2)$$

Onde,

ρ_l Massa específica do líquido

ρ_g Massa específica do gás

X_{LM} Parâmetro de *Lockhart-Martinelli*

No que concerne a uma abordagem quantitativa, alguns autores e órgãos regulamentadores definem o escoamento de gás úmido pela fração volumétrica de gás (GVF); para Geng, Zheng e Shi (2006) $90\% < \text{GVF} < 100\%$ e ISO/TR-11583 (2012) $95\% < \text{GVF} < 100\%$; outros, pelo parâmetro de *Lockhart-Martinelli* (X_{LM}); para Steven e Hall (2009), $X_{LM} > 0,3$. Entre os órgãos normatizadores, a API (2004) tem uma definição mais detalhada e separa a definição de escoamento de gás úmido em três tipos: gás úmido API tipo 1 ($X_{LM} < 0,02$), gás úmido API tipo 2 ($0,02 < X_{LM} < 0,3$) e gás úmido API tipo 3 ($X_{LM} > 0,3$). Para o tipo 1 a placa de orifício é recomendada; para o tipo 2, usa-se a placa com amostragem; e para o tipo 3, não se recomenda a utilização de medidores deprimogênicos, sendo necessário o uso de medidores de vazão multifásicos.

3.1 Medição de vazão de gás úmido por meio de medidores deprimogênicos

Os medidores deprimogênicos seguem uma mesma tendência de resposta ao escoamento de gás úmido. Nesta seção, foi realizada uma revisão dos principais resultados encontrados na literatura a respeito dos fatores que influenciam na sobreleitura nesse tipo de tecnologia. Na seção seguinte, serão descritas as principais correlações empíricas para a correção do erro de leitura em placas de orifício.

Murdock (1962) mostrou que a sobreleitura na medição de vazão de gás úmido aumenta com o aumento do parâmetro *Lockhart-Martinelli*. Em seguida, Chisholm (1977), concluiu que, além disso, o erro de leitura era função da razão de massas específicas do gás e líquido, à medida que essa razão é elevada mantendo-se invariáveis todos os outros parâmetros, o erro de leitura é reduzido. Leeuw (1997) observou que além, desses parâmetros, aumento no número de Froude do gás acarreta aumento na sobreleitura. Em sequência, Stewart (2002) e Stewart (2003) mostraram que o erro na leitura depende do parâmetro β . Reader-Harris (2006) observou que a sobreleitura é insensível às propriedades do gás, mas depende das propriedades do líquido. Além dos parâmetros do escoamento multifásico, a morfologia do escoamento tem influência no erro de leitura. Steven (2006b) propôs uma teoria considerando que o padrão de escoamento afeta a sobreleitura. Steven (2006a) também discutiu a influência diâmetro do tubo nos erros de leitura observados nos medidores deprimogênicos. Apesar de apresentarem respostas semelhantes às condições operacionais, os elementos deprimogênicos têm níveis de resposta diferentes para cada parâmetro.

Steven e Hall (2007) observaram que embora a sobreleitura seja sensível ao número de Froude do gás, é menos sensível em placas de orifício do que em venturi e cone invertido. Observaram ainda que a correção de Chisholm (1977) funcionou bem para tubulações

com diâmetro de quatro polegadas (observando desvio de $\pm 2\%$), porém os resultados não foram satisfatórios para diâmetro de duas polegadas, sendo necessário adequar o coeficiente "n" de Chilshom a esse tipo de linha. Em outro trabalho, Steven e Hall (2009) avaliaram uma bateria de testes experimentais para desenvolver uma correlação para correção da sobreleitura e observaram que o parâmetro adimensional β e as propriedades físicas do líquido também influenciam na sobreleitura, embora menos para esse tipo de medidor do que venturi e cone invertido. Campos et al. (2014) investigaram o desempenho das placas de orifício em monitoramento em tempo real.

Kumar e Bing (2011), Geng, Zheng e Shi (2006) estudaram *slotted orifice*, concluindo que esse tipo de medidor é muito sensível à presença de líquido, porém menos sensíveis ao padrão de escoamento para β baixos. Geng, Zheng e Shi (2006) propuseram uma nova correlação para a correção da sobreleitura nesse medidor.

He e Bai (2012) avaliaram os modelos de turbulência para modelagem CFD do medidor tipo Venturi, concluindo que o modelo $k - \epsilon$ *standard* obteve melhores resultados de acordo com dados experimentais. Além disso, sugeriram que o tubo de venturi clássico deveria estender o comprimento da garganta e diminuir o ângulo convergente para melhores resultados na medição de vazão de gás úmido. Steven (2008) realizou uma análise dimensional para o escoamento de gás úmido para tubo de Venturi, e os resultados vão em concordância aos adimensionais utilizados na indústria.

Outro medidor de ampla aplicação industrial é o cone invertido. Singh, Singh e Seshadri (2010) avaliaram via CFD esse medidor, concluindo que ele é ligeiramente menos sensível à presença de acessórios, o *pressure drop coefficient* do medidor reduz na fração $\frac{1}{\beta^4}$ com o número de Reynolds, sendo independente do número de Reynolds para valores altos de Reynolds. Também utilizando CFD, Singh et al. (2006) concluíram que o valor do coeficiente de descarga não é afetado por perturbações instaladas a uma distância superior ou igual a dez diâmetros a montante do cone invertido, sendo a variação no valor do coeficiente de descarga de aproximadamente 6% para uma perturbação colocada a uma distância de cinco diâmetros. Binoti (2014), utilizando o CFD, constatou uma variação da sobreleitura em relação à pressão de operação para medidores tipo cone invertido. Correia (2016) realizou um estudo experimental, além de propor um fator de correção para esse tipo de medidor.

Em relação à modelagem numérica, é importante observar que os esforços interfaciais são um dos maiores problemas no que diz respeito à modelagem do escoamento multifásico. Maliska (2008) detalhou as forças de interface que influenciam o escorregamento entre fases para modelos computacionais. Apesar de ter obtido resultados razoáveis com o modelo VOF¹, afirma que a modelagem computacional de modelos multifásicos está longe de obter

¹ O modelo multifásico VOF modela escoamentos com separação clara entre as interfaces, mais detalhes podem ser encontrado em ANSYS (2013b).

resultados precisos e genéricos como se deseja.

3.2 Correlações para correção na sobreleitura

Murdock (1962) foi um dos precursores no desenvolvimento de fatores de correção e em seu trabalho, propôs uma correlação representada pela equação 3.3, a qual é até hoje utilizada.

Seu trabalho foi realizado para tubulações entre 2 $\frac{1}{2}$ e 4 polegadas (0,0635m a 0,1016m), temperatura variando de 50°F a 500°F (10°C a 260°C), fração mássica de líquido entre 2% e 89%, número de Reynolds para fase líquida entre 50 e 50000 e para fase gasosa entre 15000 e 1000000, β entre 0,26 e 0,5 e variação de pressão da pressão atmosférica a 920 psia (pressão atmosférica a 6343 kPa). Foram realizados 90 pontos de testes em três laboratórios diferentes para o escoamento multifásico de vapor-água, ar-água, gás natural-água, gás natural-água salgada e gás natural-destilado.

Originalmente a correlação era dada pela equação 3.3, que é demonstrada por Murdock (1962).

$$\sqrt{\frac{\Delta P_{gu}}{\Delta P_g}} = 1,26 \sqrt{\frac{\Delta P_l}{\Delta P_g}} + 1 \quad (3.3)$$

Onde,

ΔP_{gu} Perda de carga devido o escoamento de gás úmido

ΔP_g Perda de carga devido o escoamento de gás seco

ΔP_l Perda de carga devido o escoamento de líquido

Em seu trabalho Murdock (1962) correlacionou $\sqrt{\frac{\Delta P_{gu}}{\Delta P_g}}$ com $\sqrt{\frac{\Delta P_l}{\Delta P_g}}$. Esses parâmetros são conhecidos como, respectivamente, o *overreading* e Lockhart-Martinelli.

$$\sqrt{\frac{\Delta P_{gu}}{\Delta P_g}} \cong OR \quad (3.4)$$

$$\sqrt{\frac{\Delta P_l}{\Delta P_g}} \cong X_{LM} \quad (3.5)$$

Onde,

ΔP_{gu} Perda de carga devido o escoamento de gás úmido

ΔP_g Perda de carga devido o escoamento de gás seco

ΔP_l Perda de carga devido o escoamento de líquido

OR Sobreleitura de gás

X_{LM} Parâmetro de Lockhart-Martinelli

Sendo assim, a correlação de Murdock pode ser representada pela equação 3.6.

$$\dot{m}_g = \frac{\dot{m}_{gu}}{1 + 1,26X_{LM}} \quad (3.6)$$

Chisholm (1977) desenvolveu uma correlação para o padrão de fluxo estratificado e concluiu que a sobreleitura no escoamento de gás úmido é função do número de Lockhart-Martinelli e da razão entre as massas específicas. Sua correlação é dada pela equação 3.7.

$$\dot{m}_g = \frac{\dot{m}_{gu}}{\sqrt{1 + CX_{LM} + X_{LM}^2}} \quad (3.7)$$

Onde C é definido pela equação 3.8

$$C = \left(\frac{\rho_g}{\rho_l}\right)^n + \left(\frac{\rho_l}{\rho_g}\right)^n \quad (3.8)$$

com, $n = 0,25$.

James (1965) publicou um trabalho, desenvolvendo um fator de correção para o escoamento de gás úmido em placas de orifício baseado em dados de vapor saturado.

Os experimentos foram realizados para o diâmetro da linha de 8 polegadas, β entre 0,707 e 0,837, fator de qualidade entre 1% e 56%.

$$\dot{m}_g = \dot{m}_{gu} \sqrt{\frac{x^2 \rho_l}{x^{1,5} \rho_l + (1 - x^{1,5}) \rho_g}} \quad (3.9)$$

Onde x é o fator de secura ou qualidade do vapor, definido pela equação 3.10.

$$x = \frac{\dot{m}_g}{\dot{m}_g + \dot{m}_l} \quad (3.10)$$

Deve-se ressaltar que a correlação de James foi desenvolvida para o escoamento multifásico em geral ($X_{LM} > 0,3$), e não apenas para gás úmido. Entretanto, alguns pontos de análise se enquadram na definição de gás úmido adotado neste trabalho ($X_{LM} < 0,3$).

De forma semelhante à de Chisholm (1977), outra correlação foi proposta por Steven e Hall (2009) para um fluxo de gás úmido homogêneo. Em sua dedução, Steven e Hall (2009) demonstraram que, para a correção da sobreleitura de um escoamento homogêneo²,

² O modelo de fluxo homogêneo pressupõe que as fases gasosa e líquida escoam a mesma velocidade e são

a correlação pode ser escrita de forma análoga à equação 3.7, porém alterando o coeficiente de Chisholm, $n = 0,5$. Steven e Hall (2009) testaram essa correlação para nove baterias de testes de dados experimentais realizados nos laboratórios *Colorado Experiment Engineering Station Inc.* (CEESI) e *National Engineering Laboratory* (NEL). Esses experimentos foram realizados para condições operacionais diversas; portanto a aplicabilidade dessa correlação mostra-se muito ampla.

Leeuw (1997) mostrou que o tratamento utilizado por Chisholm (1977) é aplicável a Venturi e propôs uma correlação em que o expoente " n " é função do número de Froude.

Onde para $0,5 \leq Fr_g < 1,5$; $n = 0,41$ e para $Fr_g > 1,5$ temos que $n = 0,606(1 - \exp(-0,746Fr_g))$.

As hipóteses utilizadas para desenvolver os fatores de correção, assim como os parâmetros que não são considerados, são a principal fonte de incerteza nas correlações empíricas. A Tabela 1, traz um resumo dessas correlações com as principais hipóteses utilizadas pelos respectivos autores e os parâmetros variados nos experimentos laboratoriais.

perfeitamente misturadas como uma fase única com uma densidade média. A hipótese de escoamento totalmente misturado, é considerado apropriado apenas quando a razão de densidade é alta, as vazões são muito elevadas e o padrão de escoamento é disperso.

Resumo das correlações empíricas				
Autor	Correlação	Parâmetros	Hipóteses	Range
Murdock (1962)	$1 + 1.26X_{LM}$		a) Trecho reto à montante grande se comparado ao trecho à jusante b) Coeficiente de contração unitário c) Escoamento sem atrito d) Fluidos incompressíveis	$0,26 \leq \beta \leq 0,5$ $14,5 \leq P \leq 920 \text{ psi}$ $2\frac{1}{2} \leq \text{pipe} \leq 4\text{in}$ $50 \leq T \leq 500F$ $50 \leq Re_l \leq 50000$ $15000 \leq Re_g \leq 10^6$ $2 \leq w \leq 89\%$
Chisholm (1977)	$\sqrt{1 + CX_{LM} + X_{LM}^2}$	$C = \left(\frac{\rho_g}{\rho_l}\right)^n + \left(\frac{\rho_l}{\rho_g}\right)^n$ $n = 0,25$	a) Escoamento estratificado b) Fluidos incompressíveis c) Razão de velocidades constante durante a passagem pela estricção	gás-líquido e vapor-líquido $0,1 \leq w \leq 98\%$ $2\frac{1}{2} \leq \text{pipe} \leq 4\text{in}$ Razão de pressão à montante e à jusante superiores a 0,99 <i>erro</i> : $\pm 2\%$
James (1965)	$\sqrt{\frac{x^2 \rho_l}{x^{1.5} \rho_l + (1-x^{1.5}) \rho_g}}$	$x = \frac{\dot{m}_g}{\dot{m}_g + \dot{m}_l}$	Escoamento multifásico, sem condensação	$0,707 \leq \beta \leq 0,837$ $\text{pipe} = 8\text{in}$ $1\% \leq x \leq 56\%$
Steven e Hall (2009)	$\sqrt{1 + CX_{LM} + X_{LM}^2}$	$C = \left(\frac{\rho_g}{\rho_l}\right)^n + \left(\frac{\rho_l}{\rho_g}\right)^n$ $n = 0,5$	Modelo homogêneo.	$0,4 \leq \beta \leq 0,7$ $2 \leq \text{pipe} \leq 4\text{in}$ $0,63 \leq w \leq 2,6$ $6,7 \leq P \leq 78,9\text{bar}$ <i>erro</i> : $\pm 2\%$

Tabela 1 – Correlações empíricas

4 Modelagem Matemática

Na mecânica dos fluidos, as equações desenvolvidas para a modelagem de escoamentos monofásicos são baseadas na abordagem euleriana ou na lagrangeana. Dentro do contexto da solução via métodos numéricos, prioriza-se a utilização da abordagem euleriana visto que a fragmentação do domínio computacional em volumes de controle gera uma quantidade menor de equações, se comparada com o número de equações destinadas à descrição da dinâmica de cada partícula, principalmente pelo fato de os escoamentos de interesse no âmbito da engenharia serem compostos por grande quantidade de moléculas, o que, em alguns casos, pode gerar um custo computacional excessivamente elevado (FAGHRI; ZHANG, 2006a).

Considerando os casos dos experimentos numéricos realizados neste trabalho, pode-se dividir os modelos basicamente em dois grandes grupos: os escoamentos monofásicos e os multifásicos. A maior diferença na modelagem numérica desses escoamentos está no fato de que, nos modelos monofásicos é adotada a utilização de um referencial apenas, enquanto nos escoamentos multifásicos, a interação entre diferentes fases faz com que seja necessário o acoplamento de duas abordagens, a fim de realizar um tratamento para as fases que compõem o escoamento em análise, que podem ou não ser distinto. Nos *softwares* comerciais esse acoplamento se restringe a Euler-Euler ou Euler-Lagrange.

Pelo alto custo computacional para a utilização do referencial lagrangeano e pelo fato de o referencial Euler-Euler ser amplamente empregado na modelagem numérica de escoamentos bifásicos com resultados satisfatórios (SINGH; SINGH; SESHADRI, 2010; KUMAR; BING, 2011; BINOTI, 2014; HE; BAI, 2012), adotou-se para este trabalho um referencial Euler-Euler.

No restante deste capítulo, serão abordados os principais requisitos para a modelagem *CFD*, do escoamento bifásico, com fração volumétrica da fase secundária¹ inferior a 10% utilizando uma abordagem euleriana-euleriana.

4.1 Modelagem numérica do escoamento bifásico gás-líquido

Diferentes fases no escoamento bifásico podem escoar em velocidades diferentes, sendo necessário avaliar se os efeitos dinâmicos do movimento relativo entre as fases podem ser desprezados ou não. Essa diferença entre velocidades não é relevante quando as partículas da fase secundária são tão pequenas, que o escoamento é considerado suficientemente bem misturado, ou o trecho reto à montante da placa é grande o suficiente

¹ Neste trabalho a fase líquida é tratada como secundária no modelo numérico.

para que ocorra essa homogenização das fases. Em outros casos, os efeitos da diferença entre as velocidades das fases são significantes, acarretando diversos efeitos que influenciam significativamente nas condições de escoamento. Esse movimento relativo entre as fases é chamado de escorregamento, e é de extrema importância na avaliação da perda de carga causado por medidores deprimogênicos.

Na Figura 4 ilustra-se possíveis classificações para modelar numericamente o escoamento gás-líquido.

Na consideração de escoamento homogêneo, é adotada a hipótese de que as duas fases dividem o mesmo campo de velocidades e pressão, o qual é considerado como uma média das velocidades de mistura.

Outra possível modelagem é a de três campos. Esse modelo considera o arraste que a fase gasosa exerce sobre a líquida, sendo a fase líquida arrastada tratada como uma outra fase. Esse modelo contabiliza as forças de interface entre as fases, e uma apresentação detalhada do modelo de três campos foi desenvolvida por Kowe e Hunt (1988), Cook e Harlow (1984).

Neste trabalho, utilizou-se uma abordagem heterogênea, na qual, embora as fases compartilhem o mesmo campo de pressão, os efeitos da diferença de velocidades entre as fases são contabilizados e têm efeito considerável.

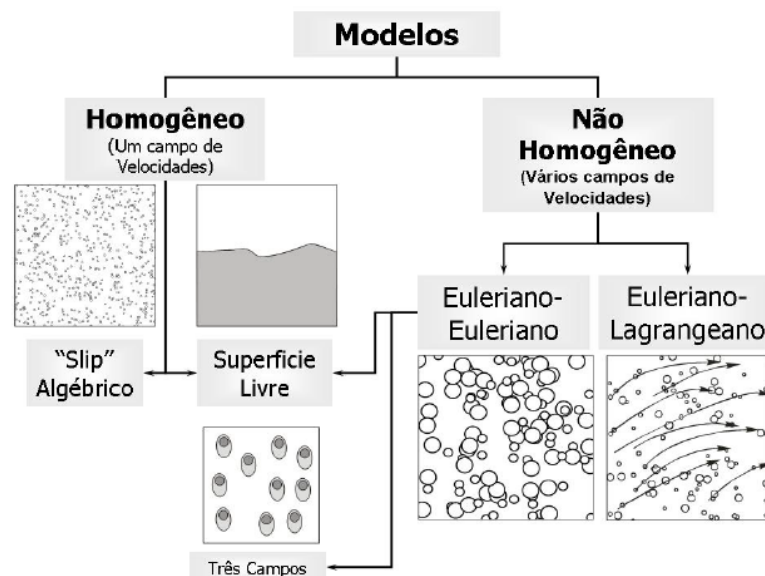


Figura 4 – Classificação do escoamento gás-líquido. Paladino (2005)

De forma geral, a velocidade do gás é superior à do líquido. Isso ocorre devido a vazão mássica da fase gasosa ser superior a vazão da fase líquida, e a massa específica do gás ser menor que a massa específica do líquido. A taxa de escorregamento definida pela

Equação 4.1.

$$Ke = \frac{U_g}{U_l} \quad (4.1)$$

A abordagem euleriana-euleriana consiste em resolver as equações de conservação para cada fase. Essa abordagem é utilizada tanto para duas fases contínuas como para uma fase dispersa contida em um meio contínuo. Neste trabalho, considerou-se que o escoamento consiste em uma fase líquida dispersa em um escoamento contínuo de gás. As equações de conservação para cada fase constituem um sistema de equações, considerando que o volume que cada fase ocupa não pode ser ocupado por outra.

4.1.1 Modelo euleriano-euleriano

O modelo euleriano-euleriano é dividido em três métodos básicos no *software* utilizado (ANSYS, 2013b): *Volume of Fluid* (VOF), *Mixture* e *Eulerian*. O modelo *eulerian* é considerado o mais completo, por resolver as equações da conservação da quantidade de movimento e conservação de massa para cada fase e a fração volumétrica da fase secundária. Embora a limitação da fração volumétrica seja apenas relativa ao recurso computacional disponível, o ANSYS (2013b) indica a utilização desse modelo apenas para a fase secundária com fração volumétrica inferior a 10%. Foi utilizado o modelo *Eulerian* para análise, pois o modelo *Mixture* utiliza a média local de velocidade, não sendo apropriado para a análise de fases, escoando a uma diferença de velocidade significativa. E o modelo VOF é apropriado quando existe uma interface nítida entre as fases.

A metodologia empregada neste trabalho vem sendo empregada para a modelagem de escoamentos de gás úmido e tem apresentado resultados satisfatórios no contexto dos métodos numéricos (BINOTI, 2014; HE; BAI, 2012; KUMAR; BING, 2011; SINGH; SINGH; SESHADRI, 2010; GENG; ZHENG; SHI, 2006).

Com relação aos *softwares* utilizados para realizar a modelagem numérica, foram utilizados os seguintes: o Design Modeler ANSYS (2013a) para gerar o domínio computacional; o ICFM CFD ANSYS (2013d) para produzir a malha numérica; e o Fluent ANSYS (2013c) para modelar o escoamento e analisar os resultados.

4.2 Modelo *eulerian*

Com base na hipótese de que o volume de uma fase não pode ser ocupado por outra, define-se o conceito de fração volumétrica, que representa o espaço ocupado por cada fase. E as leis de conservação de massa e quantidade de movimento são satisfeitas para cada fase individualmente.

O volume da fase gasosa é definida pela Equação 4.2.

$$V_g = \int_V \alpha_g dV \quad (4.2)$$

Onde α_g é a fração volumétrica da fase gasosa, definida pela Equação 4.3.

$$\sum_{q=1}^n \alpha_g = 1 \quad (4.3)$$

A densidade efetiva da fase gasosa é:

$$\widehat{\rho}_g = \alpha_g \rho_g \quad (4.4)$$

Onde,

α_g Fração volumétrica da fase gasosa

ρ_g Massa específica da fase gasosa

O volume da fase líquida é definida pela Equação 4.5.

$$V_l = \int_V \alpha_l dV \quad (4.5)$$

Onde α_l é a fração volumétrica da fase líquida, definida pela Equação 4.6.

$$\sum_{q=1}^n \alpha_l = 1 \quad (4.6)$$

E a densidade efetiva da fase líquida é:

$$\widehat{\rho}_l = \alpha_l \rho_l \quad (4.7)$$

Onde,

α_g Fração volumétrica da fase líquida

ρ_g Massa específica da fase líquida

4.3 Equações de conservação

Em condições de regime permanente, fluidos incompressíveis e a partir das hipóteses consideradas, o equacionamento da conservação de massa é realizado separadamente para as duas fases. A conservação de massa para a fase gasosa é representada pela equação 4.8,

e para a fase líquida pela Equação 4.9.

$$\nabla \cdot (\alpha_g \rho_g \vec{U}_g) = 0 \quad (4.8)$$

Onde,

α_g Fração volumétrica da fase gasosa

ρ_g Massa específica da fase gasosa

$\vec{U}_g$ Velocidade da fase gasosa

$$\nabla \cdot (\alpha_l \rho_l \vec{U}_l) = 0 \quad (4.9)$$

Onde,

α_l Fração volumétrica da fase líquida

ρ_l Massa específica da fase líquida

$\vec{U}_l$ Velocidade da fase líquida

A conservação da quantidade de movimento é dada por:

$$\nabla \cdot (\alpha_g \rho_g \vec{v}_g \vec{v}_g) = -\alpha_g \nabla p + \nabla \cdot \bar{\tau}_g + \alpha_g \rho_g \vec{g} + \vec{R}_{gl} \quad (4.10)$$

Onde o tensor de tensões da fase gasosa ($\bar{\tau}_g$) e o termo de interação entre as fases ($\vec{R}_{gl}$) são representados, respectivamente, pela Equação 4.11 e Equação 4.12.

$$\bar{\tau} = \alpha_g \mu_g (\nabla \vec{v}_g + \nabla \vec{v}_g^T) + \alpha_g \left(\lambda_g - \frac{2}{3} \mu_g \right) \nabla \cdot \vec{v}_g \bar{I} \quad (4.11)$$

$$\sum_{p=1}^n \vec{R}_{gl} = \sum_{p=1}^n \vec{K}_{gl} (\vec{v}_l - \vec{v}_g) \quad (4.12)$$

Onde o coeficiente de troca de *momentum* (K) é dado pela Equação 4.13, considerando-se que $K_{l,g} = K_{g,l}$.

$$K_{l,g} = \frac{\alpha_g \alpha_l \rho_l f}{t_l} \quad (4.13)$$

O coeficiente de arraste é definido pela Equação 4.14, segundo o modelo de Schiller-Naumam.

$$f = \frac{(C_D Re)}{24} \quad (4.14)$$

Onde:

$$C_D = \begin{cases} \frac{24(1+0,15Re^{0,687})}{Re} & ; Re \leq 1000 \\ 0,44 & ; Re > 1000 \end{cases}$$

E o número de Reynolds relativo é dado pela Equação 4.15, que é baseado na velocidade relativa entre a fase primária e a fase secundária.

$$Re = \frac{\rho_q |\vec{v}_p - \vec{v}_q| d_p}{\mu_q} \quad (4.15)$$

4.4 Método dos volumes finitos

O método dos volumes finitos é adotado nos principais *softwares CFD*, entre os quais o *software* utilizado neste trabalho ANSYS (2013c), como método de solução numérica.

Para a modelagem numérica em regime permanente, Versteeg e Malalasekera (2007) afirmam que o método se baseia basicamente em integrar as equações governantes em cada volume de controle, discretizar as equações integrais em um sistema de equações algébricas e resolver as equações algébricas por meio de um processo iterativo.

4.4.1 Discretização do domínio

As equações governantes são desenvolvidas a partir da equação do transporte das variáveis de interesse, representada pela Equação 4.16, em que ϕ é a variável de interesse.

$$\oint \rho \phi \vec{v} \cdot d\vec{A} = \oint \Gamma_\phi \nabla \phi \cdot d\vec{A} + \int_V S_\phi dV \quad (4.16)$$

Na Equação 4.16,

ρ Massa específica

$\vec{v}$ Vetor velocidade

$\vec{A}$ Vetor área superficial

Γ_ϕ Coeficiente de difusão da variável de interesse

S_ϕ Termo fonte de ϕ por unidade de volume

Aplicando a Equação 4.16 para cada volume de controle, no domínio computacional, tomamos a forma discretizada da equação do transporte representada pela Equação 4.17.

$$\sum_f^{N_{faces}} \rho_f \vec{v}_f \phi_f \cdot \vec{A}_f = \sum_f^{N_{faces}} \Gamma_\phi \nabla \phi_f \cdot \vec{A}_f + S_\phi V \quad (4.17)$$

Na forma discretizada:

N_{faces} Número de faces que fazem fronteira com a célula

ϕ_f Valor da variável ϕ na face f

$\rho_f \vec{v}_f \cdot \vec{A}_f$ Fluxo de massa através da face de área superficial $\vec{A}_f$ e volume da célula V .

4.4.2 Esquemas de discretização espacial

Os esquemas *upwind* são utilizados na literatura para problemas de dinâmica dos fluidos que, em geral, não envolvem condições específicas, como transferência de calor em que o esquema *power-law* tende a apresentar melhores resultados ou problemas que envolvam condições de escoamento rotativo em que o esquema *Quadratic Upstream Interpolation for Convective Kinematics* (QUICK) se mostra mais apropriado (PATANKAR, 1980).

Esquema *upwind* de primeira ordem: É utilizado quando uma precisão de primeira ordem é desejada. Considera-se que o valor da propriedade na face é o mesmo no centro da célula adjacente à montante da face.

Esquema *upwind* de segunda ordem: É utilizado quando uma precisão de segunda ordem é desejada. O valor da propriedade na face é determinada por linearização como está descrita em Barth e Jespersen (1989).

4.4.3 Cálculo do gradiente

Usando o teorema de *Green-Gauss* para calcular o gradiente de um escalar ϕ no centro da célula c_0 , a forma discreta da equação é representada pela Equação 4.18.

$$\nabla \phi)_{c_0} = \frac{1}{V} \sum_f \bar{\phi}_f \vec{A}_f \quad (4.18)$$

Onde, ϕ_f é o valor do escalar ϕ na face da célula, computado pelo método *Node-Based*², e $\bar{\phi}_f$ é computado por média aritmética dos valores dos nós, nas faces.

$$\bar{\phi}_f = \frac{1}{N_f} \sum_n^{N_f} \bar{\phi}_n \quad (4.19)$$

Os valores de $\bar{\phi}_n$ na Equação 4.19 são determinados com base em uma média ponderada das células vizinhas aos nós, seguindo a abordagem proposta por Holmes e Connell (1989), Rauch e Yang (1991).

² Detalhes a respeito do método podem ser encontrados nas referências (ANSYS, 2013b).

O cálculo dos gradientes baseados nos nós é conhecido por ter maior precisão do que os métodos baseados nas células, especialmente em malhas não estruturadas e irregulares. Entretanto é um método com maior custo computacional.

4.4.4 Acoplamento pressão-velocidade

O acoplamento pressão-velocidade foi resolvido com o algoritmo *pressure-based*, o qual utiliza um método conhecido como método da projeção (CHORIN, 1968), em que a limitação do campo de velocidade na equação da continuidade é contornada resolvendo a equação da pressão. A equação da pressão é obtida da conservação de massa e *momentum*, de forma que o campo de velocidades corrigido pela pressão satisfaça a continuidade.

Uma vez que as equações governantes são não lineares e os termos estão acoplados uns aos outros, o processo de solução envolve iterações em que todo o conjunto de equações que governam é resolvido repetidamente até a solução convergir.

O algoritmo utilizado encontra-se na Figura 5.

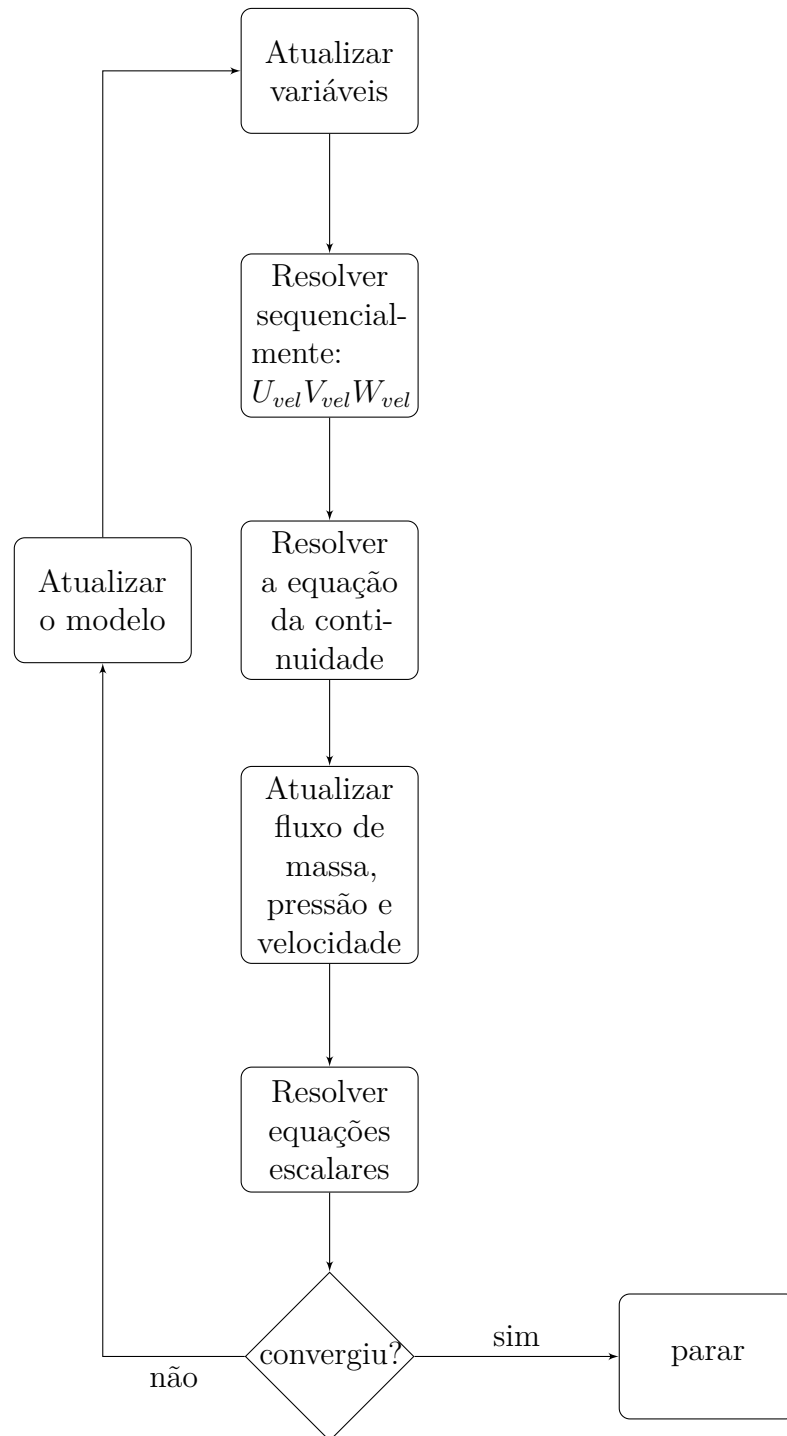


Figura 5 – Fluxograma representando o algoritmo SIMPLE.

Esse algoritmo é conhecido como *Semi-Implicit Method for Pressure-Linked Equations* (SIMPLE) e foi utilizado como esquema de solução para o acoplamento pressão-velocidade. É importante considerar que, embora necessite de um grande número de iterações se comparado a outros algoritmos presentes no *software*, esse problema é compensado por maior estabilidade numérica (CHORIN, 1968).

4.5 Modelo de turbulência

O modelo de turbulência para escoamentos multifásicos é um dos pontos mais controversos em uma análise *CFD*. Não há modelos padronizados para escoamentos multifásicos como para os escoamentos monofásicos, sendo os modelos atualmente utilizados são extensões dos modelos monofásicos existentes (COLOMBO; FAIRWEATHER, 2015; HE; BAI, 2012).

Entre as técnicas disponíveis para resolver o escoamento turbulento, optou-se pelo método *Reynolds-averaged Navier-Stokes (RANS)*, por resolver problemas em regime permanente. E embora métodos alternativos como *Direct numerical simulation (DNS)* sejam mais precisos, Bernard e Wallace (2002) afirmam que esse método de solução é muito custoso computacionalmente por resolver as escalas de Kolmogorov³ diretamente, tornando-se inviável para problemas complexos atualmente. Um agravante na complexidade dos modelos é que, em condições de escoamento multifásico, as equações de conservação são resolvidas para todas as fases, aumentando significativamente a complexidade do modelo.

Na média de Reynolds ou *Reynolds-averaged Navier-Stokes (RANS)*, a solução das variáveis nas equações instantâneas de Navier-Stokes é decomposta em um fluxo médio e nos componentes das flutuações turbulentas. Os componentes da velocidade podem ser representados pela Equação 4.20 e Equação 4.21 para outros escalares.

$$u_i = \bar{u}_i + u'_i \quad (4.20)$$

$$\phi = \bar{\phi} + \phi' \quad (4.21)$$

Aplicando a média de Reynolds à equação da continuidade e conservação da quantidade de movimento (e retirando a barra do fluxo médio, $\bar{u}$), eles podem ser escritos na forma da Equação 4.22 e Equação 4.23, respectivamente, para equações da continuidade e momento.

$$\frac{\partial}{\partial x_i}(\rho u_i) = 0 \quad (4.22)$$

$$\frac{\partial}{\partial x_j}(\rho u_i u_j) = -\frac{\partial p}{\partial x_i} + \frac{\partial}{\partial x_j} \left[\mu \left(\frac{\partial u_i}{\partial x_j} + \frac{\partial u_j}{\partial x_i} - \frac{2}{3} \delta_{ij} \frac{\partial u_l}{\partial x_l} \right) \right] + \frac{\partial}{\partial x_j}(-\rho \overline{u'_i u'_j}) \quad (4.23)$$

O termo que surge $(-\rho \overline{u'_i u'_j})$ é conhecido como tensor de Reynolds (POPE, 2000). Esse termo conduz ao chamado problema de fechamento da turbulência e precisa ser

³ São as menores escalas de comprimento e tempo presente no escoamento turbulento(POPE, 2000).

modelado em termos dos componentes médios para fechar a Equação 4.23. Optou-se por modelar o tensor baseado na hipótese de Boussinesq (HINZE, 1975), que relaciona o tensor de Reynolds ao gradiente de velocidade média. Para escoamento incompressível pode ser representado pela Equação 4.24.

$$-\overline{\rho u'_i u'_j} = \mu_t \left(\frac{\partial u_i}{\partial x_j} + \frac{\partial u_j}{\partial x_i} \right) - \frac{2}{3} \rho k \delta_{ij} \quad (4.24)$$

Com a utilização da hipótese de Boussinesq, surge a necessidade de desenvolver expressões para viscosidade turbulenta, surgindo a definição dos modelos de turbulência. Entre os vários modelos de turbulência desenvolvidos, destacam-se o $k - \epsilon$ para a solução de problemas envolvendo o escoamento multifásico para o escoamento isotérmico e sem troca de massa entre as fases.

4.5.1 Modelo de turbulência $k - \epsilon$ RNG

O modelo de turbulência $k - \epsilon$ RNG foi adotado como método de fechamento do problema da turbulência. O $k - \epsilon$ RNG é similar ao $k - \epsilon$ *Standard*, entretanto suas equações são derivadas da aplicação da técnica estatística *Renormalization Group Method* (RNG) nas equações de Navier-Stokes. Portanto, apresenta termos adicionais nas equações de transporte para os termos de energia cinética turbulenta e na equação de dissipação de energia cinética turbulenta. O modelo inclui efeitos de turbilhonamento na turbulência e se mostra mais preciso em problemas que envolvam transporte de massa e calor em região de parede em escoamento de transição e linhas de corrente de elevada curvatura e taxa de deformação. Como na estricção da placa de orifício, é esperada uma grande curvatura das linhas de correntes, e o modelo mostra-se apropriado para o caso em análise.

Dentro do contexto do modelo $k - \epsilon$, temos três possíveis tratamentos para fase dispersa nos modelos de turbulência possíveis no Ansys Fluent. O modelo de mistura, disperso e para cada fase. Os modelos diferem basicamente em como tratar o fase secundária.

O modelo de mistura é o modelo de turbulência padrão do Ansys Fluent. Ele representa a primeira extensão do modelo $k - \epsilon$ monofásico e, de forma geral, é aplicado quando as fases escoam em fluxo estratificado ou quando a razão entre as densidades (DR) é próxima a 1. Nesses casos, utilizando propriedades e velocidade da mistura, é suficiente para modelar o escoamento turbulento.

O modelo de turbulência disperso é indicado quando a fase secundária está diluída ou dispersa na fase primária. Esse modelo é aplicado quando há claramente uma fase secundária dispersa em uma fase primária contínua.

O modelo de turbulência $k - \epsilon$ para cada fase é o mais geral e resolve as equações do transporte de k e ϵ para cada uma das fases, sendo necessário resolver duas equações

do transporte adicionais para cada fase secundária, o que gera um custo computacional elevado. Esse modelo é apropriado para situações cuja transferência de turbulência entre as fases desempenha papel dominante, tal como frações volumétricas altas.

Por ser um escoamento de baixa fração volumétrica da fase secundária e pelo fato de a razão entre densidades não ser próxima de 1, optou-se pelo modelo disperso. Além disso, os padrões de escoamento disperso e anular são os mais presentes no escoamento de gás úmido.

4.5.2 Tratamento de turbulência na fase contínua

O tensor de tensões de Reynolds para a fase contínua (q) é dado pela Equação 4.25.

$$\bar{\tau}_q'' = -\frac{2}{3}(\rho_q k_q + \rho_q v_{t,q} \nabla \cdot \vec{U}_q) \bar{I} + \rho_q v_{t,q} (\nabla \vec{U}_q + \nabla \vec{U}_q^T) \quad (4.25)$$

A viscosidade turbulenta $\mu_{t,q}$ é escrita em termos da energia cinética de turbulência da fase q:

$$\mu_{t,q} = \rho_q C_\mu \frac{k_q^2}{\epsilon_q} \quad (4.26)$$

E o tempo característico da energia de turbulência dos vórtices é dado pela Equação 4.27.

$$\tau_{t,q} = \frac{3}{2} C_\mu \frac{k_q}{\epsilon_q} \quad (4.27)$$

Onde: ϵ_q é a taxa de dissipação e $C_\mu = 0,09$.

O comprimento de escala turbulenta dos redemoinhos é definido pela Equação 4.28.

$$L_{t,q} = \sqrt{\frac{3}{2} C_\mu \frac{k_q^{(\frac{3}{2})}}{\epsilon_q}} \quad (4.28)$$

As equações de transporte são da forma da Equação 4.29 e Equação 4.30.

$$\nabla \cdot (\alpha_q \rho_q \vec{U}_q k_q) = \nabla \cdot \left(\alpha_q \left(\mu_q + \frac{\mu_{t,q}}{\sigma_k} \right) \nabla k_q \right) + \alpha_q G_{k,q} - \alpha_q \rho_q \epsilon_q + \alpha_q \rho_q \Pi_{kq} \quad (4.29)$$

$$\nabla \cdot (\alpha_q \rho_q \vec{U}_q \epsilon) = \nabla \cdot \left(\alpha_q \left(\mu_q + \frac{\mu_{t,q}}{\sigma_\epsilon} \right) \nabla \epsilon_q \right) + \alpha_q \frac{\epsilon_q}{k_q} (C_{1\epsilon} G_{k,q} - C_{2\epsilon} \rho_q \epsilon_q) + \alpha_q \rho_q \Pi_{\epsilon q} \quad (4.30)$$

Aqui os termos Π_{kq} e $\Pi_{\epsilon q}$ são termos fonte e usados para considerar a influência da fase dispersa na fase contínua.

4.5.3 Tratamento de turbulência na fase dispersa

Os parâmetros de turbulência para fase dispersa não são obtidos das equações do transporte. Tempo e comprimento característico são utilizados para avaliar o coeficiente de dispersão, correlações e funções, assim como a energia cinética turbulenta de cada fase dispersa.

4.6 Condições de contorno

As condições de contorno utilizadas foram imposição de velocidade superficial das fases gasosa e líquida com base nas vazões mássicas, além da fração volumétrica da fase líquida na entrada com a hipótese de que o escoamento está homogeneizado, e pressão manométrica na saída. Na parede, foi adotada a hipótese de não escorregamento e função de parede *standard*.

4.6.1 Parâmetros de turbulência

O diâmetro hidráulico (D_H) e a intensidade turbulenta que é definida pela Equação 4.31 foram adotadas como condições de contorno dos parâmetros de turbulência na entrada e saída. Devido à dificuldade de definir os parâmetros multifásicos de turbulência para todos os casos, foram utilizados os valores monofásicos considerando a vazão de gás para cálculo do número de Re_{D_H} e D_H .

$$I \equiv \frac{u'}{u_{\text{médio}}} = 0,16(Re_{D_H})^{(-1/8)} \quad (4.31)$$

Um resumo das condições de contorno e parâmetros operacionais dos experimentos numéricos apresentam-se na Tabela 2.

Tabela 2 – Resumo das condições de contorno e operacionais do modelo numérico.

Condições de contorno e operacionais	
<i>Condições de contorno</i>	
Entrada	
Vazão mássica de gás (kg/s)	U_{sg}
Vazão mássica de líquido (kg/s)	U_{sl}
escorregamento entre as fases	1
Intensidade turbulenta (%)	$I \equiv \frac{u'}{u_{avg}} = 0.16(Re_{DH})^{-1/8}$
Diâmetro hidráulico (m)	D
Saída	
Pressão manométrica (Pa)	<i>Outlet Pressure</i>
Parede	
Altura da rugosidade (m)	0
Constante de rugosidade	0.5
v (m/s)	0
Condições operacionais	
Pressão (Pa)	101325
Gravidade (m/s^2)	9.81

4.7 Malha numérica

Para uma propriedade genérica ϕ conservada em um volume de controle, as equações de transporte são válidas para qualquer ponto infinitesimal no interior desse volume. É importante considerar que a região no contorno do volume de controle influencia diretamente o comportamento da propriedade conservada. Para a solução numérica, o domínio passa a ser discretizado, sendo composto de vários subdomínios. Esse processo é chamado de geração da malha computacional ou malha numérica e tem relação direta com a solução do problema em questão. O número e dimensão dos subdomínios têm influência preponderante na boa representação do domínio computacional, além da precisão na aproximação numérica da discretização das equações a serem resolvidas no espaço.

Dois passos importantes devem ser seguidos na geração da malha, a fim de garantir a qualidade dos resultados obtidos: teste de independência de malha e avaliar os parâmetros da malha numérica, para garantir que estão dentro dos critérios estabelecidos pelo *software*.

A malha numérica deve ser suficientemente refinada para identificar as características importantes do escoamento. Nesse contexto, é importante calcular, de forma precisa, os gradientes das propriedades de interesse e, conseqüentemente, calcular os fluxos de interesse do modelo CFD. Com isso, de forma geral, o refino da malha deve ser realizado nas áreas de maior gradiente. Uma das formas de verificar se a malha está adequada é

realizar a análise de duas malhas com refinamento diferente e comparar os resultados obtidos. Se os resultados não variarem de acordo com os critérios especificados, pode-se dizer que o modelo CFD é independente da malha numérica; caso os resultados sejam diferentes, deve-se refazer a malha, refinando nos pontos de interesse, e comparar seus resultados com os da anterior, e assim sucessivamente, até que duas malhas de refinamento diferente obtenham resultados dentro do critério empregado.

Alguns parâmetros importantes devem ser avaliados para verificar a qualidade da malha numérica. Segundo ANSYS (2013c) os principais parâmetros que devem ser levados em consideração na geração da malha numérica são os seguintes:

Razão de aspecto: Medida da razão entre a maior e a menor aresta do elemento. Idealmente, o valor da razão de aspecto deveria ser 1 para garantir os melhores resultados. Valores muito altos desse parâmetro podem levar a erros de aproximação numérica dos fluxos nas faces. Esse fator tende a aumentar em problemas tridimensionais.

Skewness: O *skewness* representa o desvio do vetor que conecta o centro dos volumes vizinhos e o centro da face.

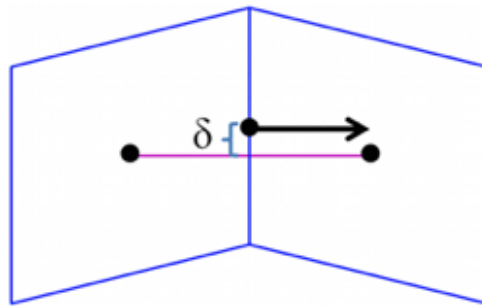


Figura 6 – Desvio do vetor que liga os centros dos volumes e o vetor normal à face.

Smoothness: Esta medida está relacionada com a transição no tamanho dos volumes adjacentes da malha. Essa transição deve ser suave para evitar erros de truncamento nas aproximações numéricas para cálculo dos fluxos sobre as superfícies do volume.

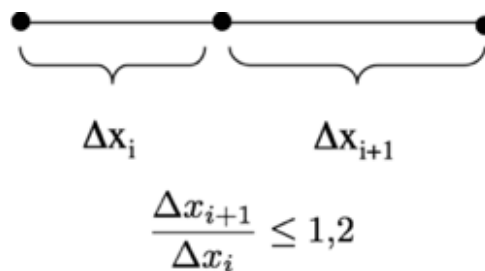


Figura 7 – Transição no tamanho de volumes adjacentes na malha.

Ortogonalidade: A ortogonalidade se refere ao desvio do ângulo entre o vetor que conecta o centro dos volumes adjacentes e o vetor normal à superfície entre eles. A

ocorrência de não ortogonalidade afeta a precisão da aproximação numérica dos fluxos, em especial a discretização do operador gradiente. Malhas com alta não ortogonalidade podem sofrer com a difusão numérica de erros na solução do problema.

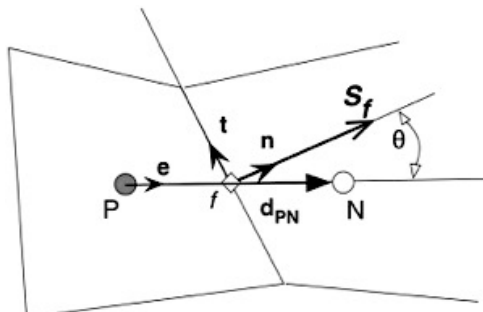


Figura 8 – Ortogonalidade entre os vetores normal à face e o que conecta os centros dos volumes.

5 Resultados e discussões

Neste capítulo foram abordados os resultados deste trabalho; primeiramente, descrevendo a estratégia adotada nos experimentos numéricos realizados; em seguida, um teste de convergência de malha para validar a malha numérica proposta explicitando os principais parâmetros da malha validada para os testes numéricos; posteriormente, foram realizadas validações do modelo proposto para o escoamento monofásico e multifásico. As correlações empíricas foram confrontadas e os parâmetros negligenciados nas correlações avaliados por meio de experimentação numérica. Ademais, avaliar a utilização de placas de orifício para a medição de vazão de gás úmido, assim como os parâmetros que impossibilitam o cálculo analítico da vazão mássica de gás úmido em medidores deprimogênios.

5.1 Estratégia numérica

A modelagem numérica realizada neste trabalho seguiu a metodologia exposta no Capítulo 4. Os parâmetros relevantes para garantir a qualidade da malha numérica utilizada encontram-se descritos na Tabela 3; e, na seção seguinte, foi exposto como foi realizado o teste de convergência.

Tabela 3 – Parâmetros da malha.

Máxima razão de aspecto	Skewness médio	Ortogonalidade mínima	<i>Smoothness</i>
10,51	0,87	0,435	1,2

Os experimentos numéricos para o escoamento multifásico seguiram os esquemas de solução espacial apresentados na Tabela 9. Para alguns casos específicos, foi necessário o auxílio de procedimentos alternativos para garantir a convergência. Dois casos críticos se destacam: simulações para $\beta = 0,35$ e nos casos de alta fração volumétrica. As simulações para $\beta = 0,35$ foram realizadas com uma técnica de relaxação dos parâmetros, a qual foi realizada com uma alteração progressiva dos parâmetros de relaxação para obter estabilidade numérica nas iterações iniciais e posterior retorno às condições padrão de relaxação. De mesma maneira, simulações com alta fração volumétrica de líquido foram iniciadas com discretização de primeira ordem nas equações de conservação da quantidade de movimento e, mediante de um certo número de iterações, foram alteradas para segunda ordem, a fim de garantir estabilidade numérica na solução. É importante salientar que a metodologia abordada não afeta na solução final e foi realizada apenas para garantir a estabilidade numérica e convergência dos modelos.

Tabela 4 – Esquemas de discretização espacial.

Equação	Esquema
Quantidade de movimento	Upwind de segunda ordem
Energia cinética turbulenta	Upwind de primeira ordem
Taxa de dissipação turbulenta	Upwind de primeira ordem
Fração volumétrica	Upwind de primeira ordem

O critério de convergência seguiu o padrão indicado pelo *software* como aplicável para maioria das aplicações em engenharia. Alguns testes foram realizados com esses coeficientes de tolerância, aumentando e diminuindo seus valores, e mostraram que os valores são representativos. A Tabela 5 resume os principais critérios de convergência adotados nas simulações numéricas para o escoamento multifásico.

Tabela 5 – Parâmetros de convergência para o escoamento multifásico.

Equação	Tolerância
Continuidade	10^{-4}
Velocidade em "x"	10^{-3}
Velocidade em "y"	10^{-3}
Velocidade em "z"	10^{-3}
k	10^{-3}
ϵ	10^{-3}
Fração volumétrica	10^{-3}

É importante ressaltar que, embora o modelo *eulerian* seja o mais completo disponível para se modelar o escoamento multifásico e teoricamente tenha capacidade de modelar o escoamento de forma genérica, as hipóteses simplificadoras utilizadas na modelagem matemática têm impacto direto na generalização do modelo proposto.

No que se diz respeito à modelagem numérica do escoamento bifásico com fração volumétrica de líquido inferior a 10%, espera-se encontrar basicamente os padrões de escoamento estratificado e anular-misto. O padrão anular-misto é caracterizado pelo escoamento de partículas líquidas dispersas em uma corrente gasosa com uma camada de líquido na parede da tubulação, a medida que essa camada de líquido diminui o escoamento tende a se tornar disperso. Verificou-se, por meio de confronto entre dados dos experimentos numéricos e laboratoriais, que o modelo proposto funciona bem para os escoamentos anular-misto, apesar disso, o modelo tende a falhar para o padrão de escoamento estratificado.

O autor deste trabalho sugere que a hipótese de escoamento disperso na modelagem da fase secundária e a negligência de alguns dos esforços interfaciais que ocorrem na

interação entre as fases sejam o principal causador dessa falha¹ (Apenas a força de arrasto é contabilizada pelo modelo utilizado neste trabalho). Apesar de fortes evidências, principalmente se compararmos os erros apresentados por modelos monofásicos e multifásicos, é necessário proceder a uma avaliação individual dessas forças, assim como a influência dos modelos de turbulência na modelagem do escoamento com todos os esforços contabilizados para modelar, de forma rigorosa e genérica, o escoamento multifásico, além de confirmar as indicações observadas.

5.2 Convergência da malha

O domínio computacional utilizado para gerar a malha numérica encontra-se na Figura 10, e as dimensões para domínios utilizados na validação encontram-se na Tabela 6.

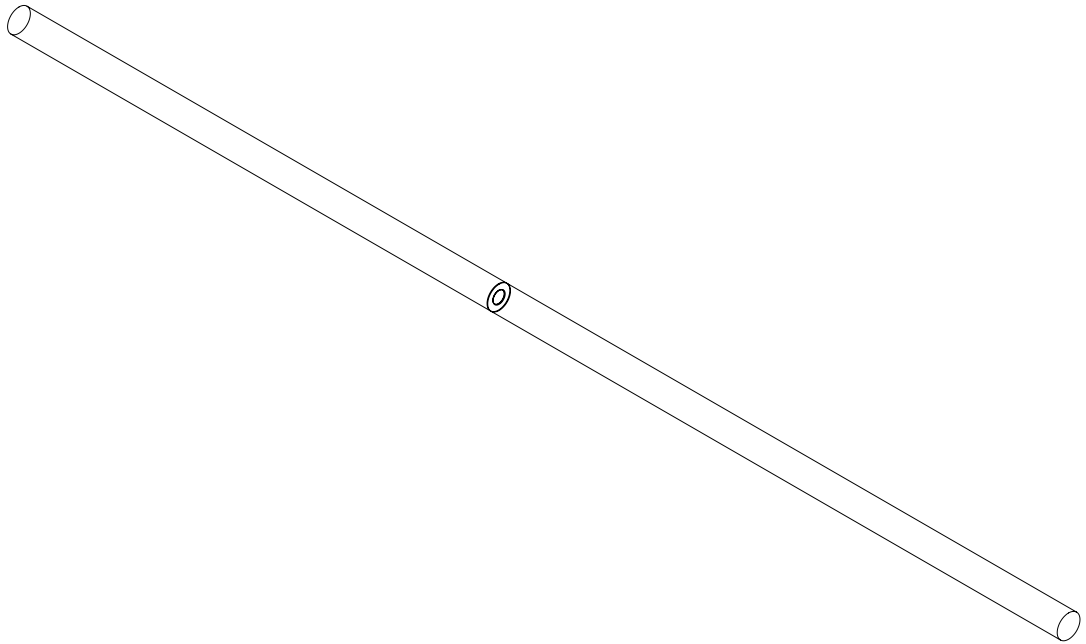


Figura 9 – Vista isométrica do domínio computacional.

¹ Maliska (2008) detalhou as forças interfaciais presentes no escoamento multifásico.

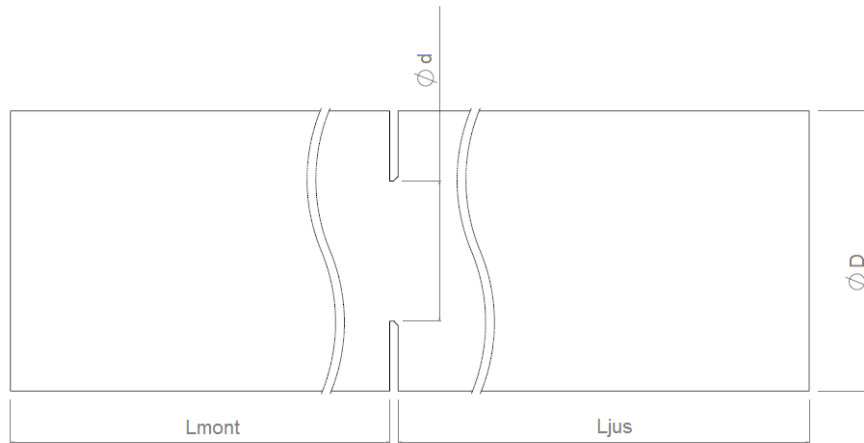


Figura 10 – Vista bidimensional, com corte, do domínio computacional.

Tabela 6 – Dimensões do domínio computacional para validação.

Dimensão	comprimento (pol)	comprimento (m)
L_{mont}	52,5	1,3335
L_{jus}	62,35	1,58369
d	1,25	0,03175
D	2,49	0,063246

O primeiro passo neste trabalho, relativo às experimentações numéricas, foi realizar um estudo de convergência de malha para os domínios numéricos em análise. Esse processo ocorreu a partir de um refinamento progressivo das malhas numéricas. Tal refinamento seguiu uma metodologia específica para avaliar onde os gradientes se mostravam mais relevantes para avaliar os pontos de tomada de pressão a montante e a jusante da placa de orifício, sendo conduzido de três formas distintas:

- **Refinamento homogêneo da malha numérica:** O qual se mostrou satisfatório até certo ponto, entretanto observou-se problemas de convergência;
- **Refinamento na parede do escoamento:** Neste caso, foi notado que esse refinamento não resultou em influência significativa na avaliação da perda de carga;
- **Refinamento próximo à placa de orifício:** Este por sua vez se mostrou influente na perda de carga.

Um maior refinamento da malha numérica próxima à placa é importante pois é onde se encontram os maiores gradientes das propriedades de interesse (pressão e velocidade). Um teste final foi realizado com refino próximo à placa e também na parede, todavia os

resultados não se mostraram melhores, tendo sido optado por um refino próximo à placa e prosseguido com o teste de malha até determinar a malha ideal para o caso.

Com base nas observações realizadas no estudo de convergência de malha, foram testadas malhas com refinamentos progressivos a fim de validar a malha. Para essa validação foi escolhido arbitrariamente o primeiro experimento de Murdock (1962), utilizando uma vazão mássica de gás de 8608 lb/h e uma vazão de líquido de 986 lb/h. Os resultados das comparações das últimas malhas podem ser observados na Tabela 7.

Tabela 7 – Estudo de convergência de malha

MALHA	Número de nós	$\sqrt{\Delta P_{gu}}$
1	111747	34,98
2	362271	48,46
3	728193	49,64
4	1425990	51,86
5	2044782	51,88
6	4397350	51,55

A partir dos resultados obtidos na Tabela 7, observa-se que a malha 4 obteve um desvio de 0,6% em relação a malha 5, sendo utilizada para realizar os experimentos numéricos. O teste de convergência da malha é apresentado graficamente pela Figura 11

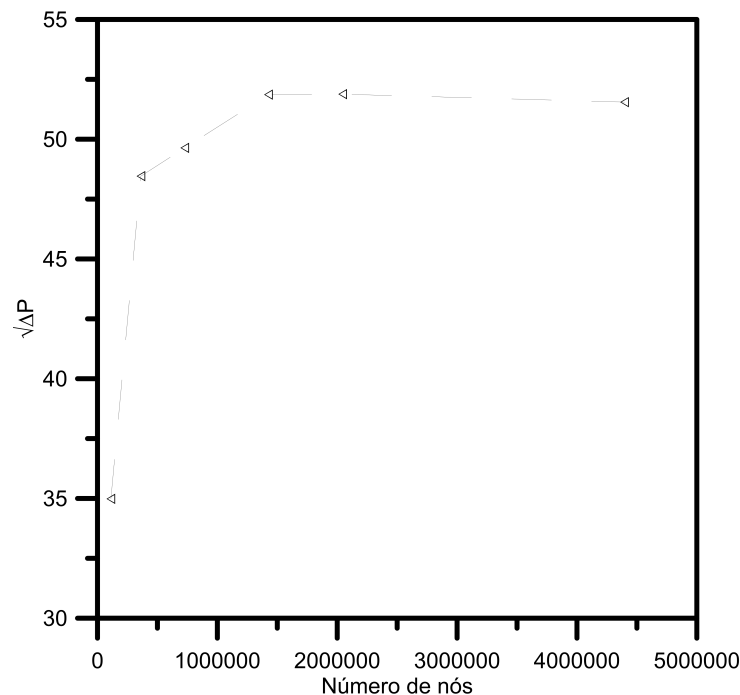


Figura 11 – Teste de convergência de malha, número de nós x raiz quadrada da perda de carga (lb/pol^2).

Um corte de seção transversal da malha utilizada nas simulações numéricas mostrando a transição de refinamento entre os elementos da malha encontram-se na Figura 12.



Figura 12 – Malha utilizada. Corte de seção transversal

A Figura 13 apresenta o corte de seção transversal aproximado na parte superior da estricção.

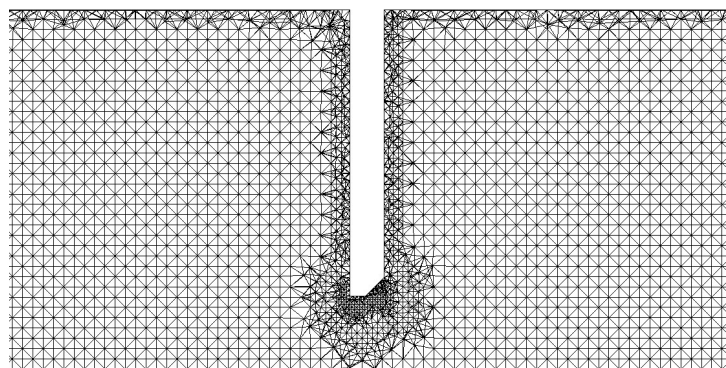


Figura 13 – Malha utilizada. Corte de seção transversal, aproximando a parte superior da estricção.

A Tabela 8 mostra as principais informações da malha numérica utilizada.

Tabela 8 – Informações da malha utilizada.

Tipo de elemento	Número de elementos	Número de nós
Tetraédrico	8430290	1425990

Na Tabela 8, encontram-se as principais características da malha escolhida no teste de malha e utilizada para realizar os experimentos numéricos. A Tabela 3 mostra os principais parâmetros considerados pelo *software* utilizado como importantes para caracterizar uma boa malha, e todos os critérios mínimos solicitados pelo *software* foram atingidos.

5.3 Modelo monofásico

A modelagem do escoamento monofásico via *CFD* é bem desenvolvida, com modelos consolidados na literatura (LAUNDER; SPALDING, 1979; ORSZAG et al., 1993; SHIH, 1994). Neste trabalho, para todas as validações de escoamento monofásico os resultados apresentaram desvio entre 0,07 % e 3,09%.

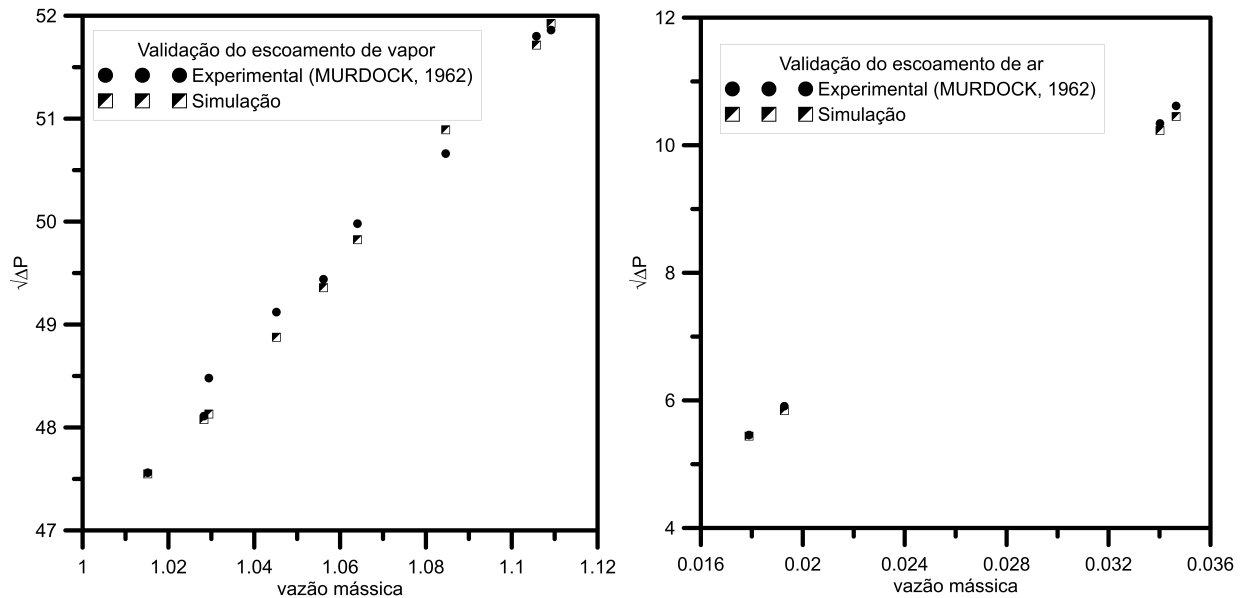
Com a finalidade de validar o escoamento monofásico por meio de *CFD*, foram realizadas três baterias de simulações e comparadas com resultados experimentais. Esses experimentos foram realizados para três diferentes fluidos de trabalho, a saber: vapor, ar e água.

A Figura 14 demonstra os resultados das simulações confrontadas com dados experimentais, para simulação de vapor, ar e água como fluido de trabalho, respectivamente, na Figura 14a, Figura 14b e Figura 14c. Os resultados das simulações estão de acordo com os dados experimentais com desvios entre: 0,07 % e 0,72% para vapor como fluido de trabalho; 0,31 % e 1,59% para simulação de ar e 0,11 % e 3,09% para escoamento de água. Uma descrição completa da validação encontra-se no Apêndice A.

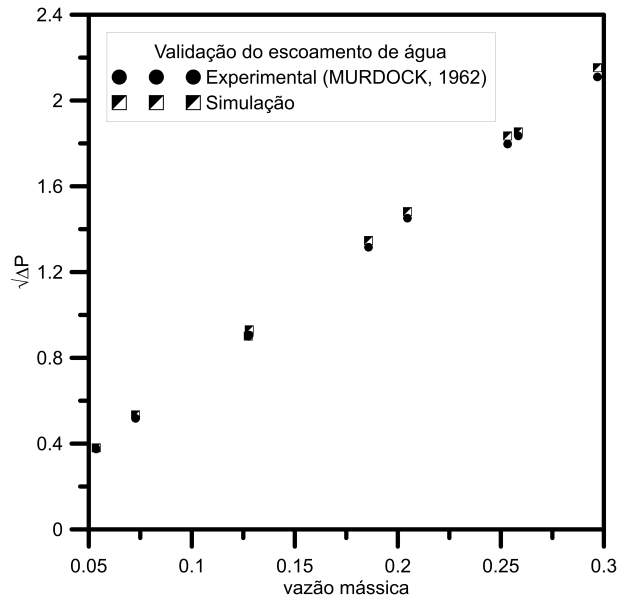
A validação dos modelos monofásicos ficou dentro do desvio esperado e compatível com os dados experimentais. Os desvios percentuais dos resultados para o escoamento da fase líquida foram ligeiramente superiores aos das fases gasosa, como é detalhado no Apêndice A.

5.4 Validação do escoamento multifásico

A Figura 15 demonstra os resultados das simulações confrontadas com dados experimentais para a simulação do escoamento bifásico, vapor-água. Os resultados das



(a) Vazão mássica de vapor x queda de pressão (b) Vazão mássica de ar x queda de pressão para condição de escoamento monofásico.



(c) Vazão mássica de água x queda de pressão para condição de escoamento monofásico.

Figura 14 – Validação da perda de carga na placa de orifício para escoamentos monofásicos. ΔP em lb/pol^2 e vazão mássica em m^3/s .

simulações estão de acordo com os dados experimentais, com desvios entre 0,04% e 1,83%. Uma descrição completa dos resultados da validação encontra-se no Apêndice B.

A Tabela 9 mostra um resumo da estratégia numérica utilizada na solução dos modelos multifásicos, vale ressaltar entretanto que foram utilizadas técnicas de convergência em alguns casos particulares como discutido na seção 5.1.

Tabela 9 – Resumo da estratégia numérica.

Modelo multifásico	<i>Eulerian</i>
Geometria	Tridimensional
Fluidos	gás e líquido, incompressíveis
Solver	<i>pressure-based</i>
Modelo de Turbulência	RNG k- ϵ , disperso
Condições de contorno	U_s e α na entrada e Pressão na saída
Função de parede	<i>Standard</i>
Discretização espacial	esquema <i>upwind</i>
Critérios de convergência	10^{-3} , exceto continuidade (10^{-4})

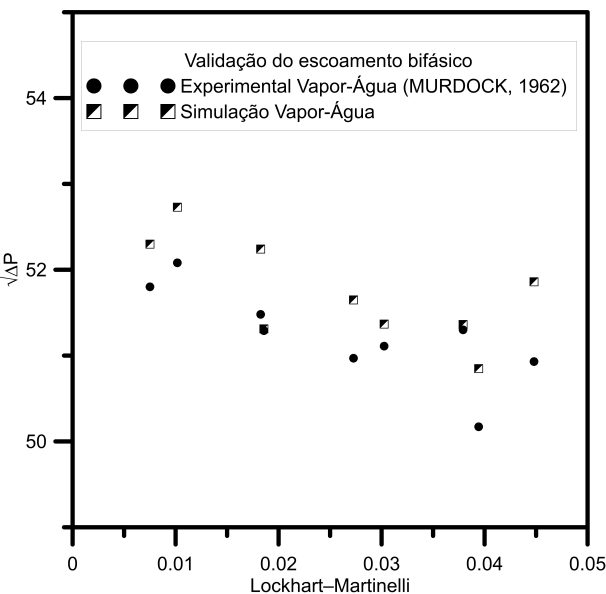


Figura 15 – Validação do escoamento bifásico. ΔP em lb/pol^2 e vazão mássica em m^3/s .

Os resultados para a validação desse escoamento bifásico foram realizados para vazões mássicas de gás entre 8057 e 8803 lb/h e vazão mássica de líquido entre 415 e 2299 lb/h, com $\beta = 0,5$ e número de Froude da fase gasosa entre 3,3 e 3,6.

5.5 Análise de sensibilidade no equacionamento analítico da medição de vazão

A solução analítica da perda de carga nos medidores deprimogênicos é impossibilitada por dois parâmetros, basicamente, C_d e ρ . Se considerarmos o escoamento monofásico, o coeficiente de descarga é função apenas do número de Reynolds, entretanto o número de parâmetros existentes no escoamento multifásico dificulta a padronização desse valor. A massa específica é outra questão controversa, no escoamento de gás úmido costuma-se utilizar o valor referente ao gás seco, porém sabe-se que isso é um erro, dada a existência de líquido no escoamento.

A importância desses parâmetros faz com que seja primordial conhecer a influência deles no equacionamento utilizado atualmente para estimar a vazão de gás. Sob a ótica da análise de sensibilidade pelas equações 5.1 e 5.2, observa-se que os parâmetros apresentam dependência linear entre si $\left(\frac{\bar{\chi}_{Cd}}{\bar{\chi}_\rho} = 2\right)$, não havendo unicidade na solução de métodos matemáticos como o problema inverso (OZISIK, 2000).

$$\bar{\chi}_{Cd} = C_d A \sqrt{\rho \Delta P} \quad (5.1)$$

$$\bar{\chi}_\rho = \frac{1}{2} C_d A \sqrt{\rho \Delta P} \quad (5.2)$$

Onde,

$\bar{\chi}_{Cd}$ Coeficiente de sensibilidade normalizado de coeficiente de descarga

$\bar{\chi}_\rho$ Coeficiente de sensibilidade normalizado da massa específica

O coeficiente de sensibilidade indica o gradiente da variável a ser estimada, fornecendo informação direta sobre o efeito de uma pequena perturbação do parâmetro (OZISIK, 2000).

A capacidade de desenvolver expressões para esses parâmetros corresponde à capacidade de resolver analiticamente o equacionamento para a estimativa da vazão por meio de medidores deprimogênicos para escoamentos multifásicos. Enquanto isso não for possível, será necessário o auxílio de métodos experimentais ou numéricos. Atualmente todo cálculo de medição de vazão é realizado considerando o gás seco e utilizados fatores de correção para corrigir o erro de leitura, como descrito no Capítulo 2. O desenvolvimento de expressões para cálculo da vazão mássica que levem em conta todos os efeitos do escoamento multifásico eliminaria esse erro de leitura e possibilitaria o cálculo analítico da vazão mássica.

Com a impossibilidade da utilização de expressões analíticas para a estimativa da vazão mássica em medidores de vazão por pressão diferencial, surge a necessidade

de utilizar os fatores de correção para corrigir o erro de leitura causado pela presença de líquido escoando na corrente de gás. Atualmente as correlações para a correção da sobreleitura são a alternativa utilizada. Por não estarem completamente desenvolvidas, essas correlações apresentam uma incerteza associada, sendo essencialmente importante avaliar os respectivos desempenhos e a diferença entre as correlações existentes.

5.6 Correlações empíricas

A partir da Figura 16 e Figura 17, observa-se que, em geral, a melhor correlação com os dados experimentais é a correlação Murdock (1962), apresentando desvios entre -0,01% e 0,66%. No entanto, é importante ressaltar que todas as correlações apresentaram dentro da tolerância de $\pm 2\%$ estabelecida pelos autores; além disso, se considerarmos o caso particular do escoamento de vapor-água, a correção de Leeuw (1997) obteve melhores resultados, com erros entre -0,01% e 0%.

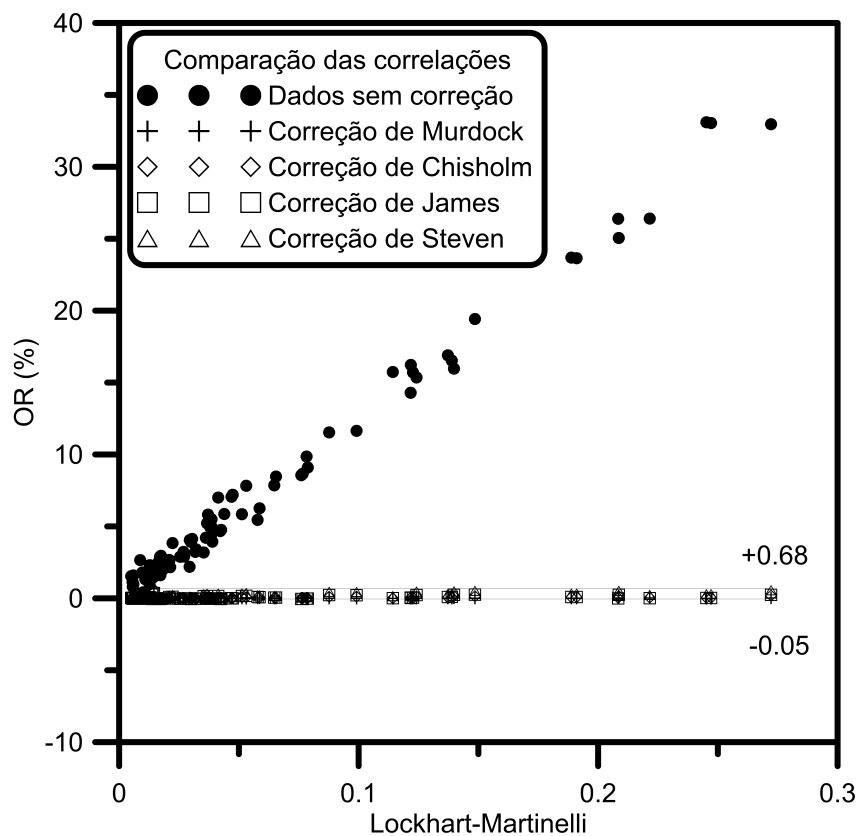


Figura 16 – Lockhart–Martinelli x sobreleitura. Correção dos dados experimentais de Murdock (1962).

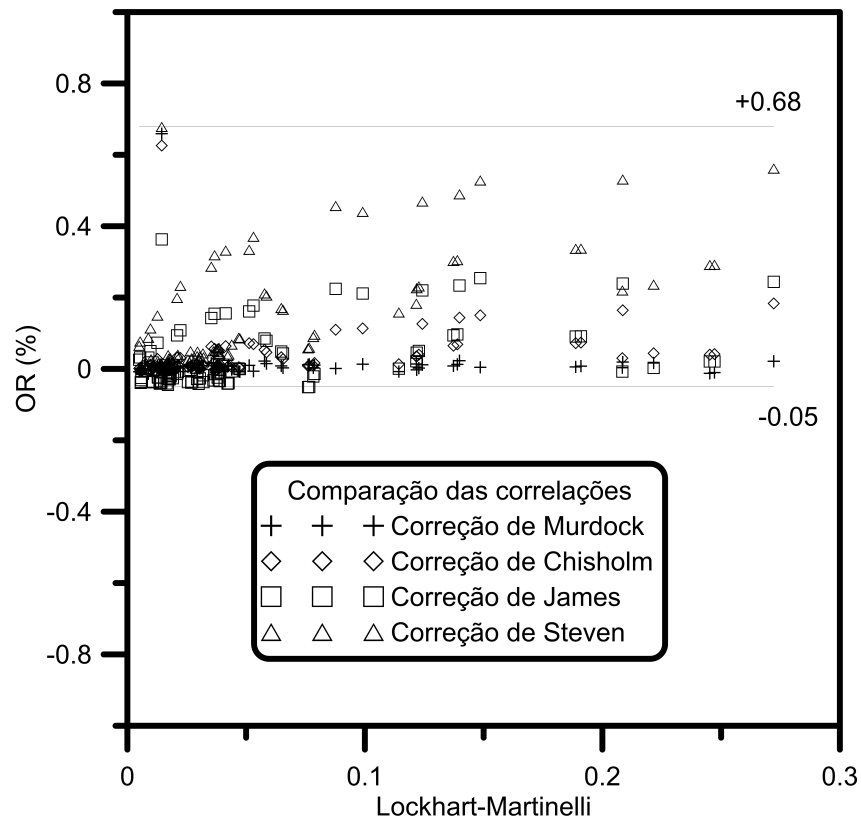


Figura 17 – Lockhart–Martinelli x sobreleitura. Desvio das correlações empíricas testadas.

Avaliando as correlações empíricas presentes nesse trabalho (MURDOCK, 1962; CHISHOLM, 1977; LEEUW, 1997; STEVEN; HALL, 2009), observa-se ser possível corrigir a sobreleitura causada nos medidores deprimogênicos de forma consistente, desde que a vazão de uma das fases seja conhecida; entretanto, para melhorar os resultados existentes devem-se levar em conta os parâmetros do escoamento multifásicos que ainda não foram contabilizados, dentre os quais: Pressão de operação, número de Froude do líquido, razão entre diâmetros e número de Froude do gás.

Para o desenvolvimento de uma correlação ideal, todos os fatores que influenciam na medição de vazão deveriam ser levados em consideração. Atualmente, as correlações apresentam menores desvios percentuais para as condições operacionais em que foram propostas. Foi constatado que Leeuw (1997) obteve os melhores resultados para o escoamento de vapor-água; isso era esperado, visto que seu trabalho se restringiu a esse tipo de escoamento. Todavia, de forma geral, os resultados da correlação de Murdock (1962) obtiveram melhores resultados até mesmo que correlações mais recentes para seus dados experimentais. É importante evidenciar que a aplicabilidade e precisão dos fatores de correção estão fortemente relacionadas às condições operacionais em que se obtiveram os dados experimentais. Esse fato ficará ainda mais evidente se observarmos o estudo feito por Steven e Hall (2007), no qual ele mostrou que, mantendo as condições operacionais do trabalho de Chisholm (1977), os resultados de sua correção eram inferiores a $\pm 2\%$.

Entretanto alterando o diâmetro da linha, é necessário realizar um ajuste no coeficiente "n" de Chisholm, com a finalidade de manter os erros na correção entre $\pm 2\%$, possivelmente devido a alterações no padrão de escoamento.

Dentro desse contexto, é importante entender as fontes de incerteza associadas à correção do erro de sobreleitura e como foram desenvolvidas as correlações utilizadas atualmente. As principais fontes de incerteza encontram-se nas hipóteses simplificadoras e na negligência de parâmetros importantes, relativos à medição de vazão de escoamento de gás úmido em placas de orifício.

A Tabela 1 contém um resumo das principais correlações empíricas utilizadas para corrigir a sobreleitura de gás úmido causada em medidores deprimogênios, contendo os respectivos trabalho dos autores, a correlação desenvolvida, os parâmetros da equação, as hipóteses simplificadoras utilizadas no desenvolvimento da correlação e os principais parâmetros que os autores indicam ter considerado em seus trabalhos.

5.7 Parâmetros de influência na sobreleitura

Em seu artigo, Murdock (1962) limitou-se à utilização de $\beta \leq 0,5$. Sabe-se que é comum a utilização de valores para β maiores que 0,5 na prática. Por isso, Murdock sugeriu a complementação de seus experimentos, para estender a utilidade prática de seu trabalho, com avaliações de valores de β maiores que 0,5.

Com base nessa sugestão, foi realizada uma bateria de experimentos numéricos para três valores de β , com a finalidade de complementar os experimentos e comparar a resposta da sobreleitura em relação a esse parâmetro.

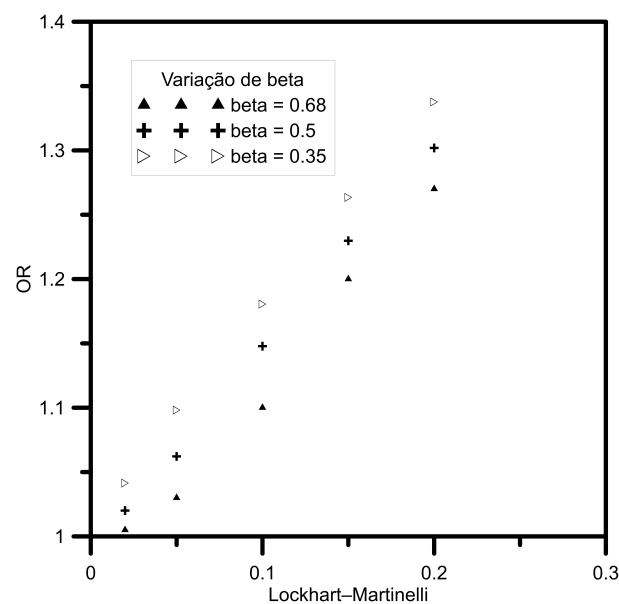


Figura 18 – Avaliação da razão entre diâmetros na sobreleitura do escoamento de gás úmido.

Pela Figura 18 é constatada a existência de uma dependência da sobreleitura em relação ao parâmetro β , cujo aumento, causa uma diminuição da sobreleitura. Esse resultado segue a mesma tendência de estudos experimentais disponíveis na literatura para placas de orifício (STEVEN; HALL, 2007). É constatado também que, por influenciar na sobreleitura, esse parâmetro deveria ser contabilizado nos fatores de correção para corrigir o erro de leitura em placa de orifício, o que não ocorre atualmente e é uma fonte de incerteza na correção do erro de medição.

Outra importante consideração é que, embora um maior β reduza o erro de leitura, deve-se observar que valores muito altos desse parâmetro atrapalham a sensibilidade do medidor; exatamente por isso, a faixa mínima e máxima desse parâmetro é estabelecida por norma (ISO/5167-2, 2002).

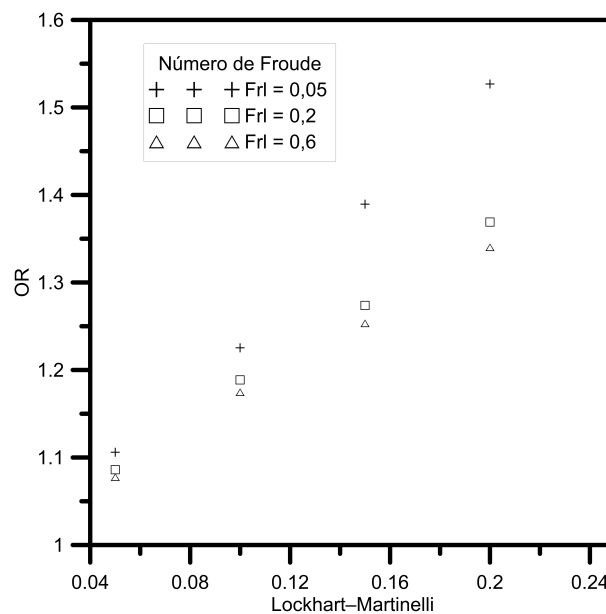


Figura 19 – Avaliação do número de Froude do líquido na sobreleitura do escoamento de gás úmido.

O número de Froude do líquido é um parâmetro pouco abordado na literatura no que diz respeito aos medidores deprimogênicos. Mesmo assim com base nas simulações, na Figura 19 observou-se que existe uma variação entre esse parâmetro e a sobreleitura, e também deveria ser levada em consideração por uma correlação ideal.

5.8 Ajuste do coeficiente "n" de Chisholm

Foi realizado um ajuste do expoente "n" para a equação de Chisholm. Esse procedimento foi realizado de forma a estimar o valor do coeficiente "n" que corrige o erro de leitura de forma exata na correlação de Chisholm (1977). A Figura 20 apresenta o resultado desse exercício em três gráficos distintos afim de comparar o comportamento

desse expoente em relação a parâmetros do escoamento, a Figura 20a (expoente n vs. Lockhart–Martinelli), Figura 20b (expoente n vs. F_{rg}) e Figura 20c (expoente n vs. pressão) mostram esses resultados. Na Tabela 14, Tabela 15 e Tabela 16 no Apêndice C, são apresentados os resultados desse procedimento em forma de tabela para escoamento de vapor-água, ar-água e gás natural-água.

Esse processo é importante por mostrar que o coeficiente n de Chisholm tem uma dependência com parâmetros negligenciados pelas correlações empíricas (exceto a Figura 20a, que é um dos mais importantes parâmetros e é considerado). Esse resultado vai ao encontro das simulações numéricas realizadas, nas quais se observou que negligenciar parâmetros do escoamento multifásico resulta em erro na correção da sobreleitura.

É notada uma dependência do expoente n com relação à pressão montante da placa. Binoti (2014) observou, em seu trabalho via *CFD*, que o medidor tipo cone invertido tem comportamento diferente a baixas e altas pressões, fato que também foi questionado por Peters e Steven (2004), embora não tenha sido explicado o motivo desse comportamento.

O número de Froude do gás também apresenta uma aparente dependência. Embora as correlações para placa de orifício não considerem esse parâmetro, existem correlações para outros medidores deprimogênicos que propõem uma formulação desse expoente em função do número de Froude do gás (LEEuw, 1997).

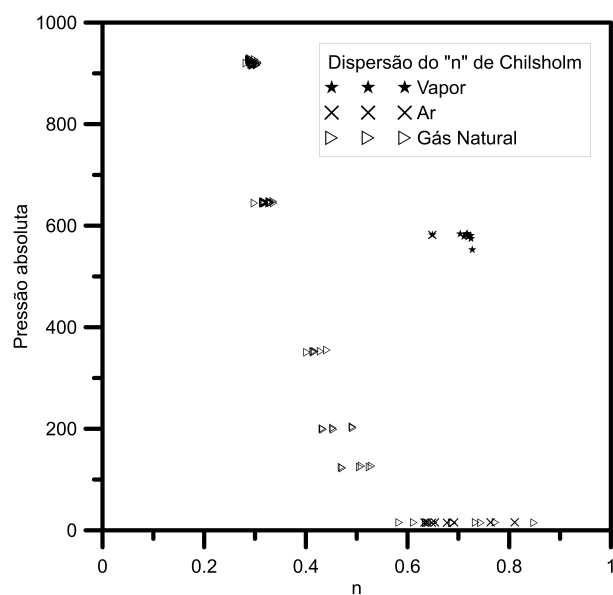
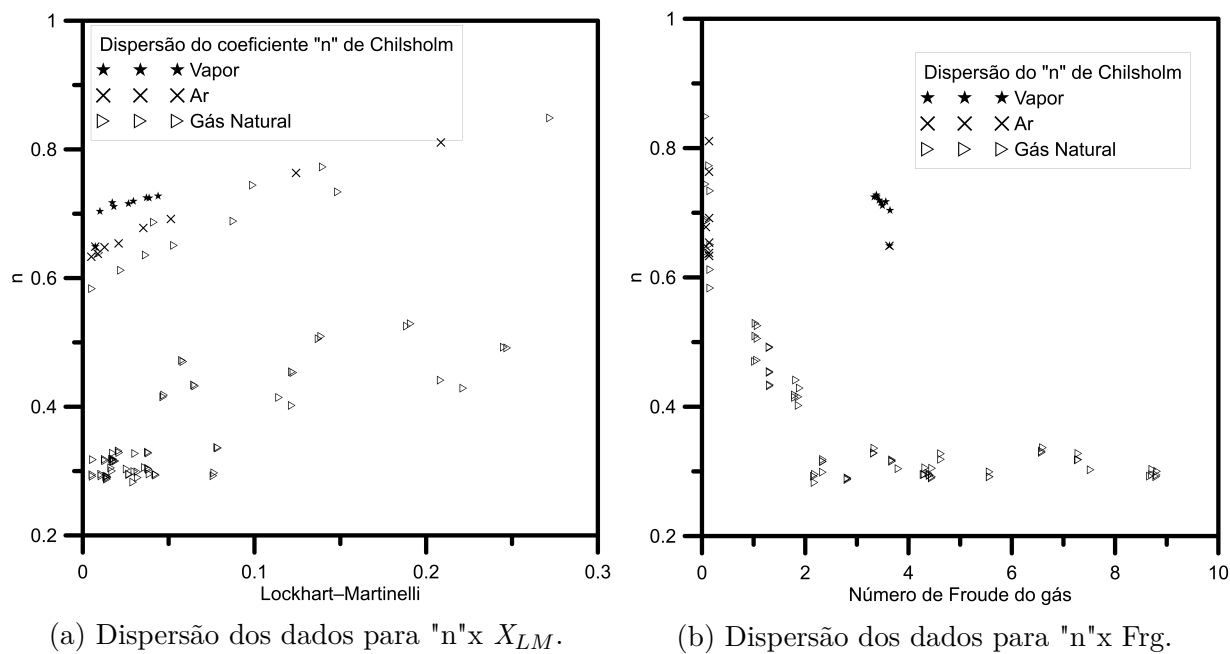


Figura 20 – Avaliação do coeficiente "n" de Chisholm

6 Conclusão

A utilização de medidores de vazão mássica baseados em pressão diferencial em escoamento de gás úmido é uma opção viável para aplicações práticas, considerando que é possível corrigir o erro de leitura causado nos medidores deprimogênicos devido ao escoamento multifásico.

Placas de orifício, assim como os medidores deprimogênicos em geral, apresentam resultados satisfatórios para a medição de vazão de gás úmido por apresentarem uma resposta previsível ao sistema de medição, com boa repetibilidade. Entretanto, deve-se considerar que as formas de corrigir o erro de leitura causado pela presença de líquido no escoamento não estão completamente consolidadas, e, apesar de as correlações existentes apresentarem resultados razoáveis, a escolha da melhor correlação está atrelada às condições operacionais em que o trabalho de seus autores foi desenvolvido. Isso ocorre porque parâmetros importantes, dentre os quais: Número de Froude da fase líquida, razão entre diâmetros e pressão de operação, são negligenciados no desenvolvimento dessas correlações, e uma das principais razões é a grande quantidade de fenômenos associados ao escoamento multifásico, o que inviabiliza a utilização de todos os parâmetros. Além disso, Steven e Hall (2007) afirma que resposta à medição de gás úmido pela placa de orifício é menos sensível a alterações em parâmetros como β , Froude do gás e propriedades líquidas do que em outros medidores por pressão diferencial, tais como tubo de venturi e cone invertido, o que viabiliza sua utilização em aplicações práticas, em determinadas condições. Além disso, existem sugestões na literatura de que o acúmulo de condensado causado pela estricção da linha não afeta significativamente a medição de vazão de gás úmido (STEVEN; HALL, 2007).

A experimentação numérica também demonstrou ser uma excelente alternativa, não só aos experimentos laboratoriais como também no auxílio para prever comportamentos em campo dos medidores deprimogênicos. Apesar de existirem vantagens, ainda é necessário considerar condições específicas no que diz respeito à utilização de métodos numéricos para a modelagem do escoamento multifásico. Embora o modelo proposto funcione razoavelmente bem para padrão de escoamento disperso e anular, é importante levar em consideração que ele tende a falhar em padrões estratificados, e essa falha numérica ocorre em virtude da necessidade de se supor o padrão de escoamento a priori nos modelos computacionais para escoamento multifásico atuais. Negligenciar algumas forças interfaciais acarreta erros no modelo que inviabiliza a modelagem genérica que seria necessária para modelar o escoamento multifásico com a mesma precisão de modelos monofásicos. O fato de os modelos numéricos atuais não preverem o regime de escoamento, torna necessário que se utilizem hipóteses para o padrão de escoamento limitando o modelo proposto. Apesar disso,

para casos restritos, os modelos para escoamento multifásico funcionam com incerteza inferior a 2%, como no caso do escoamento disperso apresentado neste trabalho. Com a adequação do modelo proposto, acredita-se conseguir modelar o escoamento estratificado com certa precisão, com o modelo VOF no lugar do *Eulerian*. Sendo assim, é importante considerar que os modelos computacionais atuais devem ser aprimorados para possibilitar a inclusão de todas as características importantes relativamente à modelagem do escoamento de forma viável. Atualmente essa generalização está longe de ser viável (MALISKA, 2008), principalmente devido ao grande número de fenômenos associados e à dificuldade de se prever modelos capazes de se adequarem às diversas morfologias presentes no escoamento multifásico.

Daí em diante, pode-se considerar que o uso de modelos CFD para estudo de escoamento de gás úmido se mostra promissor, embora ainda seja necessário desenvolver completamente os modelos propostos.

6.1 Sugestão para trabalhos futuros

Estudar a viabilidade de avaliar os esforços interfaciais que foram negligenciados para observar seus efeitos separadamente e tentar implementá-los, por meio de *softwares* com código livre.

Propor um fator de correção que considere mais parâmetros do escoamento (pressão de operação, β ou F_{rl} , por exemplo), a fim de tentar reduzir a incerteza na correção da vazão mássica em condições de escoamento multifásico.

Ao fim deste trabalho duas questões importantes se apresentam:

- 1) É possível desenvolver uma metodologia de solução numérica que seja independente do padrão de escoamento?
- 2) É possível equacionar uma expressão para o coeficiente de descarga que leve em conta as características do escoamento multifásico? Como eliminar a dependência linear dos parâmetros discutida na seção 5.5?

A resposta para essas indagações implicariam na solução de alguns dos maiores problemas encontrados atualmente no estudo de escoamento multifásicos: modelos numéricos capazes de modelar o escoamento multifásico de forma genérica; e resolver analiticamente o cálculo da vazão mássica a partir da perda de carga em medidores por pressão diferencial.

Referências

ABOURI D., P. A. H. A.; LONGATTE, E. A stable fluid rigid body interaction algorithm: Application to industrial problems. *Journal of Pressure Vessel Technology*, 2006. 128, pp 516-524. Citado na página 19.

AGA. *ORIFICE METERING OF NATURAL GAS AND OTHER RELATED HYDROCARBON FLUIDS*. Washington, DC 20001, USA, 2003. Citado 2 vezes nas páginas 18 e 31.

ANP. *REGULAMENTO TÉCNICO DE MEDIÇÃO DE PETRÓLEO E GÁS NATURAL*. 2013. Art. 2. Citado na página 18.

ANSYS. *ANSYS DesignModeler User's Guide*. 15. ed. Canonsburg, PA 15317, 2013. Citado na página 40.

ANSYS. *ANSYS Fluent Theory Guide*. 15. ed. Canonsburg, PA 15317, 2013. Citado 4 vezes nas páginas 19, 33, 40 e 44.

ANSYS. *ANSYS Fluent User's Guide*. 15. ed. Canonsburg, PA 15317, 2013. Citado 4 vezes nas páginas 19, 40, 43 e 52.

ANSYS. *ANSYS ICEM CFD User's Manual*. 15. ed. Canonsburg, PA 15317, 2013. Citado na página 40.

API. *State of the Art Multiphase Flow Metering*. 1. ed. [S.l.]: API PUBLICATION 2566, 2004. Citado na página 32.

BARBEROUSSE, A.; FRANCESCHELLI, S.; IMBERT, C. Computer simulations as experiments. *Synthese*, v. 169, n. 3, p. 557–574, 2009. Cited By 14. Disponível em: <<https://www.scopus.com/inward/record.uri?eid=2-s2.0-67650483536&partnerID=40&md5=3d1f30c7799c4b1adb2d464c50fad771>>. Citado na página 18.

BARTH, T. J.; JESPERSEN, D. *The design and application of upwind schemes on unstructured meshes*. Reno, Nevada, 1989. Citado na página 44.

BARTON, N. The effect of varying reynolds number on a zanker flow conditioner. *20th North Sea Flow Measurement Workshop*, 2002. St Andrews, Scotland. Citado na página 19.

BARTON N., M. M. Z. K.; STOBIE, G. Erosion in subsea multiphase flow meters. *The Americas Workshop*, 2011. Houston, USA. Citado na página 19.

BERNARD, P.; WALLACE, J. *Turbulent Flow: Analysis, Measurement, and Prediction*. Wiley, 2002. ISBN 9780471275381. Disponível em: <<https://books.google.com.br/books?id=B5j9oP5nLacC>>. Citado na página 47.

BINOTI, M. A. *Simulação numérica da influência de acidentes de linha e gás úmido na medição de vazão por meio de medidores deprimogênios do tipo cone invertido*. Dissertação (Mestrado) — Universidade Federal do Espírito Santo, Vitória, 7 2014. Citado 4 vezes nas páginas 33, 38, 40 e 68.

BOYER, C.; LEMONNIER, H. Design of a flow metering process for two-phase dispersed flows. *International Journal of Multiphase Flow*, v. 22, n. 4, p. 713 – 732, 1996. ISSN 0301-9322. Disponível em: <<http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0301932296000110>>. Citado na página 18.

BRENNEN, C. *Fundamentals of Multiphase Flow*. Cambridge University Press, 2005. ISBN 9780521848046. Disponível em: <<https://books.google.com.br/books?id=F7hEfx2GUPYC>>. Citado na página 17.

CAMPOS, S. et al. Orifice plate meter field performance: Formulation and validation in multiphase flow conditions. *Experimental Thermal and Fluid Science*, v. 58, p. 93 – 104, 2014. ISSN 0894-1777. Disponível em: <<http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0894177714001599>>. Citado na página 33.

CHISHOLM, D. Two-phase flow through sharp-edged orifices. *Journal of Mechanical Engineering Science*, v. 19, p. 128 – 130, 1977. Research. Citado 6 vezes nas páginas 32, 35, 36, 37, 65 e 67.

CHORIN, A. J. *Numerical solution of navier-stokes equations*. 1. ed. [S.l.]: Mathematics of Computation, 1968. Citado 2 vezes nas páginas 45 e 46.

COLOMBO, M.; FAIRWEATHER, M. Multiphase turbulence in bubbly flows: Rans simulations. *International Journal of Multiphase Flow*, v. 77, p. 222 – 243, 2015. ISSN 0301-9322. Disponível em: <<http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0301932215002013>>. Citado na página 47.

COOK, T. L.; HARLOW, F. H. Virtual mass in multiphase flow. *International Journal of Multiphase Flow*, v. 10, n. 6, p. 691 – 696, 1984. ISSN 0301-9322. Disponível em: <<http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/0301932284900053>>. Citado na página 39.

CORREIA, W. J. H. *Avaliação Experimental de Correlações Empíricas para Correção da Superestimação das Leituras em Medidores Tipo Cone em Escoamento Bifásico*. Dissertação (Mestrado) — Universidade Federal do Espírito Santo, Vitória, 8 2016. Citado na página 33.

COULL, C. Investigation of installation effects on ultrasonic flowmeters and evaluation of cfd prediction methods. *North Sea Flow Measurement Workshop*, 2002. Research. Citado na página 19.

CROWE, C. et al. *Multiphase Flows with Droplets and Particles*. Taylor and Francis, 1997. ISBN 9780849394690. Disponível em: <<https://books.google.com.br/books?id=CioXotlGMiYC>>. Citado na página 17.

DELMEE, G. J. *Manual de Medição de Vazão*. 3. ed. [S.l.]: Editora EDGARD BLUCHER LTDA, 1995. v. 3. (10, v. 3). ISBN 3257227892. Citado 2 vezes nas páginas 22 e 23.

ENGINEERS, S. of P. Guideline notes for petroleum measurements under the petroleum (production) regulations. *Department of Trade and Industry, Oil and Gas Division*, v. 6, 2001. Citado na página 31.

FAGHRI, A.; ZHANG, Y. 3 - generalized governing equations in multiphase systems: Local instance formulations. In: FAGHRI, A.; ZHANG, Y. (Ed.). *Transport*

Phenomena in Multiphase Systems. Boston: Academic Press, 2006. p. 177 – 237. ISBN 978-0-12-370610-2. Disponível em: <<http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/B9780123706102500088>>. Citado na página 38.

Copyright. In: FAGHRI, A.; ZHANG, Y. (Ed.). *Transport Phenomena in Multiphase Systems*. Boston: Academic Press, 2006. p. iv –. ISBN 978-0-12-370610-2. Disponível em: <<http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/B9780123706102500027>>. Citado na página 20.

FAGHRI, A.; ZHANG, Y. *Transport Phenomena in Multiphase Systems*. Elsevier Science, 2006. ISBN 9780080547688. Disponível em: <<https://books.google.com.br/books?id=bxndY2KSuQsC>>. Citado na página 17.

FARGE, M. L'approche numérique en physique. *Philosophia Scientiae*, v. 7, n. 2, p. 155–175, 1986. Cited By 1. Citado na página 18.

FARGE, M. *Numerical Experimentation: A Third Way to Study Nature*. Berlin, Heidelberg: Springer Berlin Heidelberg, 2007. 15–30 p. ISBN 978-3-540-46375-7. Disponível em: <http://dx.doi.org/10.1007/978-3-540-46375-7_2>. Citado na página 18.

FERREIRA, A. L. A. D. S. *Tecnologia ultrassônica na medição de vazão em escoamentos incompressíveis*. Tese (Doutorado) — PONTIFÍCIA UNIVERSIDADE CATÓLICA DO RIO DE JANEIRO - PUC-RIO, 2010. Citado na página 18.

GENG, Y.; ZHENG, J.; SHI, T. Study on the metering characteristics of a slotted orifice for wet gas flow. *Flow Measurement and Instrumentation*, v. 17, n. 2, p. 123 – 128, 2006. ISSN 0955-5986. Disponível em: <<http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0955598605000816>>. Citado 3 vezes nas páginas 32, 33 e 40.

HE, D.; BAI, B. Numerical investigation of wet gas flow in venturi meter. *Flow Measurement and Instrumentation*, v. 28, p. 1 – 6, 2012. ISSN 0955-5986. Disponível em: <<http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0955598612000805>>. Citado 4 vezes nas páginas 33, 38, 40 e 47.

HENON, M. On the numerical computation of poincaré maps. *Physica D: Nonlinear Phenomena*, v. 5, n. 2-3, p. 412–414, 1982. Cited By 242. Disponível em: <<https://www.scopus.com/inward/record.uri?eid=2-s2.0-0001654924&partnerID=40&md5=8bf371c6ade23124e97436f3da7ed40f>>. Citado na página 18.

HINZE, J. *Turbulence*. McGraw-Hill, 1975. (McGraw-Hill classic textbook reissue series). ISBN 9780070290372. Disponível em: <<https://books.google.com.br/books?id=xfrQAAAAMAAJ>>. Citado na página 48.

HOLMES, D. G.; CONNELL, S. D. Solution of the 2d navier-stokes equations on unstructured adaptive grids. *AIAA 9th Computational Fluid Dynamics Conference*, 1989. Citado na página 44.

HUMPHREYS, P. Patrick suppes: Scientific philosophe. v. 2, p. 103–121, 1994. Citado na página 18.

ISMAIL, I. et al. Tomography for multi-phase flow measurement in the oil industry. *Flow Measurement and Instrumentation*, v. 16, n. 2–3, p. 145 – 155, 2005. ISSN 0955-5986. Tomographic Techniques for Multiphase Flow Measurements 4th International

- Symposium on Measurement Techniques for Multiphase Flows. Disponível em: <<http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S095559860500021X>>. Citado na página 18.
- ISO/5167-2. *Measurement of fluid flow by means of pressure differential devices inserted in circular-cross section conduits running full*. 2002. Citado 3 vezes nas páginas 18, 24 e 67.
- ISO/TR-11583. *Measurement of wet gas flow by means of pressure differential devices inserted in circular cross-section conduits*. 2012. Citado na página 32.
- ISO/TR-12748. *Natural Gas — Wet gas flow measurement in natural gas operations*. 2015. Citado 2 vezes nas páginas 27 e 31.
- JAGAN, V.; SATHEESH, A. Experimental studies on two phase flow patterns of air-water mixture in a pipe with different orientations. *Flow Measurement and Instrumentation*, p. –, 2016. ISSN 0955-5986. Disponível em: <<http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0955598616301996>>. Citado na página 28.
- JAMES, R. Metering of steam-water two-phase flow by sharp-edged orifices. *Process Instrumentation for Mechanical Engineers*, v. 180, p. 549 – 566, 1965. Research. Citado 4 vezes nas páginas 7, 8, 35 e 37.
- JEAN-PAUL, C. Wet gas metering in the upstream area: Needs, applications and developments. *18 th North Sea Flow Measurement Workshop 2000*, 2000. Citado na página 31.
- KOWE, R.; HUNT, J. The effects of bubbles on the volume fluxes and the pressure gradients in unsteady and non-uniform flow of liquids. *International Journal of Multiphase Flow*, v. 14, n. 5, p. 587 – 606, 1988. ISSN 0301-9322. Disponível em: <<http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/0301932288900602>>. Citado na página 39.
- KUMAR, P.; BING, M. W. M. A cfd study of low pressure wet gas metering using slotted orifice meters. *Flow Measurement and Instrumentation*, v. 22, n. 1, p. 33 – 42, 2011. ISSN 0955-5986. Disponível em: <<http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0955598610001032>>. Citado 3 vezes nas páginas 33, 38 e 40.
- LAUNDER, B.; SPALDING, D. *Lectures in mathematical models of turbulence*. Academic Press, 1979. ISBN 9780124380509. Disponível em: <<https://books.google.com.br/books?id=9e5QAAAAMAAJ>>. Citado na página 60.
- LAWRENCE, P. A. *Wet Gas Measurement*. Houston, Texas, USA., 2008. Citado 2 vezes nas páginas 9 e 23.
- LEEUW, R. de. Liquid correction of venturi meter readings in wet gas flow. *North Sea Flow Measurement Workshop (Coordinated by NEL)*, 1997. Citado 5 vezes nas páginas 32, 36, 64, 65 e 68.
- LOCKHART, R. W.; MARTINELLI, R. C. Proposed correlation of data for isothermal two-phase, two-component flow in pipes. *Chemical Engineering Progress*, v. 45, n. 1, p. 39–48, 1949. Citado na página 26.
- MALISKA, C. R. Interface forces calculation for multiphase flow simulation. *1º Encontro*

Brasileiro sobre Ebulição, Condensação e Escoamento Multifásico Líquido-Gás, v. 20, n. 4–5, p. 141 – 151, 2008. ISSN 0955-5986. Citado 3 vezes nas páginas 33, 56 e 71.

MEHDIZADEH. Wet gas metering: Trends in application and technical development. *Annual Technical Conference and Exhibition*, 2002. Paper 77351. Citado na página 31.

MURDOCK, J. W. Two-phase flow measurement with orifices. *Journal of Basic Engineering*, v. 84, n. 4, p. 419 – 432, 1962. ISSN 0098-2202. Disponível em: <<http://dx.doi.org/10.1115/1.3658657>>. Citado 11 vezes nas páginas 7, 8, 9, 20, 32, 34, 37, 58, 64, 65 e 66.

N., H. B.; READER-HARRIS, M. Estimation of the measurement error of eccentrically installed orifice plates,. *23rd North Sea Flow Measurement Workshop*, 2005. Citado na página 19.

N. ZANKER, K. B.; HODGES, D. The effects of scale in subsea multiphase flow meters. *29th North Sea Flow Measurement Workshop*, 2011. Citado na página 19.

ORSZAG, S. A. et al. Renormalization group modeling and turbulence simulations. *Near-wall turbulent flows*, p. 1031–1046, 1993. Citado na página 60.

OZISIK, M. *Inverse Heat Transfer: Fundamentals and Applications*. Taylor & Francis, 2000. ISBN 9781560328384. Disponível em: <<https://books.google.com.br/books?id=D1JbgfxXg5MC>>. Citado na página 63.

PALADINO, E. E. *Estudo do Escoamento Multifásico em Medidores de Vazão do tipo Pressão Diferencial*. Tese (Doutorado) — UNIVERSIDADE FEDERAL DE SANTA CATARINA, Florianópolis, 4 2005. Citado 4 vezes nas páginas 9, 17, 18 e 39.

PATANKAR, S. *Numerical Heat Transfer and Fluid Flow*. Taylor & Francis, 1980. (Series in computational methods in mechanics and thermal sciences). ISBN 9780891165224. Disponível em: <<https://books.google.co.in/books?id=5JMYZMX3OVcC>>. Citado na página 44.

PETERS; STEVEN, R. Wet gas metering with v-cone meters. *3 rd International South East Asia Hydrocarbon Flow Measurement Workshop*, 2004. Citado na página 68.

POPE, S. *Turbulent Flows*. Cambridge University Press, 2000. ISBN 9780521598866. Disponível em: <<https://books.google.com.br/books?id=HZsTw9SMx-0C>>. Citado na página 47.

PYLYSHYN, Z. Computation and cognition. *Computation and Cognition*, 1984. Cited By 577. Citado na página 18.

RAUCH, J. T. B. R. D.; YANG, N. T. Y. Spatial adaption procedures on unstructured meshes for accurate unsteady aerodynamic flow computations. *Technical Report AIAA-91-1106*, 1991. Citado na página 44.

READER-HARRIS. Venturi tube performance in wet gas using different test fluids. *North Sea Flow Measurement Workshop, St Andrews, Scotland, UK.*, 2006. Research. Citado na página 32.

READER-HARRIS; HODGES, D. The effect of contaminated orifice plates on the discharge coefficient. *TUV NEL report 2008/266*, 2008. Citado na página 19.

- READER-HARRIS, M. *Orifice Plates and Venturi Tubes*. 1. ed. [S.l.]: Springer International Publishing, 2015. (Experimental Fluid Mechanics). ISBN 978-3-319-16879-1, 978-3-319-16880-7. Citado na página 22.
- ROHRLICH, F. Computer simulation in the physical sciences. *PSA 1990*, v. 2, p. 507–518, 1991. Cited By 34. Citado na página 18.
- SHIH, T. *A New K-epsilon Eddy Viscosity Model for High Reynolds Number Turbulent Flows: Model Development and Validation*. [s.n.], 1994. Disponível em: <<https://books.google.com.br/books?id=BLM3AQAAMAAJ>>. Citado na página 60.
- SINGH, R. K.; SINGH, S.; SESHADRI, V. Cfd prediction of the effects of the upstream elbow fittings on the performance of cone flowmeters. *Flow Measurement and Instrumentation*, v. 21, n. 2, p. 88 – 97, 2010. ISSN 0955-5986. Disponível em: <<http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0955598610000117>>. Citado 3 vezes nas páginas 33, 38 e 40.
- SINGH, S. et al. Effect of upstream flow disturbances on the performance characteristics of a v-cone flowmeter. *Flow Measurement and Instrumentation*, v. 17, n. 5, p. 291 – 297, 2006. ISSN 0955-5986. Disponível em: <<http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0955598606000367>>. Citado na página 33.
- STEVEN. Liquid property and diameter effects on venturi meters used with wet gas flows. *6th International Fluid Flow Measurement Symposium.*, 2006. Citado na página 32.
- STEVEN, R. Horizontally installed differential pressure meter wet gas flow performance review. *North Sea Flow Measurement Workshop*, 2006. Citado na página 32.
- STEVEN, R. A dimensional analysis of two phase flow through a horizontally installed venturi flow meter. *Flow Measurement and Instrumentation*, v. 19, n. 6, p. 342 – 349, 2008. ISSN 0955-5986. Disponível em: <<http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0955598608000368>>. Citado 2 vezes nas páginas 25 e 33.
- STEVEN, R. *WET GAS MEASUREMENT*. Nunn, CO 80648, USA: [s.n.], 2014. Colorado Engineering Experiment Station, Inc. Citado na página 31.
- STEVEN, R.; HALL, A. New data for the correction of orifice plate measurements in wet gas flow conditions. *South East Asia Hydrocarbon Flow Measurement Workshop (Coordinated by NEL)*, 2007. Research. Citado 6 vezes nas páginas 25, 27, 32, 65, 67 e 70.
- STEVEN, R.; HALL, A. Orifice plate meter wet gas flow performance. *Flow Measurement and Instrumentation*, v. 20, n. 4–5, p. 141 – 151, 2009. ISSN 0955-5986. Disponível em: <<http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0955598609000260>>. Citado 10 vezes nas páginas 9, 24, 28, 29, 32, 33, 35, 36, 37 e 65.
- STEWART. Wet gas metering with v-cone meters. *North Sea Flow Measurement Workshop 2002, St Andrews, Scotland, UK.*, 2002. Citado na página 32.
- STEWART. Wet gas venturi metering. *North Sea Flow Measurement Workshop, Tonsberg, Norway.*, 2003. Citado na página 32.
- VERSTEEG, H.; MALALASEKERA, W. *An Introduction to Computational Fluid Dynamics: The Finite Volume Method*. Pearson Education Limited, 2007.

ISBN 9780131274983. Disponível em: <<https://books.google.com.br/books?id=RvBZ-UMpGzIC>>. Citado na página 43.

WINSBERG, E. Simulated experiments: Methodology for a virtual world. *Philosophy of Science*, v. 70, n. 1, p. 105–125, 2003. Cited By 104. Citado na página 18.

YEOH, G.; TU, J. Chapter 1 - introduction. In: YEOH, G. H.; TU, J. (Ed.). *Computational Techniques for Multiphase Flows*. Oxford: Butterworth-Heinemann, 2010. p. 1 – 20. ISBN 978-0-08-046733-7. Disponível em: <<http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/B9780080467337000011>>. Citado 2 vezes nas páginas 9 e 29.

Apêndices

APÊNDICE A – Validação monofásica

Esse apêndice apresenta os resultados para perda de carga, para escoamento monofásico. A Tabela 10, Tabela 11 e Tabela 12 apresentam os dados para escoamento de vapor, ar e água, respectivamente.

Tabela 10 – Validação do escoamento monofásico de vapor.

Fase	β	D	$\dot{m}_g$	$\sqrt{\Delta P_{g_{experimental}}}$	$\sqrt{\Delta P_{g_{simulado}}}$	desvio (%)
Vapor	0,5	0,06335	1,0846	50,66	50,89	0,46
Vapor	0,5	0,06335	1,0152	47,56	47,55	0,02
Vapor	0,5	0,06335	1,0294	48,48	48,13	0,72
Vapor	0,5	0,06335	1,0452	49,12	48,88	0,50
Vapor	0,5	0,06335	1,0641	49,98	49,82	0,31
Vapor	0,5	0,06335	1,1092	51,86	51,92	0,12
Vapor	0,5	0,06335	1,0283	48,11	48,08	0,07
Vapor	0,5	0,06335	1,0561	49,44	49,36	0,17
Vapor	0,5	0,06335	1,1058	51,80	51,71	0,17

Tabela 11 – Validação do escoamento monofásico de ar.

Fase	β	D	$\dot{m}_g$	$\sqrt{\Delta P_{g_{experimental}}}$	$\sqrt{\Delta P_{g_{simulado}}}$	desvio (%)
Ar	0,26	0,0972	0,0340	10,23	10,34	1,08
Ar	0,26	0,0972	0,0193	5,84	5,91	1,19
Ar	0,26	0,0972	0,0346	10,45	10,62	1,59
Ar	0,26	0,0972	0,0179	5,44	5,46	0,31

Tabela 12 – Validação do escoamento monofásico de água.

Fase	β	D	$\dot{m}_l$	$\sqrt{\Delta P_{g_{experimental}}}$	$\sqrt{\Delta P_{g_{simulado}}}$	desvio (%)
Água	0,5	0,06335	0,1242	0,900	0,901	0,11
Água	0,5	0,06335	0,2522	1,835	1,854	1,04
Água	0,5	0,06335	0,2472	1,797	1,835	2,11
Água	0,5	0,06335	0,1998	1,451	1,482	2,14
Água	0,5	0,06335	0,1252	0,906	0,931	2,76
Água	0,5	0,06335	0,0719	0,518	0,534	3,09
Água	0,5	0,06335	0,2897	2,110	2,153	2,04
Água	0,5	0,06335	0,1813	1,316	1,347	2,36
Água	0,5	0,06335	0,0523	0,375	0,380	1,33

APÊNDICE B – Validação do escoamento de gás úmido

Esse apêndice apresenta os resultados da validação da perda de carga para escoamento de gás úmido. A Tabela 13 apresenta os resultados das simulações do escoamento bifásico vapor-água.

Tabela 13 – Validação do escoamento bifásico.

β	D	$\dot{m}_g$	X	$\sqrt{\Delta P_{gu}^{experimental}}$	$\sqrt{\Delta P_{gu}^{simulado}}$	desvio (%)
0,5	0,06335	1,0846	0,0182	51,48	52,24	1,48
0,5	0,06335	1,0152	0,0395	50,17	50,85	1,35
0,5	0,06335	1,0294	0,0382	51,30	51,36	0,12
0,5	0,06335	1,0452	0,0304	51,11	51,37	0,50
0,5	0,06335	1,0641	0,0187	51,29	51,31	0,04
0,5	0,06335	1,1092	0,0103	52,08	52,73	1,24
0,5	0,06335	1,0283	0,0448	50,93	51,86	1,83
0,5	0,06335	1,0561	0,0273	50,97	51,65	1,33
0,5	0,06335	1,1058	0,0075	51,80	52,30	0,96

APÊNDICE C – Ajuste do expoente de Chilsholm

Tabela 14 – Ajuste de "n", dados do Naval Boiler and Turbine Laboratory Tests.

fase gasosa	DR	Frg	expoente "n"
Vapor	0,0254	3,62	0,72
Vapor	0,0252	3,53	0,72
Vapor	0,0249	3,61	0,72
Vapor	0,0250	3,59	0,72
Vapor	0,0251	3,61	0,71
Vapor	0,0253	3,66	0,70
Vapor	0,0253	3,58	0,73
Vapor	0,0252	3,59	0,72
Vapor	0,0252	3,64	0,65

Tabela 15 – Ajuste de "n", dados do Osborne Laboratory Atmospheric Tests.

fase gasosa	DR	Frg	expoente "n"
Ar	0,0013	0,13	0,64
Ar	0,0013	0,15	0,76
Ar	0,0013	0,16	0,81
Ar	0,0012	0,08	0,68
Ar	0,0012	0,08	0,65
Ar	0,0010	0,13	0,63
Ar	0,0013	0,14	0,65
Ar	0,0013	0,14	0,69
Ar	0,0013	0,16	0,77
Ar	0,0012	0,09	0,85
Ar	0,0012	0,08	0,74
Ar	0,0012	0,08	0,69
Ar	0,0012	0,07	0,64
Gás Natural	0,0009	0,12	0,58
Gás Natural	0,0009	0,13	0,61
Gás Natural	0,0009	0,13	0,65
Gás Natural	0,0009	0,15	0,73
Gás Natural	0,0008	0,08	0,64
Gás Natural	0,0008	0,08	0,69

Tabela 16 – Ajuste de "n", dados do Osborne Field Pressure Tests.

fase gasosa	DR	Frg	expoente "n"	fase gasosa	DR	Frg	expoente "n"
Gás Natural	0,0459	0,28	0,32	Gás Natural	0,0191	0,32	0,42
Gás Natural	0,0454	0,29	0,30	Gás Natural	0,0187	0,34	0,41
Gás Natural	0,0454	0,28	0,32	Gás Natural	0,0188	0,38	0,44
Gás Natural	0,0665	0,28	0,29	Gás Natural	0,0065	0,36	0,53
Gás Natural	0,0665	0,29	0,29	Gás Natural	0,0065	0,34	0,51
Gás Natural	0,0662	0,28	0,29	Gás Natural	0,0064	0,31	0,47
Gás Natural	0,0459	0,28	0,32	Gás Natural	0,0104	0,30	0,43
Gás Natural	0,0454	0,57	0,33	Gás Natural	0,0106	0,33	0,45
Gás Natural	0,0454	0,56	0,32	Gás Natural	0,0105	0,37	0,49
Gás Natural	0,0665	0,56	0,29	Gás Natural	0,0187	0,38	0,42
Gás Natural	0,0665	0,57	0,30	Gás Natural	0,0187	0,34	0,40
Gás Natural	0,0662	0,56	0,29	Gás Natural	0,0187	0,38	0,43
Gás Natural	0,0666	0,45	0,31	Gás Natural	0,0064	0,36	0,53
Gás Natural	0,0667	0,45	0,29	Gás Natural	0,0064	0,34	0,51
Gás Natural	0,0667	0,45	0,29	Gás Natural	0,0063	0,31	0,47
Gás Natural	0,0656	0,22	0,29	Gás Natural	0,0665	0,91	0,30
Gás Natural	0,0658	0,22	0,28	Gás Natural	0,0658	0,91	0,29
Gás Natural	0,0658	0,23	0,30	Gás Natural	0,0658	0,90	0,29
Gás Natural	0,0457	0,44	0,32	Gás Natural	0,0656	0,44	0,30
Gás Natural	0,0457	0,44	0,32	Gás Natural	0,0658	0,45	0,30
Gás Natural	0,0458	0,44	0,32	Gás Natural	0,0658	0,46	0,31
Gás Natural	0,0668	0,44	0,29	Gás Natural	0,0457	0,89	0,32
Gás Natural	0,0667	0,45	0,29	Gás Natural	0,0457	0,89	0,32
Gás Natural	0,0670	0,47	0,30	Gás Natural	0,0458	0,90	0,33
Gás Natural	0,0356	0,40	0,33	Gás Natural	0,0664	0,89	0,30
Gás Natural	0,0354	0,40	0,33	Gás Natural	0,0665	0,91	0,30
Gás Natural	0,0352	0,43	0,34	Gás Natural	0,0668	0,94	0,29
Gás Natural	0,0512	0,39	0,30	Gás Natural	0,0355	0,80	0,33
Gás Natural	0,0105	0,30	0,43	Gás Natural	0,0354	0,82	0,33
Gás Natural	0,0105	0,32	0,45	Gás Natural	0,0350	0,86	0,34
Gás Natural	0,0106	0,27	0,49	Gás Natural	0,0512	0,78	0,30