



UNIVERSIDADE FEDERAL DE SANTA CATARINA
CAMPUS JOINVILLE
PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA DE SISTEMAS
ELETRÔNICOS

JULIANO MOREIRA LEITE

**SISTEMA DE MEDIÇÃO DE VAZÕES DE LÍQUIDO E DE GÁS A
PARTIR DE UM TUBO DE VENTURI MODIFICADO**

Joinville

2020

Juliano Moreira Leite

**SISTEMA DE MEDIÇÃO DE VAZÕES DE LÍQUIDO E DE GÁS A
PARTIR DE UM TUBO DE VENTURI MODIFICADO**

Dissertação de Mestrado submetido ao Programa de Pós Graduação em Engenharia de Sistemas Eletrônicos (PPGESE) do Centro Tecnológico de Joinville da Universidade Federal de Santa Catarina como requisito para a obtenção do Título de Mestrado

Orientador: Prof. Dr. Jorge Luiz Goes Oliveira

Coorientador: Prof. Dr. Anderson W. Spengler

Joinville

2020

Ficha de identificação da obra elaborada pelo autor,
através do Programa de Geração Automática da Biblioteca Universitária da UFSC.

Leite, Juliano

SISTEMA DE MEDIÇÃO DE VAZÕES DE LÍQUIDO E DE GÁS A
PARTIR DE UM TUBO DE VENTURI MODIFICADO / Juliano Leite ;
orientador, Jorge Luiz Goes Oliveira, coorientador, Anderson W. Spengler, 2020.
113 p.

Dissertação (mestrado) - Universidade Federal de Santa Catarina, Campus
Joinville, Programa de Pós-Graduação em Engenharia de Sistemas Eletrônicos,
Joinville, 2020.

Inclui referências.

1. Engenharia de Sistemas Eletrônicos. 2. Multiphase Flow. 3. Venturi
Modificado. 4. escoamento Bifásico. I. Luiz Goes Oliveira, Jorge. II. W. Spengler,
Anderson. III. Universidade Federal de Santa Catarina. Programa de Pós
Graduação em Engenharia de Sistemas Eletrônicos. IV. Título.

Juliano Moreira Leite

**Sistema de Medição de Vazões de Líquido e de Gás a Partir de um Tubo de Venturi
Modificado**

O presente trabalho em nível de mestrado foi avaliado e aprovado por banca examinadora composta pelos seguintes membros:

Prof. Jorge Luiz Goes Oliveira, Ph.D.

Orientador

Universidade Federal de Santa Catarina

Prof. Kleber Vieira de Paiva, Dr.

Universidade Federal de Santa Catarina

Prof.(a) Talita Possamai, Dr.

Universidade Federal de Santa Catarina

Certificamos que esta é a **versão original e final** do trabalho de conclusão que foi julgado adequado para obtenção do título de mestre em Engenharia de Sistemas Eletrônicos.

Prof. Gian Ricardo Berkenbrock, Dr.

Coordenação do Programa de Pós-Graduação em Sistemas Eletrônicos (PPGESE)

Prof. Jorge Luiz Goes Oliveira, Ph.D.

Orientador(a)

Joinville, 2020.

... Agradeço em especial, as pessoas mais importantes para que tudo isso fosse possível, minha família. Meu pai Luiz Moreira Leite, minha mãe Vaneli Dalchiavon Leite, meu irmão Lucas Moreira Leite e minha irmã Ana Júlia Dalchiavon Moreira Leite, o qual seu valor é inestimável por todo apoio e amor proporcionado.

AGRADECIMENTOS

Primeiramente agradeço a FAPESC, pois, não seria possível a execução deste trabalho sem o apoio financeiro da bolsa de pós graduação concedida por edital da FAPESC.

Agradeço em especial ao Jorge Luiz Goes de Oliveira, o qual foi meu orientador, mentor e amigo durante a trajetória deste trabalho, sou grato por todo conhecimento que me ensinou bem como as palavras de apoio nos momentos de maior dificuldade.

Ao meu coorientador Anderson W. Spengler, o qual tive a oportunidade de participar como aluno, de disciplinas importantes para a compreensão e execução deste trabalho, e também pela oportunidade em realizar meu estágio docência com seus alunos da graduação.

Sou grato também por toda ajuda dada pelo professor Kleber Vieira de Paiva, que sempre foi muito solícito e atencioso com os eventuais problemas que apareceram ao decorrer da execução dos experimentos, sempre se propondo a ajudar quando necessário.

Agradecimentos a toda a equipe T2F, tanto no suporte técnico como nos momentos de lazer que foram compartilhados durante o trabalho. Em especial aos amigos Matheus Gama Costa, Mariana Barra Costa, Leonel E. Beckdorff, Giovani S. M. Martins, Ramon P. Pacheco, Vinícius Zili, Gabriel Zilio, Guilherme Turatto, André Ostrufka e Thiago Prestes.

... Nisso consiste o poder poderoso de todo poder: Vencerás todas as coisas sutis e penetrarás em tudo o que é sólido. Assim o mundo foi criado, esta é a fonte das admiráveis adaptações aqui indicadas.(Hermes Trismegistro, 650)

RESUMO

O desenvolvimento e o uso de novos sistemas de medição em substituição aos convencionais separadores de fases se tornaram foco das indústrias de petróleo e gás natural, nas medições das vazões de gás, óleo e água nos poços de extração. Buscam-se medidores a baixo custo e precisos, além do uso de tecnologias viáveis e soluções práticas no auxílio das operações de medição. Facilidades de medição são desejadas principalmente nas operações de extração em águas profundas. Tem-se por objetivo propor alternativa de baixo custo para as medições de vazões de escoamento do tipo líquido-gás através de um tubo de Venturi modificado. Para testar o medidor de vazão em situação típica da indústria de óleo e gás, uma bancada experimental foi construída para permitir escoamentos simultâneos com até três fases distintas: água, óleo vegetal e ar. Modelos de escoamentos bifásicos tradicionais foram adaptados para criar um algoritmo capaz de prescrever o campo de pressão teórico ao longo do Venturi e comparar com medições das pressões ao longo de um protótipo desse elemento deprimogênio. Foi obtido o fator de correção em virtude da geometria convergente-divergente para escoamentos monofásicos. Novos fatores de correção bifásico para a geometria convergente-divergente do Venturi baseado no modelo de fases separadas de Lockhart e Martinelli (1949) foram obtidos. Através dos novos coeficientes, o aumento da perda de carga em virtude do escoamento bifásico é contemplado. O desvio médio entre os resultados experimentais e numéricos para todos os experimentos foi reduzido de 2,2 kPa (com valores originais fornecidos por Chisholm, 1967) para 0,2 kPa (com os novos valores obtidos). Resultados do campo de pressão ao longo do Venturi também foram apresentados em situações onde singularidades à jusante do Venturi perturbam o escoamento ao longo do mesmo.

Palavras-chave: Indústrias de petróleo e gás natural; sistemas de medição; escoamentos líquido-gás, Venturi.

ABSTRACT

The development of liquid and gas two-phase flow measurement systems in replacement to old-fashioned phase separators is essential to the oil and gas industry. Gas, oil and water flows occur simultaneously in pipes at these industries. Measurement techniques must satisfy precision and costs, besides they need to resist to challenging operational conditions. Measurement solutions are particularly interesting to deep-water operations. This work aims at developing a low cost liquid and gas two-phase flow measurement system consisting of a modified Venturi meter. In order to evaluate this flow meter in typical oil and gas applications, an experimental rig was built as to allow simultaneous flows of water, oil and air. Traditional two-phase flow models were adapted to the Venturi meter geometry to model the theoretical pressure behavior along the Venturi. Pressure measurements provided info to an algorithm in order to estimate liquid and gas flow rates without phase separation. A correction factor to the convergent-divergent geometry was provided to single-phase flows. New two-phase correction factors were provided to the Venturi meter based on the model of Lockhart and Martinelli (1949). Pressure drop mean errors have been reduced from 2.2 to 0.2 kPa with the new correction factors. Static pressure measurements were provided in circumstances where singularities downstream the Venturi affected the pressure field along this flowmeter.

Keywords: Oil and gas industry; measurement systems, liquid and gas two-phase flows; Venturi meter.

LISTA DE FIGURAS

Figura 2.1 Tipos de Emulsões: (A) Mistura Óleo/Água – O/A; (B) Mistura Água/Óleo – A/O.	23
Figura 2.2 Mapa de Hewitt e Roberts para escoamento vertical.....	26
Figura 2.3 Mapa de Baker para escoamento horizontal.....	27
Figura 2.4 Exemplo de Mapa de Padrões Verticais.....	28
Figura 2.5 Padrões de escoamento bifásico ar-água vertical ascendente.....	30
Figura 2.6 Exemplo de Mapa de Padrões Horizontais.....	31
Figura 2.7 Padrões de escoamento bifásico horizontal ar-água.....	32
Figura 3.1 Ilustração da bancada multifásica (vista de topo).	40
Figura 3.2 Esquemático da bancada multifásica, indicando o caminho percorrido pelos fluidos de trabalho. A seção de testes é aquela onde se encontra o tubo de Venturi.....	42
Figura 3.3 Fotografia do tubo de Venturi usinado em acrílico.....	43
Figura 3.4 Fotografia da placa com sensores de pressão diferencial. Note a identificação da posição de cada canal (CH).	44
Figura 3.5 Interface gráfica de um modelo de Virtual Instrument (VI) desenvolvido em plataforma LabVIEW para coleta e leitura dos dados de medição em tempo real.....	45
Figura 4.1 Efeito do Venturi na pressão estática ao longo do escoamento. ($v = 0,65$ kg/s).....	59
Figura 4.2 Efeito do Venturi na pressão estática ao longo do escoamento. ($v = 2,15$ kg/s).....	60
Figura 4.3 Efeito do Venturi na pressão estática ao longo do escoamento.....	61
Figura N.1 Exemplo de curva de pressão estática gerada com menor desvio em relação aos dados experimentais. Não há conhecimento prévio das vazões de entrada: a determinação das combinações de vazões testadas ocorre através das máximas vazões de líquido e gás, supondo escoamentos monofásicos. Em seguida, há processo iterativo a partir de determinado passo de vazão. A curva com menor erro teórico, Eq (4.1), é assumida como prováveis vazões.	100
Figura O.2 Exemplo de várias curvas de pressão estática geradas na busca da curva de pressão mais significativa. A curva com menor erro, Eq. (4.1), fornecerá os valores prováveis de vazão de líquido e de gás.	101

LISTA DE TABELAS

Tabela 1.1 Projeção de Consumo de Óleo, Biocombustível e Gás Natural	16
Tabela 2.1 Resumo de correlações encontradas na literatura para prever o fator de escorregamento.....	21
Tabela 3.1 Lista dos equipamentos, material de consumo e sensores que compõem a bancada multifásica.	41
Tabela 3.2 Escala de fundo dos sensores de pressão diferencial.....	44
Tabela 3.3 Parâmetro C como função dos regimes de escoamento de líquido e de gás.....	52
Tabela 3.4 Modificações do coeficiente C (C_{mod}) na expressão para multiplicadores bifásicos, Φ_{l2} e Φ_{g2}	54

LISTA DE ABREVIATURAS E SIGLAS

ABNT - Associação Brasileira de Normas Técnicas

ANP - Agência Nacional de Petróleo, Gás Natural e Biocombustíveis

CONAMA - Conselho Nacional do Meio Ambiente

IBAMA - Instituto Brasileiro do Meio Ambiente e dos Recursos Naturais Renováveis

IBGE - Instituto Brasileiro de Geografia e Estatística

INMETRO - Instituto Nacional de Normalização Metrológica e Qualidade Industrial

T2F - Thermal Fluid Flow Group

LISTA DE SÍMBOLOS

Alfabeto Latino

A - Area total da secao transversal [m^2]

B - Coeficientes do sistema linear

C_f - Coeficiente de friccao

C_o - Parâmetro de distribuição

D - Diametro do tubo [m]

E - Termos independentes do sistema linear

f - Fator de atrito

g - Aceleração da gravidade [$m=s^2$]

G - Fluxo massico bifásico [$kg=s^{-1};m^2$]

M - Transferencia de massa na interface entre os fluidos [$kg=s$]

m_t - Vazao massica total do escoamento [$kg=s$]

MV - Transferencia de quantidade de movimento na interface entre os fluidos [$kg;m=s$]

P - Pressao estática [$N=m^2$]

r - Raio do tubo [m]

Re - Número de Reynolds

t - Tempo [t]

U - Velocidade do fluido [$m=s$]

U_m - Velocidade média da mistura [$m=s$]

U_s - Velocidade de escorregamento [$m=s$]

X - Parâmetro de Lockhart-Martinelli

x - Título mássico

Y - Variáveis dependentes do sistema linear

z - Comprimento do tubo [m]

Alfabeto Grego

α - Fração de vazio

θ - Ângulo de inclinação do tubo [°]

λ - Parâmetro de Baker

μ - Viscosidade dinâmica [Pa.s]

ν - Viscosidade cinemática [m²=s]

ρ - Massa específica [kg=m³]

σ - Tensão superficial [N=m²]

ϕ - Fator de correção de Lockhart-Martinelli

SUMÁRIO

1	INTRODUÇÃO	15
1.1	OBJETIVOS.....	16
1.1.1	Objetivo Geral	16
1.1.2	Objetivos Específicos.....	17
2	REVISÃO BIBLIOGRÁFICA.....	18
2.1	ESCOAMENTO MULTIFÁSICO.....	18
2.1.1	Conceitos Básicos.....	19
2.1.2	Fator de Escorregamento	20
2.2	CARACTERIZAÇÃO DE EMULSÕES NA INDÚSTRIA DE ÓLEO.....	21
2.2.1	Medição de TOG (<i>Total Oil and Grease</i>).....	24
2.2.2	Medição de BSW (<i>Basic Sediment and Water</i>).....	24
2.3	PADRÕES DE ESCOAMENTO	25
2.3.1	Transições e Mapas de Padrão.....	25
2.3.2	Padrões de Escoamento Vertical.....	28
2.3.3	Padrões de Escoamento Horizontal.....	30
2.4	MEDIÇÕES DE VAZÃO MULTIFÁSICA NA INDÚSTRIA DE ÓLEO E GÁS... 33	
2.5	TÉCNICAS PARA MEDIÇÃO DE CONCENTRAÇÕES	33
2.6	MEDIÇÕES DE VAZÃO MULTIFÁSICA ATRAVÉS DE PRESSÕES DIFERENCIAIS.....	35
2.7	MÉTODO DE RUNGE-KUTTA.....	37
3	MATERIAS E MÉTODOS	38
3.1	BANCADA MULTIFÁSICA	38
3.2	TUBO DE VENTURI MODIFICADO.....	43
3.2.1	Experimentos	44
3.3	METODOLOGIA	46
3.3.1	Modelagem do Escoamento Bifásico.....	46

3.3.1.1	Propriedades do Fluido e do escoamento na Entrada do Domínio.....	48
3.3.1.2	Propriedades do Fluido e escoamento ao Longo do Domínio.....	50
3.4	ALGORITMO.....	54
4	RESULTADOS.....	59
4.1	ESCOAMENTO MONOFÁSICO – DETERMINAÇÃO DO PARÂMETRO DE CORREÇÃO DO VENTURI.....	59
4.2	ESCOAMENTO BIFÁSICO – DETERMINAÇÃO DE PARÂMETROS DE CORREÇÃO BIFÁSICO.....	62
4.3	ESCOAMENTO BIFÁSICO – PERTURBAÇÃO DO CAMPO DE ESCOAMENTO AO LONGO DO VENTURI.....	65
5	CONCLUSÕES.....	76
	REFERÊNCIAS.....	79
	APÊNDICE A – Algoritmo para cálculo de perda de carga bifásica em venturi.....	87
	APÊNDICE B – Cálculo da pressão manométrica.....	92
	APÊNDICE C – Cálculo da massa específica do gás.....	92
	APÊNDICE D – Cálculo da variação da densidade do gás em relação à pressão.....	92
	APÊNDICE E – Cálculo da viscosidade dinâmica do gás.....	92
	APÊNDICE F – Cálculo da viscosidade dinâmica da água.....	93
	APÊNDICE G – Cálculo do diâmetro do tubo.....	93
	APÊNDICE H – Cálculo da área da seção transversal.....	94
	APÊNDICE I – Cálculo do parâmetro de distribuição e do fator de atrito.....	94
	APÊNDICE J – Cálculo da velocidade de escorregamento.....	94
	APÊNDICE K – Cálculo da fração de vazio.....	94
	APÊNDICE L – Função de integração.....	95
	APÊNDICE M – Parâmetro de Lockhart-Martinelli.....	97
	APÊNDICE N – Curva teórica mais representativa do gradiente de pressão ao longo do tubo de Venturi.....	100

APÊNDICE O – Todas as curvas teóricas geradas para o gradiente de pressão ao longo do tubo de Venturi	101
APÊNDICE P – Resultados com constantes originais	102
APÊNDICE Q – Visualizações de Recirculação	103

1 INTRODUÇÃO

O transporte de fluidos por meio de tubulações (*i.e.* escoamento interno) ocorre em uma série de aplicações industriais. Como exemplo, citam-se áreas da indústria alimentícia e petroquímica, além da exploração de recursos naturais como o gás natural e o petróleo. Para fins de controle de produção e aferição dos órgãos fiscais nas atividades de extração, há a necessidade de maior precisão nas estações de medição.

Na extração de óleo e gás natural, o escoamento interno consiste de várias fases que compõem a produção; *e.g.* produtos de alto valor comercial (petróleo e gás natural) e resíduos (água, sedimentos e gás carbônico). A aferição precisa das vazões em escoamentos com várias fases (*e.g.* escoamentos multifásicos) é particularmente desafiadora, não sendo possível encontrar equipamentos ou técnicas universalmente aceitas para a vasta gama de produções encontradas.

A importância de medições precisas na indústria de óleo e gás pode ser facilmente compreendida pelas massas anuais produzidas de petróleo e gás natural, e suas correspondentes frações energéticas equivalentes. De acordo com a publicação *Statistical Review of World Energy* da *British Petroleum*, em 2016, o consumo mundial de petróleo (incluindo biocombustíveis) e gás natural foi de 4.418 milhões de toneladas e 3.204 milhões de toneladas de óleo equivalente, respectivamente. Esses valores equivalem a 33,3% e 24,1%, nessa ordem, do consumo mundial de energia. Salienta-se ainda que, de 2005 a 2016, o consumo mundial de petróleo cresceu a uma taxa média anual de 1,1% e o de gás natural, a uma taxa média anual de 2,3% (Minqi Li, 2017).

Para projetar a produção futura de petróleo e gás natural, Minqi Li (2017) usou o método da Linearização de Hubbert como principal ferramenta analítica. As previsões são apresentadas na Tabela 1.1, e realçam a importância de medições precisas na produção de petróleo e gás natural.

Na indústria do petróleo, o escoamento multifásico (em geral, simplificado como escoamento líquido-gás) ocorre em todo o percurso da fase de produção, desde a rocha-reservatório às unidades de separação, passando pela coluna de produção, linha de surgência, além das unidades industriais de refino. Em geral, as medições fiscais exigem a separação de fases e a consequente interrupção da produção.

Nas duas últimas décadas, o desenvolvimento e o uso de novos sistemas de medição em substituição aos convencionais separadores de fases se tornaram foco das indústrias de petróleo e gás natural nas medições das vazões de gás, óleo e água nos poços de extração. Buscam-se medidores a baixo custo e precisos, além do uso de tecnologias viáveis e soluções práticas no auxílio das operações de medição. Facilidades de medição são desejadas principalmente nas operações de extração em águas profundas.

Tabela 1.1 Projeção de Consumo de Óleo, Biocombustível e Gás Natural

Consumo de Energia no Mundo (Mtoe)*	2000	2010	2020	2030	2040	2050
Óleo e Biocombustível	3.590	4.085	4.574	4.542	4.145	3.550
Gás Natural	2.182	2.874	3.422	3.591	3.344	2.869
Total	5.772	6.959	7.996	8.133	7.789	6.419

*Milhões de toneladas de óleo equivalente

Fonte: Minqi Li (2017), adaptada pelo autor (2020).

1.1 OBJETIVOS

Este trabalho tem como objetivo a determinação das vazões de escoamentos bifásicos do tipo líquido-gás sem separação das fases através do uso de um elemento deprimogênio, um tubo de Venturi modificado. Para a determinação das vazões, apenas transdutores de pressão e termopares serão utilizados.

1.1.1 Objetivo Geral

A determinação da vazão em elementos deprimogênios (e.g. Venturi) é normatizada através da NBR-5167 de 1995. Contudo, apenas escoamentos monofásicos são considerados.

A utilização do Venturi para escoamentos bifásicos é tema de investigação: não há normatização para esse tipo de escoamento. Tem-se por objetivo criar um algoritmo capaz de prever o campo de pressão teórico ao longo do Venturi para escoamentos bifásicos e comparar com as medições da pressão estática ao longo do protótipo de Venturi. Modelos de escoamentos bifásicos tradicionais (e.g. modelo de Lockhart e Martinelli) serão utilizados para esse propósito.

1.1.2 Objetivos Específicos

São objetivos específicos desse trabalho:

- Validação de modelo teórico para escoamento bifásico líquido-gás (equações de conservação e de estado) que possam descrever a evolução da pressão estática ao longo do Venturi. Nesse algoritmo, é atividade de pesquisa determinar os fatores de fricção em função da geometria convergente-divergente ao longo do Venturi;

- Apresentar algoritmo de determinação das vazões de entrada a partir das pressões medidas. As curvas teóricas de pressão serão geradas a partir de faixas possíveis da combinação de vazões do líquido e de gás. A curva de pressão modelada (teórica) com menor desvio em relação aos pontos experimentais deverá estimar a vazão de líquido e de gás;

- Construir um aparato experimental capaz de permitir escoamentos simultâneos de líquido e gás;

- Instrumentar a bancada experimental com equipamentos e sensores capazes de caracterizar completamente escoamentos do tipo líquido-gás.

2 REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

2.1 ESCOAMENTO MULTIFÁSICO

Falcone, Hewitt e Alimonti (2009) definem escoamento multifásico como escoamento simultâneo de duas ou mais fases, por um mesmo sistema, meio ou perfil. Segundo Corneliussem *et al.* (2005), escoamento multifásico consiste do escoamento de dois ou mais fluidos (gases e/ou líquidos) no mesmo meio (tubos, canais).

A análise de escoamentos multifásicos é complexa. Sua previsão e modelagem são desafiadoras. Este tipo de escoamento pode ser considerado como o mais comum na natureza. Exemplificam-se rios carregados de resíduos, o sangue em nossas veias, a seiva das plantas com nutrientes etc.

As fases presentes em um escoamento multifásico podem ser sólidas, líquidas ou gasosas. Em um sistema de extração de petróleo, vários gases, líquidos e sólidos são transportados de forma simultânea. O óleo consiste de uma mistura de hidrocarbonetos pesados, enquanto os gases são compostos de misturas de hidrocarbonetos leves, dióxido de carbono entre outros. Sólidos como partículas de areia são frequentemente desprezados nesse tipo de escoamento. As fases são tipicamente simplificadas como óleo, água e gases. Estes últimos podem ser decorrentes da produção ou artificialmente injetados com o intuito de manter a pressão no poço de extração (e.g. injeção de CO₂). Em suma, são simplificados como escoamentos do tipo líquido-gás, sendo o líquido muitas vezes tratado como uma mistura de petróleo e água (emulsão). O conteúdo de água em óleo é uma importante característica da fase líquida.

Os escoamentos do tipo líquido-gás são classificados de acordo com sua topografia, ou melhor, com o padrão de escoamento. A formação de diferentes padrões de escoamento decorre de uma série de fatores: dimensões das tubulações (e.g. diâmetro hidráulico), inclinação da tubulação, das condições termodinâmicas de produção (e.g. pressão, temperatura e vazões), regime de escoamento (laminar, em transição ou turbulento), distribuição das fases (e.g. concentrações e velocidades) e efeitos de tensão superficial; ver Brennen (2005), por exemplo.

2.1.1 Conceitos Básicos

São apresentadas a seguir definições básicas de escoamentos líquido-gás. Consideram-se processos adiabáticos unidimensionais (e.g. na direção principal do escoamento) e em regime permanente. Os subscritos l e g representam propriedades do líquido e gás, respectivamente.

A vazão mássica total de um escoamento (Eq. 2.1) é igual à soma das vazões mássicas do gás, m_g , e do líquido, m_l , Eqs. 2.2 e 2.3, respectivamente:

$$m = m_g + m_l \quad (2.1)$$

As vazões volumétricas do gás e do líquido, Q_g e Q_l , respectivamente, estão diretamente relacionadas às vazões mássicas através de:

$$m_g = \rho_g Q_g = \rho_g v_g A_g \quad (2.2)$$

$$m_l = \rho_l Q_l = \rho_l v_l A_l \quad (2.3)$$

onde ρ , v e A , representam a massa específica do fluido, a velocidade, e a área ocupada pelas fases numa determinada seção transversal ao escoamento.

A fração volumétrica da fase gasosa, α_g , é frequentemente conhecida como fração de vazio média, Eq. (2.4). Essa é obtida através da razão entre o volume ocupado pelo gás, V_g , e o volume total em um determinado trecho do tubo, V (Oliveira, 2007):

$$\alpha_g = \frac{V_g}{V_g + V_l} \quad (2.4)$$

Outra propriedade importante para a modelagem de escoamentos líquido-gás é o fator de escorregamento médio, S . Esse é definido como a razão entre as velocidades médias das fases gasosa, v_g , e líquida, v_l :

$$S = \frac{v_g}{v_l} \text{ ou } S = \frac{\rho_l \cdot x \cdot (1 - \alpha_g)}{\rho_g \cdot (1 - x) \cdot \alpha_g} \quad (2.5)$$

onde x é o título, Eq. (2.6). Trata-se da razão entre a vazão mássica de gás e a vazão mássica total:

$$x = \frac{m_g}{m} \quad (2.6)$$

A perda de carga em uma determinada seção do duto é dada pela Eq. (2.7), Collier e Thome (1996). A variação da pressão estática decorre de perdas friccionais, $\frac{dP}{dz_{\text{atrito}}}$, da aceleração do escoamento, $\frac{dP}{dz_{\text{aceleração}}}$, e devido ao campo gravitacional, $\frac{dP}{dz_{\text{gravitacional}}}$:

$$-\frac{dP}{dz} = -\frac{dP}{dz_{\text{atrito}}} - \frac{dP}{dz_{\text{gravitacional}}} - \frac{dP}{dz_{\text{aceleração}}} \quad (2.7)$$

2.1.2 Fator de Escorregamento

O fator de escorregamento é definido como a razão entre as velocidades médias das fases gasosa, v_g , e líquida, v_l , ver Eq. (2.5). São apresentadas, a seguir, correlações encontradas na literatura para prever o fator de escorregamento. Butterworth (1975), Woldesemayat e Ghajar (2007) e Tran (2002) apresentaram uma expressão geral para enquadrar os fatores de escorregamento a partir das propriedades dos fluidos do escoamento bifásico e do título de gás:

$$S = C \left(\frac{1-x}{x} \right)^{p-1} \left(\frac{\rho_g}{\rho_l} \right)^{q-1} \left(\frac{\mu_l}{\mu_g} \right)^r \quad (2.8)$$

onde μ é a viscosidade dinâmica e, C , p , q e r são constantes que dependem da correlação proposta para o fator de escorregamento. Na tabela 2.1, são apresentadas revisões de correlações e suas respectivas constantes.

Tabela 2.1 Resumo de correlações encontradas na literatura para prever o fator de escorregamento.

<i>Correlações</i>	<i>C</i>	<i>P</i>	<i>q</i>	<i>r</i>
Lockhart & Martinelli (1949)	0,28	0,64	0,36	0,07
Fauske (1962)	1	1	0,5	0
Thom (1964)	1	1	0,89	0,18
Zivi (1964)	1	1	0,67	0
Baroczy (1965)	1	0,74	0,65	0,13
Moody (1965)	1	1	0,66	0
Wallis (1969)	1	0,72	0,4	0,08
Homogêneo (Wallis, 1969)	1	1	1	0

Fonte: Tran (2002).

Zivi (1964), pelo princípio da produção da mínima geração de entropia para um escoamento com padrão anular, propôs um fator de escorregamento teórico igual a $\left(\frac{\rho_l}{\rho_g}\right)^{1/3}$. O mesmo considerou um escoamento ideal sem atrito com as paredes do tubo e sem a presença de gotículas no vapor central. Fauske (1964), ao minimizar a quantidade de movimento de um escoamento bifásico, encontrou um fator de escoamento teórico igual a $\left(\frac{\rho_l}{\rho_g}\right)^{1/2}$.

Moody (1965) encontrou o mesmo fator de escorregamento estabelecido por Zivi ao aplicar um modelo para prever a máxima vazão bifásica num escoamento isentrópico. Esse modelo é baseado num escoamento anular, admitindo-se equilíbrio entre o vapor e o líquido.

2.2 CARACTERIZAÇÃO DE EMULSÕES NA INDÚSTRIA DE ÓLEO

Salager (1999) define emulsão como uma mistura entre dois líquidos imiscíveis onde uma das fases está dispersa na forma de gotas. Há uma determinada resistência em relação à taxa de coalescência cuja magnitude ou escala de tempo depende essencialmente de parâmetros

como dimensão das gotículas, da viscosidade, da tensão superficial, das diferenças entre massas específicas e das concentrações volumétricas. A separação das fases que constituem uma emulsão é comumente desejada na indústria de óleo e gás. A separação pode ser acelerada pela adição de componentes químicos ou através da excitação acústica das estruturas que compõem a emulsão como interfaces e gotas.

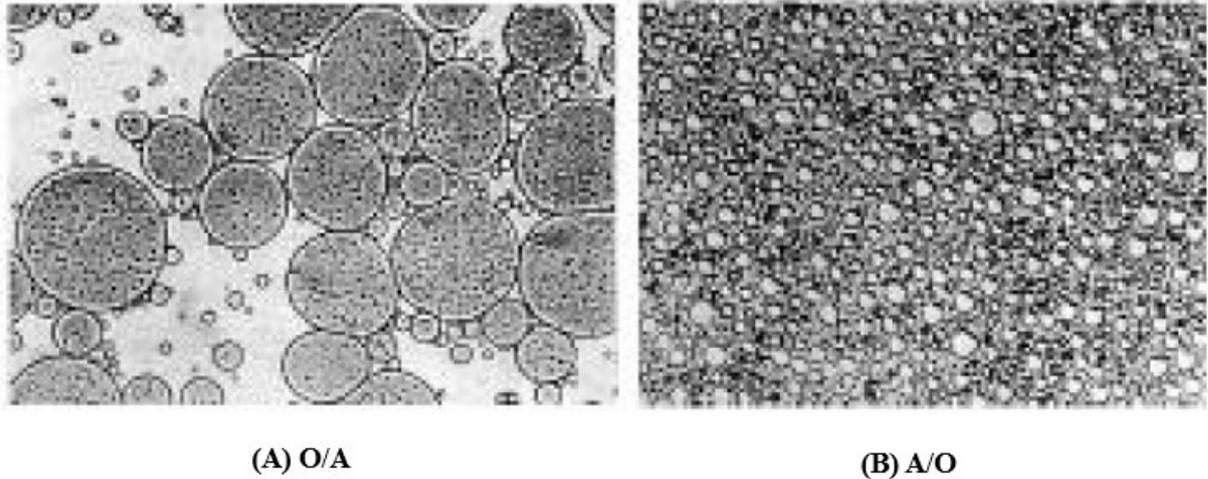
Segundo Oliveira (2010), a distribuição do tamanho de gotas em uma emulsão pode variar de alguns micrometros até centenas de microns. Uma emulsão é considerada estável quando suas gotas se mantêm dispersas na fase contínua por um longo tempo, sem que haja separação de fases. Emulsões estáveis são definidas como aquelas nas quais a água permanece dispersa por vários dias.

No estudo de emulsões, é comum a adição de surfactantes, chamados de agentes emulsificantes, a fim de inibir a coalescência entre gotas. A formação de emulsões conta com dois fatores principais: os líquidos devem ser imiscíveis ou parcialmente miscíveis, e deve ocorrer a dispersão entre as fases através de “agitação”. Um terceiro fator também pode ser considerado como necessário: a presença de um surfactante. Porém, alguns autores, como Langevin *et al.* (2004), defendem que a presença de surfactantes não é obrigatória.

Dois tipos de forças principais agem durante o processo de coalescência entre duas gotas da fase dispersa quando separadas por pequenas distâncias (menores que seu raio): a força de atração de Van der Waals e forças repulsivas dependentes das propriedades interfaciais. A presença de surfactantes nas duas interfaces que se aproximam pode produzir fenômenos de natureza elétrica, estérica, entrópica ou osmótica, Salager (1999). As forças de atração dependem do volume das gotas vizinhas, já as forças repulsivas dependem do surfactante adsorvido, ou seja, dependem das superfícies expostas das gotas e de sua área superficial. Sendo R o raio de gotas esféricas, as forças de atração são proporcionais a R^3 , enquanto as forças repulsivas são proporcionais a R^2 .

Segundo a Regra de Bancroft, uma emulsão que contenha óleo e água terá um dos dois como fase dispersa, dependendo das características do surfactante. O líquido que se mantém na forma de gotículas dispersas é a fase descontínua (também chamada fase dispersa ou interna). O líquido que está ao redor das gotas é a fase contínua ou externa (OLIVEIRA, 2010).

Figura 2.1 Tipos de Emulsões: (A) Mistura Óleo/Água – O/A; (B) Mistura Água/Óleo – A/O.



Fonte: Oliveira e Carvalho (1998).

Emulsões óleo-água são dispersões finas de óleo em água (O/A) ou de água em óleo (A/O), com gotículas micrométricas, ver figura 2.1. Existem também emulsões múltiplas, como água em óleo em água (A/O/A) ou óleo em água em óleo (O/A/O); ver Langevin *et al.* (2004), por exemplo. Emulsões podem ser estabilizadas por outras espécies, desde que sejam adsorvidas na interface óleo-água e evitem o crescimento de gotas e a separação de fases nas fases originais de óleo e água. Após a adsorção, as superfícies se tornam viscoelásticas e as camadas superficiais proporcionam estabilidade à emulsão. Os óleos crus, especialmente os óleos pesados, contêm grandes quantidades de asfaltenos (componentes polares de alto peso molecular) que atuam como surfactantes naturais.

As características de emulsões resultam de processos de “agitação”, os quais envolvem períodos e intensidades. O processo de mistura, quebra e formação de gotas foi bem relatado por Clift, Grace e Weber (2005). A formação da emulsão é dependente da dissipação viscosa que ocorre nos processos de agitação. Na indústria de óleo e gás, intensos processos de dissipação viscosa ocorrem em válvulas, bombas e tubulações, promovendo a criação de emulsões. O dimensionamento dos tanques de separação de emulsões depende das taxas de separação e da capacidade da fase dispersa em coalescer. A taxa de separação será função de parâmetros como dimensão das gotículas, da viscosidade, da tensão superficial, das diferenças entre massas específicas, das concentrações volumétricas, e de artifícios químicos ou mecânicos para acelerar a separação; ver mais detalhes em Oliveira (2010).

Emulsões são encontradas em diversos estágios das indústrias de processo. Por exemplo, na indústria de petróleo, ambas as emulsões desejáveis e indesejáveis permeiam todo o ciclo de produção, incluindo etapas de perfuração, recuperação de óleo, produção de cabeçote, transporte em dutos e as emulsões de processo em refinarias. Tais emulsões podem conter não apenas óleo e água, mas também partículas sólidas e até gás; ver Schramm (2005).

2.2.1 Medição de TOG (*Total Oil and Grease*)

No Brasil, o órgão fiscalizador dos efluentes é o Instituto Brasileiro do Meio Ambiente e dos Recursos Naturais Renováveis (IBAMA). Este exige a aplicação do método SM5520B de teor de óleos e graxas (TOG) determinado por resolução do Conselho Nacional do Meio Ambiente (Conama) em 2015, na indústria de petróleo. O método SM5520B deve ser utilizado pelas empresas que destinam sua água de produção de volta para o mar, após produção.

O TOG é um parâmetro de medição que quantifica a quantidade de óleo contida em um escoamento aquoso. Segundo Silva (2015), testes de TOG são efetuados em efluentes aquosos antes do descarte ao meio ambiente. A Resolução do CONAMA nº. 430 de 2011 determina que o TOG lançado diariamente em corpos receptores não ultrapasse 20 ppm para óleos minerais e 50 ppm para óleos vegetais.

Técnicas de determinação de TOG podem ser classificadas como: destrutivas (titulação e outros métodos químicos, análise do total de carbono orgânico (TOC), destilação e calorimetria), e não-destrutivas (métodos de capacitância elétrica, técnicas de radiação, espectroscopia e técnicas de ultrassom). Alguns métodos servem para analisar específicos tipos de emulsão como água em óleo (A/O) ou óleo em água (O/A); ver mais detalhes em Silva (2015).

2.2.2 Medição de BSW (*Basic Sediment and Water*)

Em 2000, a Agência Nacional de Petróleo, Gás Natural e Biocombustíveis (ANP) e o Instituto Nacional de Normalização Metrológica e Qualidade Industrial (INMETRO) publicaram o Regulamento Técnico de Medição de Petróleo e Gás Natural - RTM. Em 2013, foi publicada uma revisão desta resolução; ver Biazon; Jesus; Oliveira, 2015. O RTM 2013 define sedimentos básicos e água (BSW) como a porcentagem de água e sedimentos em relação

ao volume total do fluido medido. São incluídos nesse índice água dissolvida, sedimentos livres, e sedimentos emulsionados e arrastados.

Nos Estados Unidos, a patente nº4.055.986 de Stewart (1977) é frequentemente utilizada como método para medição de BSW. Este método é implementado ao remover uma amostra do petróleo bruto produzido e, em seguida, é promovido o aquecimento e a centrifugação para separar a água do óleo. Para evitar perda de conteúdo de água devido à vaporização, a fração de água vaporizada é forçada através de um condensador. A água condensada retorna ao recipiente para aferição; ver relatório da SHELL OIL COMPANY, 1976.

2.3 PADRÕES DE ESCOAMENTO

Na modelagem dos escoamentos monofásicos, analisa-se o escoamento a partir de informações quanto ao regime (laminar, em transição ou turbulento) e quanto à ocorrência de desprendimento da camada limite. No estudo dos escoamentos bifásicos, além das informações acima, faz-se necessário o conhecimento da topologia do escoamento e do movimento relativo entre as fases.

As configurações dos escoamentos bifásicos dependem da geometria do duto (dimensão, inclinação, forma da seção transversal etc.), das condições de operação (pressão, temperatura, vazão etc.), das propriedades das fases (massa específica, viscosidade etc.), que combinadas determinam classes de configuração, denominados padrões de escoamento. O conhecimento dos padrões ou da sequência de padrões é de vital importância, por exemplo, no projeto de trocadores de calor; ver Collier e Thome (1996).

Na literatura, os nomes dados aos padrões de escoamento são subjetivos, existindo uma série de termos para a descrição das distribuições de fases. Nesse texto, são utilizadas as definições propostas por Collier e Thome (1996).

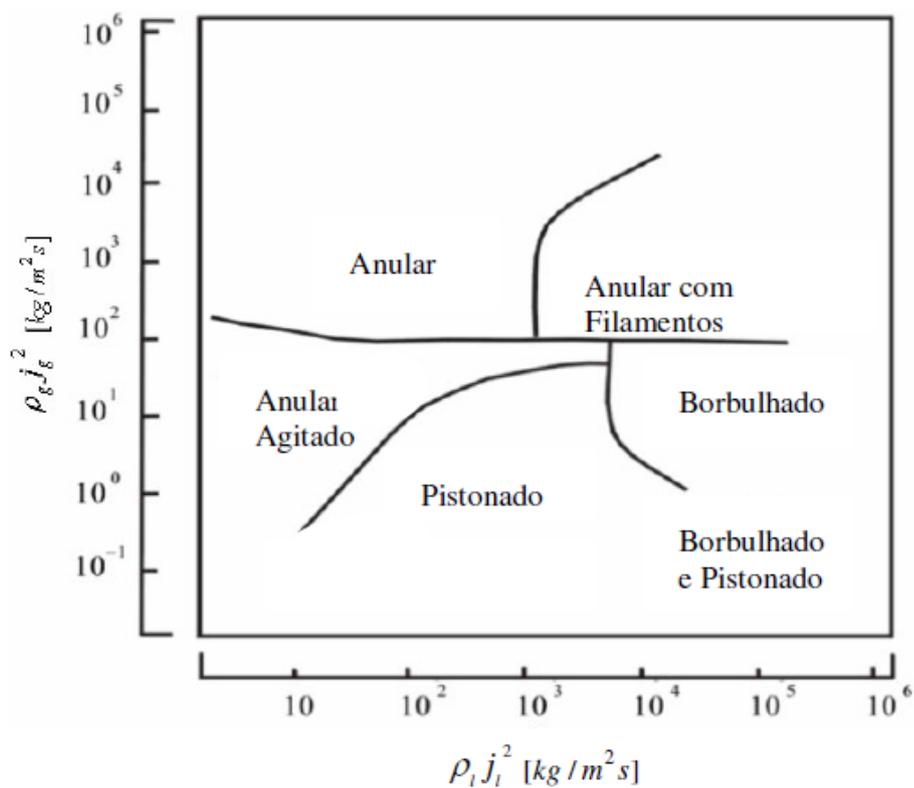
2.3.1 Transições e Mapas de Padrão

A identificação dos padrões e de suas transições a partir de parâmetros do escoamento é realizada através de mapas de padrões. Em geral, são gráficos onde os eixos representam parâmetros do escoamento bifásico como as velocidades superficiais das fases (j_g e j_l). Devido à impossibilidade de se representar em um único gráfico todas as variáveis que afetam a

transição entre os padrões, a validade dos mapas de padrão se restringe às faixas experimentais testadas sob condições termodinâmicas controladas. Contudo, os mapas de padrão são aplicados frequentemente em situações distintas daquelas obtidas em laboratório.

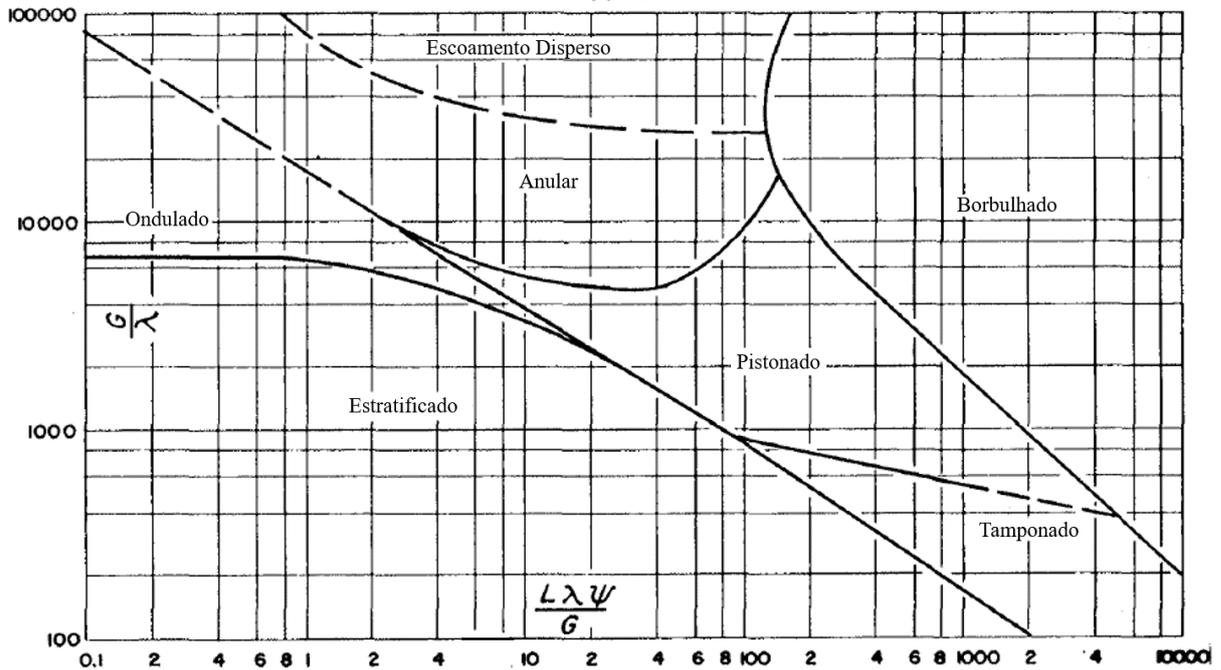
Como orientação para avaliar a influência dos padrões nas medições das vazões são usados os mapas de padrões obtidos por Hewitt e Roberts (1969), Fig. 2.2, e Baker (1953), Fig. 2.3, apud Collier e Thome (1996) e Carey (1992).

Figura 2.2 Mapa de Hewitt e Roberts para escoamento vertical



Fonte: Carey (1992).

Figura 2.3 Mapa de Baker para escoamento horizontal



Fonte: Baker (1953).

O primeiro foi construído a partir de observações em escoamentos ar-água em tubos verticais de pequeno diâmetro. Os eixos desse primeiro gráfico são representados pelas quantidades de movimento superficiais do líquido, $\rho_l \cdot j_l^2$, e do gás, $\rho_g \cdot j_g^2$.

O segundo, construído para escoamentos horizontais, apresenta bom desempenho para escoamentos ar-água e gás-líquido em tubulações de pequeno diâmetro (inferior a 5 cm); ver Whalley (1987). Os eixos são baseados nos fluxos mássicos das fases gasosa, G_g e líquida, G_l ; e nos fatores de correção λ e ψ calculados conforme as Eqs. (2.9) e (2.10):

$$\lambda = \left[\left(\frac{\rho_g}{\rho_A} \right) \left(\frac{\rho_l}{\rho_W} \right) \right]^{1/2} \quad (2.9)$$

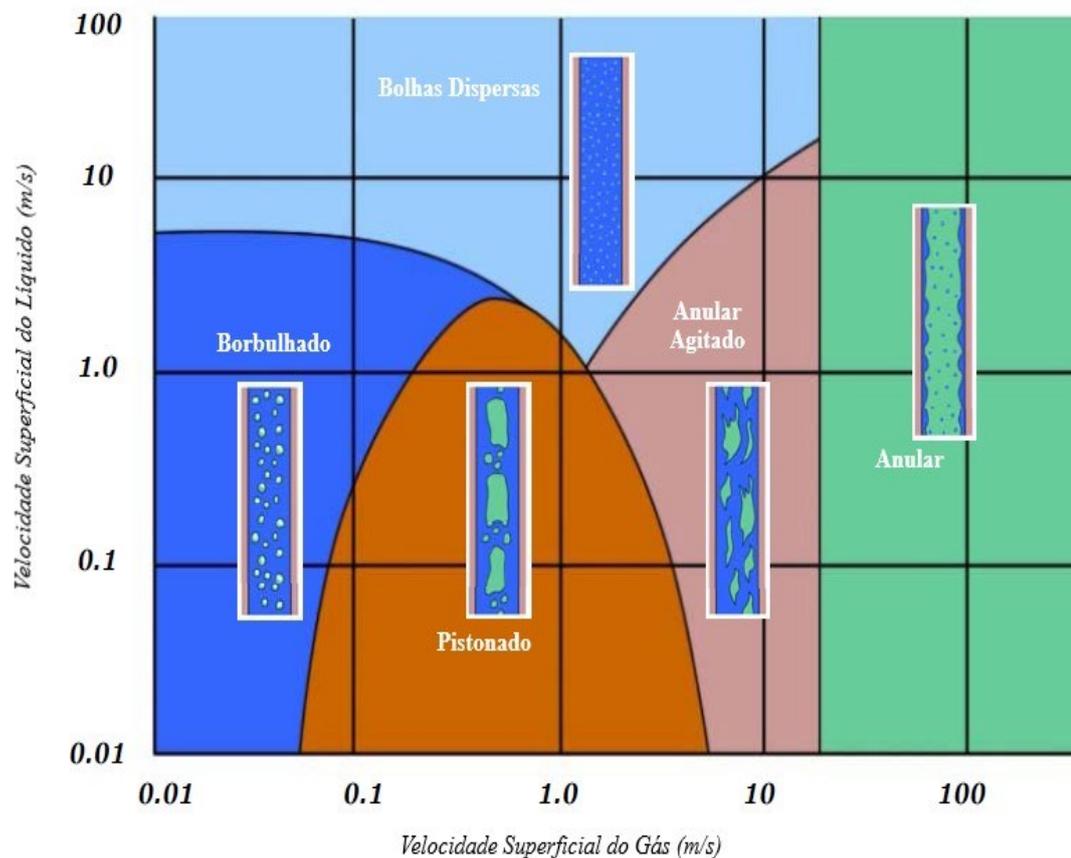
$$\psi = \left(\frac{\sigma_W}{\sigma_l} \right) \left[\left(\frac{\mu_l}{\mu_W} \right) \left(\frac{\rho_W}{\rho_l} \right)^2 \right]^{1/3} \quad (2.10)$$

onde σ é a tensão superficial. Os subscritos A e W se referem a propriedades físicas do ar e da água, respectivamente, em condições atmosféricas. Nessas condições, em escoamentos ar-água, λ e ψ valem a unidade. O índice A não deve ser confundido com a área da seção transversal.

2.3.2 Padrões de Escoamento Vertical

Os padrões são classificados de acordo com a topografia (características geométricas ocupadas pelo gás e pelo líquido). A probabilidade de ocorrência de um padrão é representada em um mapa de padrões em função da direção do escoamento (vertical ou horizontal), das propriedades dos fluidos (e.g. densidade e viscosidade) e de características relacionadas à vazão média de cada fase (e.g. velocidade superficial da fase), Corneliussem *et al.* (2005); ver Figura 2.4, por exemplo.

Figura 2.4 Exemplo de Mapa de Padrões Verticais

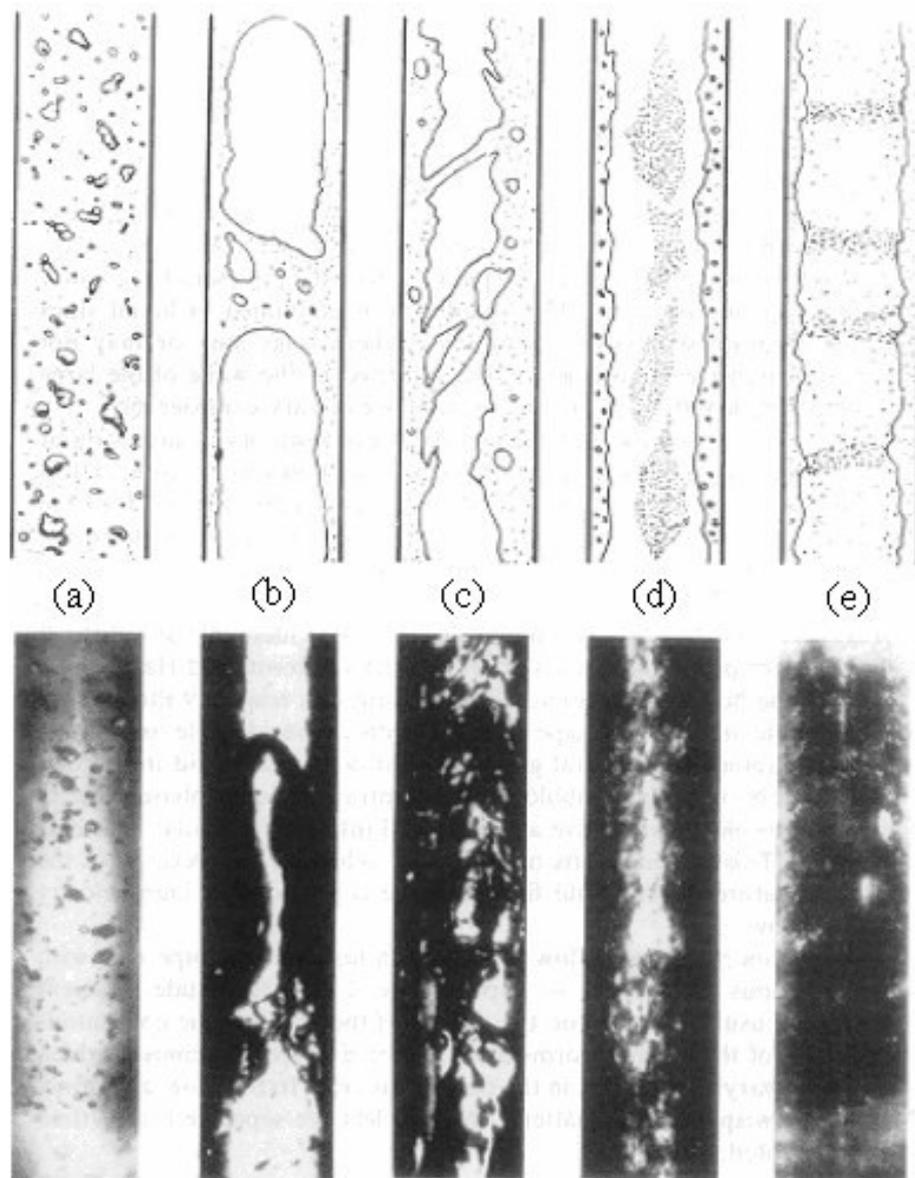


Fonte: Corneliussem *et al.* (2005).

Os padrões de escoamentos verticais (Fig. 2.5) podem ser classificados como:

- (a) Borbulhado (*Bubbly Flow*): caracterizado pela dispersão de bolhas de gás em meio líquido contínuo;
- (b) Pistonado (*Slug Flow*): caracterizado por bolhas de gás ou vapor com dimensões aproximadas do diâmetro do tubo, formando um bolsão de gás alongado, cujo intervalo líquido entre os bolsões é denominado de “slug”. Pode existir ou não a presença de pequenas bolhas na região de líquido imediatamente após a parte inferior do bolsão;
- (c) Anular Agitado (*Churn Flow*): padrão caótico devido ao “rompimento” dos bolsões de gás ou vapor, sendo boa parte do líquido deslocado para a parede do tubo. O caráter oscilatório do escoamento é denominado como “churn”;
- (d) Bolhas Dispersas (*Wispy Flow*): padrão onde há película de líquido na parede com interface instável. Apresenta bolhas de gás no filme líquido, assim como considerável quantidade de gotas em forma de filamentos denominado de “wispy” no vapor central. A quantidade de movimento dos fluidos é aumentada em relação ao padrão “churn”;
- (e) Anular (*Annular Flow*): padrão onde há ondas coerentes de larga amplitude encontradas na interface entre a película de líquido e o centro de gás. Na contínua quebra dessas ondas se formam pequenas gotículas que são entranhadas no gás. As gotículas apresentam maior dispersão no gás central, diferentemente do ocorrido no padrão anular agitado.

Figura 2.5 Padrões de escoamento bifásico ar-água vertical ascendente

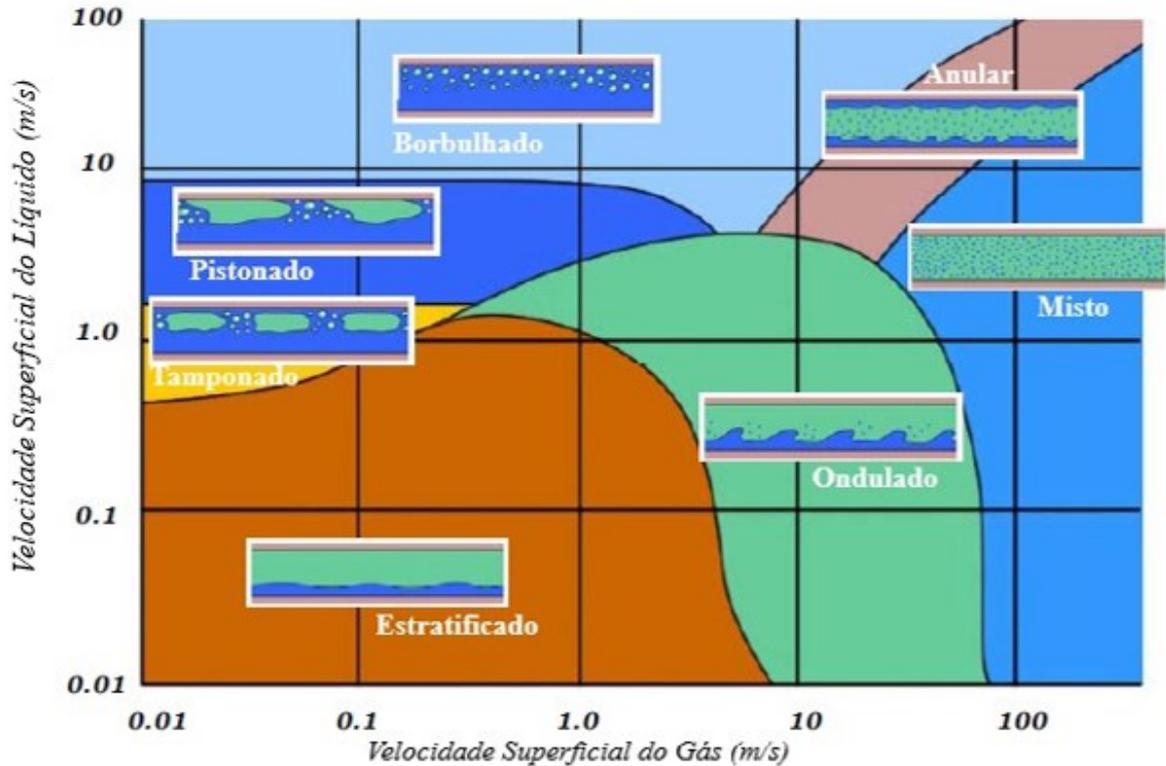


Fonte: Collier e Thome (1996).

2.3.3 Padrões de Escoamento Horizontal

Na figura 2.6, é apresentado um exemplo de mapa de padrões horizontal com as transições de padrão dependentes das velocidades superficiais do gás e do líquido.

Figura 2.6 Exemplo de Mapa de Padrões Horizontais



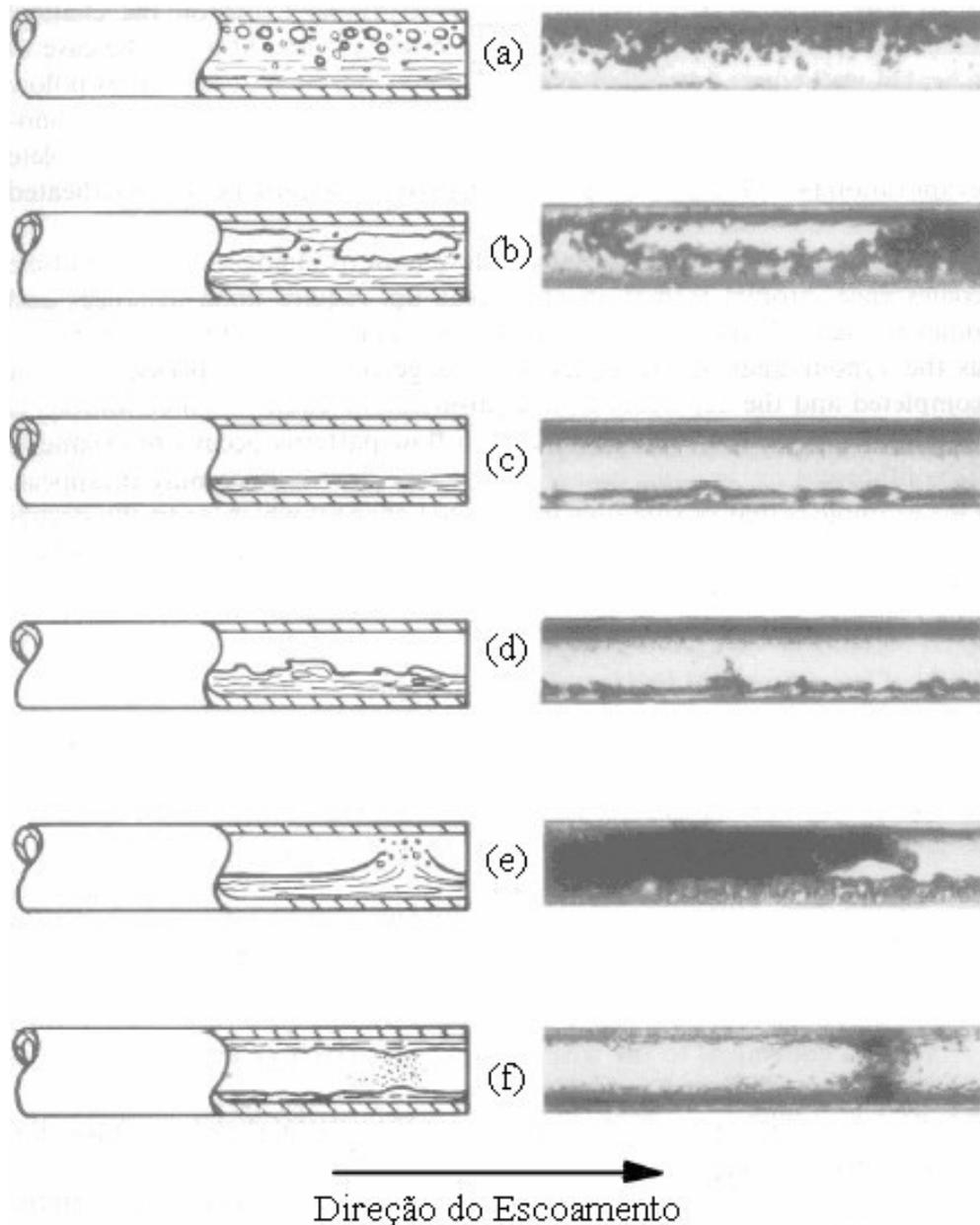
Fonte: : Corneliussen *et al.* (2005).

Os padrões de escoamento bifásico em tubulações horizontais possuem assimetria radial devido à influência da gravidade. De modo geral, a maior parte do gás é encontrado na parte superior do tubo. Os padrões de escoamentos horizontais (Fig.2.7) podem ser classificados como:

- (a) Borbulhado (*Bubbly Flow*): padrão idêntico ao escoamento vertical, exceto pela concentração das bolhas na parte superior do tubo;
- (b) Tamponado (*Plug Flow*): padrão idêntico ao “slug” no escoamento vertical ascendente, exceto pelos bolsões estarem deslocados para a parte superior do tubo;
- (c) Estratificado (*Stratified Flow*): padrão onde as fases escoam separadamente com uma interface regular e relativamente lisa. Baixas velocidades médias são observadas em relação aos outros padrões;
- (d) Ondulado (*Wavy Flow*): padrão estratificado com a interface irregular. Ocorre o aumento da velocidade do gás;

- (e) Pistonado (*Slug Flow*): a superfície líquido-gás é rompida em virtude do aumento da velocidade do gás. Gotículas de líquido são lançadas no vapor e atingem a superfície superior do tubo;
- (f) Anular (*Annular Flow*): padrão idêntico ao ocorrido em escoamentos verticais. A espessura do filme de líquido varia ao redor do perímetro do tubo, sendo maior na parte inferior do tubo.

Figura 2.7 Padrões de escoamento bifásico horizontal ar-água.



Fonte: Collier e Thome (1996).

2.4 MEDIÇÕES DE VAZÃO MULTIFÁSICA NA INDÚSTRIA DE ÓLEO E GÁS

As vazões mássicas de escoamentos líquido-gás podem ser determinadas separadamente ou de forma simultânea na indústria de óleo e gás. A medição simultânea de vazões mássicas de água, gases e óleo sem separação de fases é altamente custosa, não-convencional e restrita a faixas estreitas de medição; ver Lorentzen *et al.*, (2010). O método mais aplicado acontece com a medição separada das vazões das fases, pois são obtidas maior confiabilidade do sistema e precisão de medição. Contudo, são apresentados como consequência alto custo e medições por amostragem.

Entre as abordagens utilizadas em medições de vazões sem separação das fases, destacam-se: a medição de parâmetros do escoamento relacionados com as vazões das fases; a medição direta das velocidades médias das fases e da fração de vazio média; a homogeneização das fases, anulando-se a condição de escorregamento, ou ainda combinações das técnicas citadas; ver Falcone *et al.* (2002).

A medição das vazões dos fluidos produzidos nos poços de petróleo é essencial para o gerenciamento, produção e comercialização das reservas. As medições ocorrem em medidores convencionais após o equipamento separador das vazões. O sistema de medição convencional requer uma custosa infraestrutura contendo separadores e linhas de teste, aumentando a área construtiva e os investimentos necessários à produção. São necessários longos períodos de medições, seis horas em média, não-contínuas, onde as condições de operação da produção do poço são alteradas; ver Silva *et al.* (2000), por exemplo. Uma vasta revisão de medidores convencionais de vazão em dutos para escoamento monofásico pode ser vista em Delmée (1983).

Segundo Ribero (1996), para a fase gasosa são normalmente utilizados medidores de placa orifício, tubos de Venturi, medidores de vórtice e ultrassônicos. Para a fase líquida é recomendada a medição da vazão volumétrica a partir do medidor Venturi e raios gama ou ultrassom para a medição do conteúdo de água em óleo. Ver informações sobre separadores de fases nas indústrias de óleo e gás em Silva *et al.* (2000), Steven (2002) e Falcone *et al.* (2002).

2.5 TÉCNICAS PARA MEDIÇÃO DE CONCENTRAÇÕES

Segundo Duarte (1999), as técnicas para a medição de concentrações e fração de vazio podem ser classificadas como técnicas intrusivas ou não-intrusivas, e como técnicas invasivas ou não-invasivas. O termo invasivo se refere à invasão dos sensores ao atravessar as paredes do objeto estudado e o termo intrusivo, à perturbação do processo examinado.

As principais técnicas de medição de concentração podem ser classificadas como:

- (a) **Válvulas de Fechamento Rápido (VFR):** ocorre por meio da captura de fluidos num determinado trecho da tubulação. Os fluidos se separam devido às diferenças entre as massas específicas. Trata-se de uma técnica simples, precisa e direta para determinar a fração de vazio média;
- (b) **Sondas Intrusivas:** sensores de reduzido diâmetro que podem operar segundo princípios ópticos ou elétricos. São posicionados no interior do escoamento de modo a medir a concentração local. Exemplos do uso de sondas intrusivas podem ser encontrados no trabalho de Dias *et al.* (1998);
- (c) **Atenuação Radioativa:** consiste na emissão de energia eletromagnética de alta intensidade, em geral, raios X ou gama, e na medição da atenuação de sua intensidade após atravessar o meio de interesse; ver Kendoush e Sarkis (2002), por exemplo;
- (d) **Ultrassom:** a técnica de ultrassom é baseada no transporte de uma onda sonora através de um fluido. Pode-se operar o ultrassom no princípio de tempo de percurso ou no princípio de atenuação da onda transmitida, obtendo-se a concentração média ao longo do diâmetro da tubulação;
- (e) **Impedância Elétrica:** técnica que consiste na medição da impedância elétrica com o auxílio de eletrodos, estabelecendo-se relação entre a impedância elétrica do meio e a distribuição espacial de fases local ou média. Métodos resistivos operam, em geral, em frequências inferiores a 100 kHz. Métodos capacitivos operam em frequências superiores ao valor anteriormente mencionado; ver Goda *et al.* (2003), por exemplo;
- (f) **Tomografia:** fornece a distribuição das fases na seção transversal, podendo o princípio de medição ser associado a raios X, raios gama, impedância elétrica, radiação acústica entre outros. As características das imagens obtidas dependem da atenuação do feixe emitido pela presença das fases, sendo reconstruída através de técnicas matemáticas como a LBP (*Linear Back Projection*).

2.6 MEDIÇÕES DE VAZÃO MULTIFÁSICA ATRAVÉS DE PRESSÕES DIFERENCIAIS

Segundo Oliveira (2007), a medição de vazão com redução de seção para escoamentos internos monofásicos é uma técnica bastante disseminada. Através do princípio da aceleração de um fluido ao longo de uma linha de corrente, é possível relacionar a velocidade teórica com uma diferença de pressão. Rearranjando as equações da continuidade, de Bernoulli e da energia, e introduzindo o coeficiente de correção, C_d , para levar em conta os efeitos de dissipação viscosa, tem-se:

$$m = \frac{C_d A_2 Y F_a}{\sqrt{1 - \beta^4}} \sqrt{2 \rho_l \Delta P} \quad (2.11)$$

onde A_2 , β , ρ , ΔP , C_d , Y e F_a representam, respectivamente, a área da garganta do Venturi, a razão entre o diâmetro da garganta do Venturi e o diâmetro da seção do tubo, a massa específica do fluido, a queda de pressão sobre o dispositivo, o coeficiente de descarga, o coeficiente de expansão para fluidos compressíveis e o coeficiente de dilatação térmica do orifício.

O coeficiente de descarga empírico, C_d , é definido usualmente como uma função do número de Reynolds baseado no diâmetro hidráulico e na velocidade média, Re_D . O coeficiente C_d é utilizado de forma a corrigir as demais distorções provocadas pelas hipóteses impostas pelo uso da equação de Bernoulli. O coeficiente de dilatação térmica do orifício, F_a , deve ser levado em consideração, pois os materiais usados na fabricação dos elementos primários de vazão podem se dilatar em função da temperatura.

O coeficiente de expansão para tubo de Venturi ou bocal ISA 1932, Eq. (2.12), é obtido através da equação da energia, admitindo-se um processo isentrópico. De acordo com a norma NBR ISO 5167-1/2008, a Eq. (2.12) é aplicável quando respeitadas determinadas condições, equações (2.13) e (2.14):

$$Y = \left[\left(\frac{k \tau^{\frac{2}{k}}}{k - 1} \right) \left(\frac{1 - \beta^4}{1 - \beta^4 \tau^{\frac{2}{k}}} \right) \left(\frac{1 - \tau^{\left(\frac{k-1}{k}\right)}}{1 - \tau} \right) \right]^{\frac{1}{2}} \quad (2.12)$$

$$0,44 \leq \beta \leq 0,80 \quad (2.13)$$

$$20000 \leq Re_D \leq 10^7 \quad (2.14)$$

onde τ e k representam, respectivamente, a razão entre a pressão na garganta do Venturi e a pressão à montante, e a razão entre os calores específicos à pressão constante e à volume constante.

Com base na Eq. (2.11) foram desenvolvidas correlações, em geral, semi-empíricas, para medição das vazões em medidores com redução de seção, levando-se em conta a presença de escoamento bifásico. Zhang *et al* (1992) descrevem a formulação geral, Eq. (2.15), onde propõem o fator K_L para incorporar os efeitos do escoamento bifásico:

$$m = \frac{C_{d,bi} A_2 Y_{bi} F_a}{\sqrt{1 - \beta^4}} K_L \sqrt{2\rho_l \Delta P_{bi}} \quad (2.15)$$

onde $C_{d,bi}$ representa o coeficiente de descarga bifásico. Segundo Mattar *et al.* (1979), o coeficiente de descarga bifásico para escoamentos a baixos títulos é o coeficiente de descarga para o número de Reynolds para a vazão monofásica de líquido, $Re_{D,l}$. Y_{bi} é o coeficiente de expansão bifásico. Zhang *et al.* (1992) definiram este último parâmetro como:

$$Y_{bi} = 1 - \alpha + \alpha Y \quad (2.16)$$

onde Y representa o coeficiente de expansão para o gás.

Expressões para o fator K_L podem ser obtidas do modelo homogêneo e de correlações empíricas. Para a medição das vazões em escoamentos bifásicos a baixos títulos, são citadas as correlações de Chisholm (1967), Zhang *et al.* (1992) e de Zhang *et al.* (2005). Para escoamentos bifásicos a altos títulos, campo de estudo conhecido como “wet gas”, um resumo de correlações obtidas na literatura é encontrado em Steven (2002).

2.7 MÉTODO DE RUNGE-KUTTA

A solução para EDO (equações diferenciais ordinárias) pode ser obtida por meio de computadores com auxílio de vários métodos numéricos, que dividem problemas matemáticos em operações básicas (soma, subtração, multiplicação e divisão). Os métodos de Runge-Kutta permitem soluções de sistemas lineares a partir da série de Taylor sem a necessidade de calcular derivadas de ordem maior. O mais conhecido dos métodos é o de quarta ordem; ver equação 2.17 (CHAPRA, 2004):

$$y_{i+1} = y_i + \frac{1}{6}(k_1 + 2k_2 + 2k_3 + k_4)h \quad (2.17)$$

onde k_1 , k_2 , k_3 e k_4 podem ser definidos pelas equações a seguir. A variável independente y é obtida a partir de um passo especificado, $h = x_{i+1} - x_i$. No presente trabalho, o passo h é a distância infinitesimal ao longo do Venturi. A variável y no incremento posterior “ $i + 1$ ” é dependente dos termos k_1 , k_2 , k_3 e k_4 , definidos a seguir:

$$k_1 = f(x_i, y_i) \quad (2.18)$$

$$k_2 = f\left(x_i + \frac{h}{2}, y_i + k_1 \frac{h}{2}\right) \quad (2.19)$$

$$k_3 = f\left(x_i + \frac{1}{2}h, y_i + k_2 \frac{h}{2}\right) \quad (2.20)$$

$$k_4 = f(x_i + h, y_i + k_3 h) \quad (2.21)$$

3 MATERIAS E MÉTODOS

A determinação da vazão em elementos deprimogêneos (*e.g.* Venturi) é normatizada através da NBR-5167 de 2008. Através de informações da geometria do Venturi, da massa específica (obtida indiretamente por medições de temperatura e pressão, inseridas em equação de estado) e da pressão diferencial entre a entrada e a garganta do Venturi é determinada a vazão mássica. Há requisitos de escoamento completamente desenvolvido na entrada do dispositivo.

A utilização do Venturi para escoamentos bifásicos é tema de investigação: não há normatização para essa condição. Através de modelos de escoamentos bifásicos (*e.g.* modelo de Lockhart e Martinelli) será criado um algoritmo capaz de descrever o campo de pressão teórico ao longo do Venturi para ser comparado com medições discretas.

Dessa forma, o algoritmo a ser desenvolvido tem duas etapas essenciais:

- Fornecer modelo teórico para escoamento bifásico líquido-gás (equações de conservação e de estado) que possa descrever a evolução da pressão estática ao longo do Venturi. Nesse algoritmo, é atividade de pesquisa determinar o fator de fricção em função da aceleração e desaceleração do escoamento ao longo do Venturi;

- Determinar as vazões de entrada a partir das pressões medidas. As curvas teóricas de pressão serão geradas a partir de faixas possíveis da combinação de vazões do líquido e de gás. A curva de pressão modelada (teórica) com menor desvio em relação aos pontos experimentais deverá estimar a vazão de líquido e de gás.

Por fim, as medições de pressão ao longo do Venturi e as vazões conhecidas *a priori* serão fundamentais para garantir a viabilidade da metodologia acima.

3.1 BANCADA MULTIFÁSICA

Os experimentos realizados com o tubo de Venturi aconteceram em uma bancada multifásica no laboratório *Thermal Fluid Flow Group* (T2F) da UFSC. A bancada foi projetada para gerar escoamentos típicos da indústria de óleo e gás. É possível a mistura de até três fluidos: ar, água e óleo. A bancada possui layout flexível: são possíveis várias configurações de vazões e combinações de fases em escoamentos verticais e horizontais, e contando com várias

seções de testes. É possível realizar testes com pressões máximas de 5 bar e com temperaturas máximas de 80°C.

Ar é fornecido através de um compressor SCHULTZ SRP-4025. A pressão estática na entrada da bancada é de 6 bar. Filtros e válvulas reguladoras de pressão e vazão permitem controle da pressão de entrada. Vazões de ar foram obtidas através de um medidor Coriolis CFM200 da marca Emerson. Pressão de trabalho na entrada do Venturi variou entre 1,1 e 3 bar. A pressão estática de entrada foi obtida através de sensores de pressão absoluta da marca ROSEMOUNT.

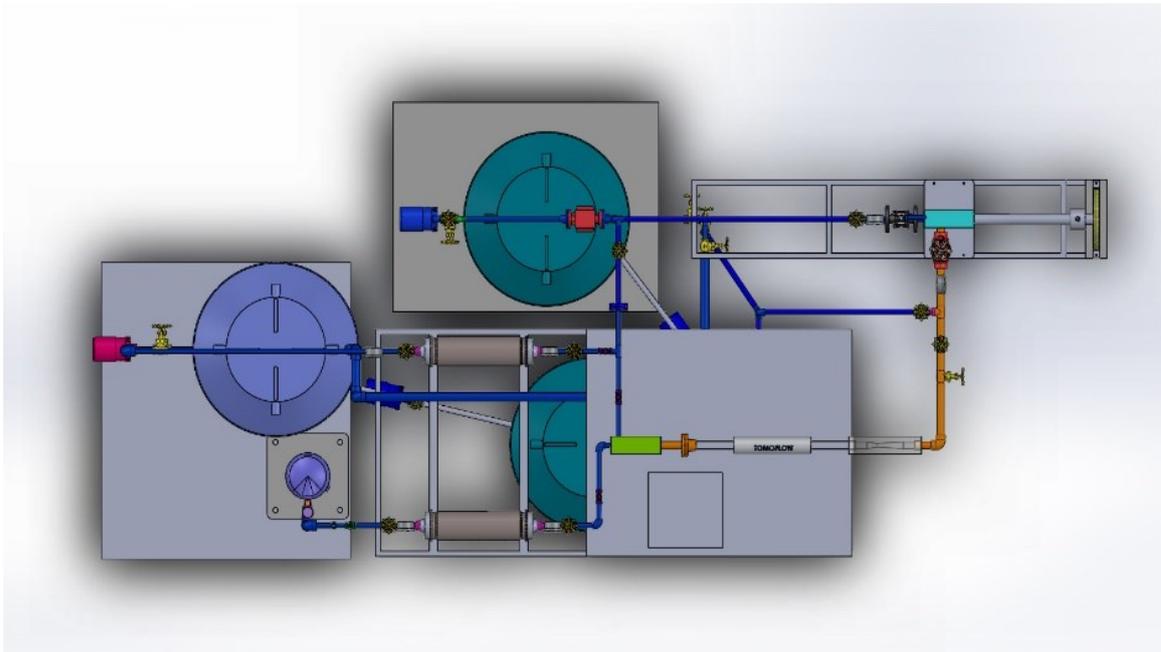
Escoamentos de água e óleo são possíveis devido a bombas centrífugas do tipo WEG BC-92S. A potência nominal dos motores elétricos de cada bomba era de 2 kW, permitindo vazões volumétricas máximas iguais a 23,9 m³/h. A vazão mássica em cada ramal de líquido é controlada através de inversores de frequência WEG-CFW500. A vazão mássica da água é obtida através de um medidor de vazão eletromagnético Rosemount 8700M da marca Emerson, cuja incerteza de medição é menor do que 0,5% da vazão registrada. A vazão de óleo é medida através de um medidor Coriolis CFM200. Cada reservatório de água e óleo contém cerca de 0,35 m³. Esses valores permitem estabilização da temperatura e controle do número de Reynolds na seção de testes. A temperatura de trabalho é monitorada através de termopares. Dois tanques adicionais com o mesmo volume permitem a separação de ar, água e óleo em escoamentos trifásicos.

As linhas individuais de ar, água e óleo contêm válvulas de sentido único antes das caixas de mistura para evitar danos às bombas e ao compressor. A bancada também conta com um tomógrafo de capacitância elétrica ECT Tomoflow, um tubo de Venturi modificado e sensores ultrassônicos. O tomógrafo possui dois volumes de medição (com doze eletrodos cada) separados por uma distância de 460 mm. O resultado de cada volume é representado em um plano da seção transversal. No presente trabalho, a seção de testes é utilizada para uma avaliação aprofundada do tubo de Venturi modificado.

Os sinais de medição advindos dos medidores de vazão, termopares, tomógrafo e transdutores de pressão absoluto são transmitidos a partir de cabos para um sistema de aquisição de dados da marca National Instruments. O armazenamento e a leitura dos dados ocorrem em um computador por meio de plataforma LabVIEW.

Uma lista dos equipamentos e sensores que compõem a bancada é apresentada na Tabela 3.1, juntamente com as faixas de operação e incertezas experimentais. Na Figura 3.1, é apresentada uma ilustração da bancada em vista de topo, criada com o software SolidWorks. A mesma conta com tomógrafo de capacitância elétrica, capaz de reconstruir escoamentos tridimensionais de gases e líquidos em tempo real.

Figura 3.1 Ilustração da bancada multifásica (vista de topo).



Fonte: Autor (2020).

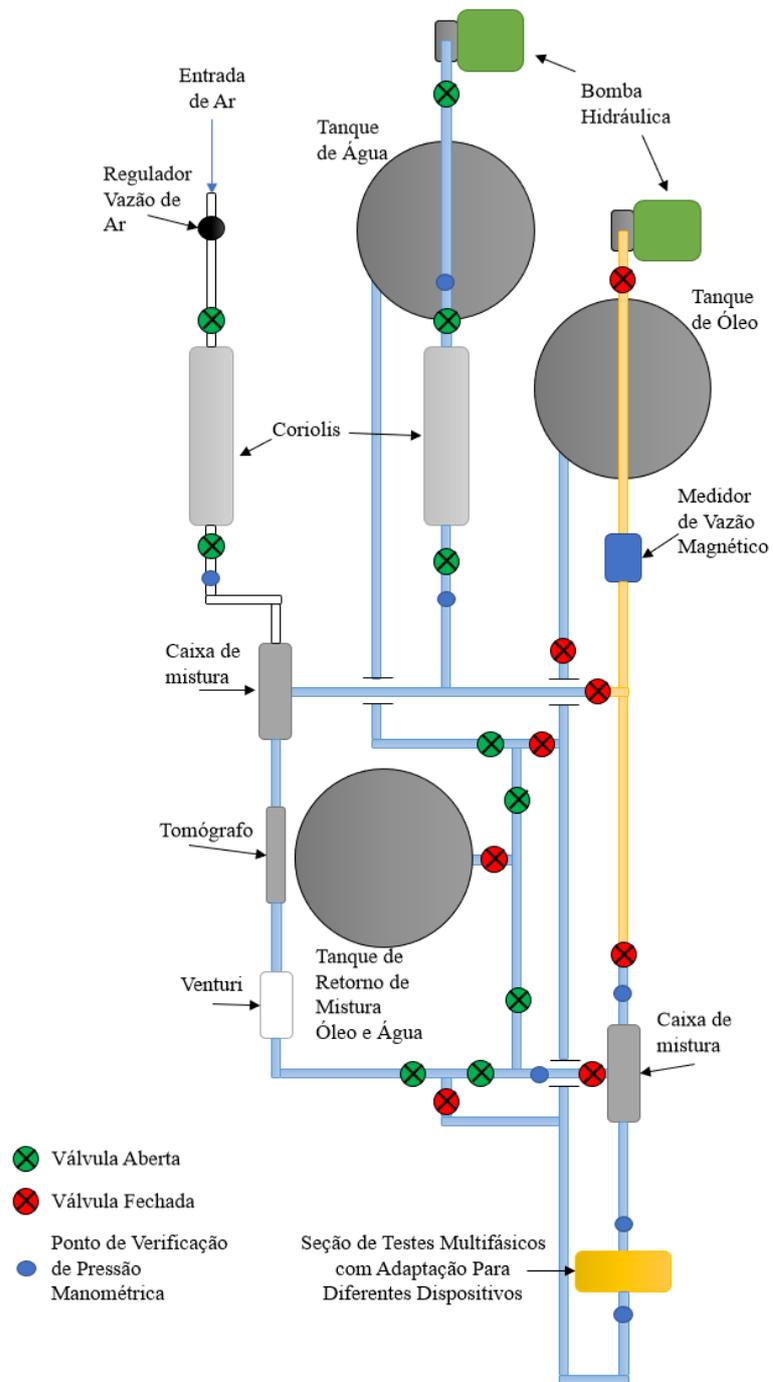
Tabela 3.1 Lista dos equipamentos, material de consumo e sensores que compõem a bancada multifásica.

Quantidade	Descrição	Faixa de Operação	Precisão
2	Coriolis CFM200	0 – 12,09 kg/s	± 0,005 kg/s
2	Transdutor de pressão absoluta DWYER	0 – 689.000 Pa	± 500 Pa
2	Transdutor de pressão absoluta ROSEMOUNT	0 – 2.000.000 Pa	± 500 Pa
1	Regulador de pressão de ar	0-150 psi	-
2	Caixa misturadora de fluidos	-	-
1	Tomógrafo de capacitância elétrica	-	-
8	Válvula tipo gaveta manual, 1"	-	-
3	Válvula tipo globo manual, 1"	-	-
1	Válvula tipo globo manual, 1,5"	-	-
3	Válvula de retenção horizontal, 1"	-	-
2	Bombas hidráulicas	0-23,9 m ³ /h	-
4	Reservatórios (350 litros)	-	-

Fonte: Autor (2020).

Na Figura 3.2 é apresentado um esquemático da bancada de testes, indicando equipamentos e componentes como bombas e válvulas. O circuito em azul indica o caminho percorrido pelos fluidos para os testes do presente trabalho: água e ar circulam pelo Venturi e retornam ao tanque de água onde são separados. As válvulas em verde indicam posição “aberta” e em vermelho, posição “fechada”. No presente caso, a seção de testes é a que contém o Venturi modificado.

Figura 3.2 Esquemático da bancada multifásica, indicando o caminho percorrido pelos fluidos de trabalho. A seção de testes é aquela onde se encontra o tubo de Venturi.



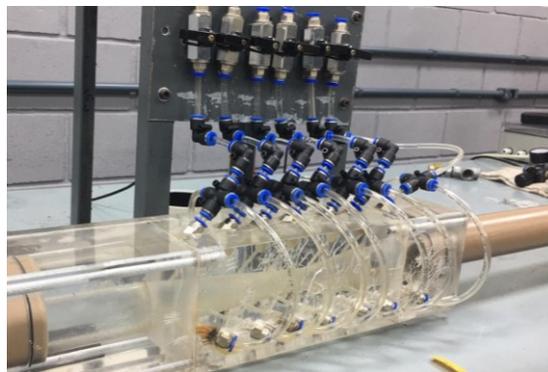
Fonte: Autor (2020).

3.2 TUBO DE VENTURI MODIFICADO

Um tubo de Venturi normatizado de acordo com a NBR ISO 5167-1/2008 foi utilizado. Esse Venturi (ver Fig. 3.3) foi fabricado em acrílico para permitir visualização. A visualização é essencial para avaliar como a evolução do padrão bifásico afetará o campo de pressões. A razão entre os diâmetros da garganta do Venturi e do diâmetro da tubulação, β , é 0,5. O diâmetro de entrada e o da garganta são iguais a 40 e 20 mm, respectivamente. Sete furações para coleta de dados de pressão estática ao longo do dispositivo são disponíveis. A angulação das furações foi projetada para permitir medições em escoamentos bifásicos gás-líquido. A angulação ajuda a evitar que bolhas de ar fiquem alojadas nas tomadas de pressão.

A principal proposta das modificações do Venturi é permitir a medição da evolução da pressão estática e, dessa forma, auxiliar modelos teóricos a preverem as vazões mássicas de líquido e de gás. Etapa essencial desse modelo é a previsão de perda de carga em geometrias convergentes e divergentes em escoamentos bifásicos.

Figura 3.3 Fotografia do tubo de Venturi usinado em acrílico.



Fonte: Autor (2020).

Em cada seção transversal onde há presença de tomadas de pressão, há três furos: dois na parte inferior e um na parte superior do Venturi. Esses furos são interligados com o auxílio de tubos de 6 mm de diâmetro através de cruzeta. A coleta de dados de pressão em determinada seção transversal é realizada em uma das conexões da cruzeta.

3.2.1 Experimentos

Os dados coletados em experimentos foram obtidos de acordo com o arranjo experimental apresentado na Figura 3.3. As tomadas de pressão estão posicionadas na mesma altura, 29 cm, em relação à base do Venturi. A coleta dos dados foi realizada através de uma placa conectada a oito sensores de pressão diferencial com diferentes escalas de medição, desenvolvida de forma dedicada para esse experimento. A fotografia da placa é apresentada na Figura 3.4. As escalas dos sensores são apresentadas na Tabela 3.2.

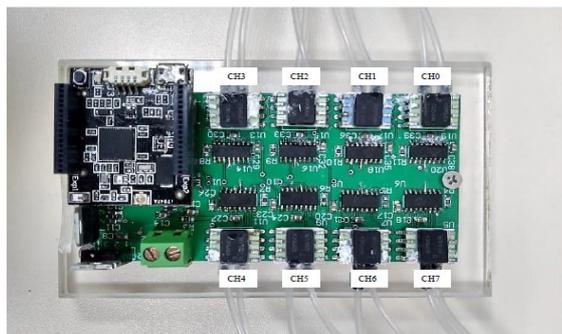
Tabela 3.2 Escala de fundo dos sensores de pressão diferencial

	Canais (CH)						
	CH 0	CH 1	CH 2	CH 3	CH 4	CH 5	CH 6
	Entrada	Convergência	Garganta	Divergência			
Escala dos Sensores (bar)	Referência	0,33	1	1	1	0,33	0,33

Fonte: Autor (2020).

As escalas foram selecionadas de forma a permitir a medição da evolução de pressão estática. Em escoamentos completamente desenvolvidos que adentram o Venturi e não sofrem perturbação à jusante de singularidades como joelhos e curvas, é esperada maior queda de pressão na garganta, onde a “vena contracta” está presente. Para escoamentos monofásicos e com singularidades posicionadas a 2 diâmetros à jusante, não são esperadas perturbações do escoamento no interior do Venturi de acordo com a norma ABNT 5167. Na bancada de testes, uma curva a 90° é encontrada após 5 diâmetros à jusante do Venturi. Todas as pressões diferenciais têm como referência o diâmetro da tubulação de entrada.

Figura 3.4 Fotografia da placa com sensores de pressão diferencial. Note a identificação da posição de cada canal (CH).

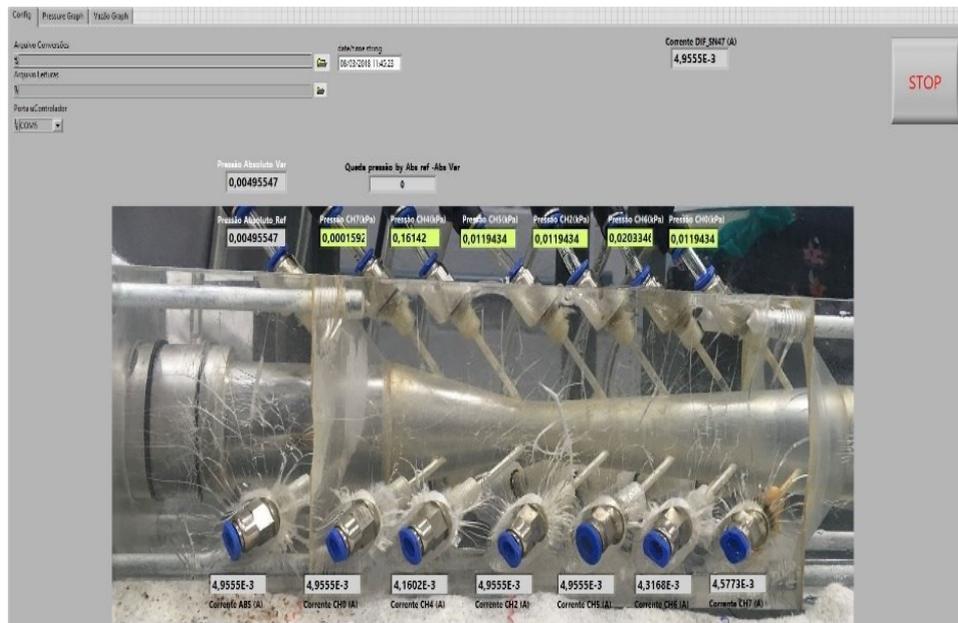


Fonte: Autor (2020).

A placa conta com: cinco sensores de pressão diferencial com alcance de leitura entre +/- 15 psi (TSCDDR015PDUCV) correspondentes aos canais 0, 2, 3, 4 e 5; um sensor com alcance de +/- 5 psi (NSCDRRN005PDUNV) na posição de canal 1; e dois sensores com alcance de +/- 1 psi (TSCDJN001PDUCV) posicionados nos canais 6 e 7. As medições dos transdutores contidos na placa de aquisição foram comparadas com as medições de um transdutor diferencial de pressão calibrado e de alta precisão (da marca ômega) para atestar a qualidade dos mesmos. A placa de aquisição permite a coleta e transmissão de dados via wi-fi para um computador de análise. Dois microcontroladores desenvolvidos na UFSC no laboratório de integração software/hardware (LISHA) permitem a transmissão de dados. Um microcontrolador está presente na bancada de testes, enquanto o segundo com as mesmas características está conectado a um computador.

É apresentada, na Figura 3.5, a interface gráfica criada em plataforma LabVIEW para coleta e observação em tempo real das medições de pressões diferenciais em relação à entrada do Venturi (campos em amarelo).

Figura 3.5 Interface gráfica de um modelo de Virtual Instrument (VI) desenvolvido em plataforma LabVIEW para coleta e leitura dos dados de medição em tempo real.



Fonte: Autor (2020).

3.3 METODOLOGIA

Nesta seção será abordada a metodologia adotada para determinar as vazões mássicas de escoamentos líquido-gás a partir do campo de pressões medido em um tubo de Venturi modificado.

3.3.1 Modelagem do Escoamento Bifásico

Um método numérico unidimensional é utilizado a partir do ajuste do modelo de fases separadas de Lockhart e Martinelli (1949) como proposto por Caudullo (1996). Equações de conservação da massa e quantidade de movimento para o líquido e o gás compõem um sistema linear juntamente com uma equação para modelagem do escorregamento entre fluidos, introduzida para permitir fechamento do sistema de equações.

As equações de conservação da massa são introduzidas como:

$$\frac{d(\alpha\rho_g v_g)}{dz} = \frac{\alpha\rho_g v_g}{A} \cdot \frac{dA}{dz} \quad (3.1)$$

$$\frac{d[(1-\alpha)\rho_l v_l]}{dz} = \frac{(1-\alpha)\rho_l v_l}{A} \cdot \frac{dA}{dz} \quad (3.2)$$

onde α , ρ , v e A , representam a fração de vazio, a massa específica do fluido, a velocidade e a área da seção transversal ao escoamento, respectivamente. z é a coordenada axial. Os subscritos l e g se referem ao líquido e ao gás, respectivamente. Transferência de massa através da interface e questões a respeito de solubilidade são desprezadas. As equações de quantidade de movimento do líquido e do gás são combinadas para eliminar o arrasto na interface gás-líquido:

$$\begin{aligned} & \frac{d[\alpha\rho_g v_g^2 + (1-\alpha)\rho_l v_l^2]}{dz} + \frac{dP}{dz} \\ & = \frac{\alpha\rho_g v_g^2 + (1-\alpha)\rho_l v_l^2}{A} \cdot \frac{dA}{dz} - [\alpha\rho_g + (1-\alpha)]g - \left(\frac{dp}{dz}\right)_f \end{aligned} \quad (3.3)$$

onde P é a pressão estática, g a aceleração da gravidade e $\left(\frac{dp}{dz}\right)_f$ é a perda de carga causada pela fricção do escoamento bifásico nas paredes do Venturi. A equação acima é válida para a direção

vertical. Para considerá-la na direção horizontal, procede-se com a remoção do termo que envolve a aceleração da gravidade.

Para permitir o fechamento do sistema linear, uma quarta equação é necessária. Esta será obtida a partir do modelo de escorregamento (*drift model*) proposto por Zuber e Findlay (1965):

$$v_g = C_0 \cdot v_m + V_s \quad (3.4)$$

onde C_0 é o parâmetro de distribuição e V_s é a velocidade de escorregamento (*drift velocity*). A velocidade média da mistura, v_m , é expressa como:

$$v_m = \alpha v_g + (1 - \alpha)v_l \quad (3.5)$$

Substituindo v_m na equação (3.4) e derivando-a na direção axial; obtém-se:

$$[1 - \alpha C_0] \frac{dv_g}{dz} - [C_0(1 - \alpha)] \frac{dv_l}{dz} - [C_0(v_g - v_l)] \frac{d\alpha}{dz} = \frac{dV_s}{dz} \quad (3.6)$$

Note que o gradiente axial do parâmetro de distribuição C_0 foi considerado desprezível. De forma a completar o sistema linear, as Eqs. (3.1) a (3.3) são reescritas como:

$$[\alpha \rho_g] \frac{dv_g}{dz} + [\rho_g v_g] \frac{d\alpha}{dz} + \left[\alpha v_g \frac{d\rho_g}{dP} \right] = - \frac{\alpha \rho_g v_g}{A} \cdot \frac{dA}{dz} \quad (3.7)$$

$$[(1 - \alpha)\rho_l] \frac{dv_l}{dz} - [\rho_l v_l] \frac{d\alpha}{dz} = - \frac{(1 - \alpha)\rho_l v_l}{A} \cdot \frac{dA}{dz} \quad (3.8)$$

$$\begin{aligned} [2\alpha\rho_g v_g] \frac{dv_g}{dz} + [2(1 - \alpha)\rho_l v_l] \frac{dv_l}{dz} + [\rho_g v_g^2 - \rho_l v_l^2] \frac{d\alpha}{dz} + \left[1 + \alpha v_g^2 \frac{d\rho_g}{dP} \right] \frac{dP}{dz} \\ = - \frac{\alpha \rho_g v_g^2 + [(1 - \alpha)\rho_l v_l]}{A} \cdot \frac{dA}{dz} - [\alpha \rho_g + (1 - \alpha)\rho_l] \cdot g - \left(\frac{dP}{dz} \right)_f \end{aligned} \quad (3.9)$$

O líquido é assumido como incompressível.

As equações (3.6) a (3.9) representam um sistema linear na forma $BY = E$. B é a matriz que contém os termos entre colchetes no lado esquerdo da equação (LHS), Y , a matriz que contém as variáveis dependentes $(\frac{dv_g}{dz}, \frac{dv_l}{dz}, \frac{d\alpha}{dz} \text{ e } \frac{dP}{dz})$, e E , os termos no lado direito da equação (RHS). A pressão, a fração de vazio, as velocidades médias do gás e do líquido serão medidas ou calculadas indiretamente na entrada do domínio e sua evolução será calculada a partir da solução do sistema linear formado pelas Eqs. (3.6) a (3.9).

O cálculo será realizado por método Range-Kutta (4ª ordem com passo de integração de 1 mm). Tal cálculo permitirá a comparação do gradiente de pressão numérico ao longo do Venturi com as medições discretas de pressão estática. Nos cálculos da seção transversal do Venturi, $A = \pi r^2$, e da mudança da seção transversal na direção axial, $\frac{dA}{dz} = 2\pi r \cdot \frac{dr}{dz}$, o raio do tubo, r , é a média entre dois pontos sequenciais. Os cálculos dos parâmetros restantes nas matrizes B e E são explicados nas próximas seções.

3.3.1.1 Propriedades do Fluido e do Escoamento na Entrada do Domínio

As propriedades do gás e do líquido podem ser calculadas por equações do estado e com a temperatura e a pressão medidas em um local à montante do Venturi. Cálculos da massa específica do ar, ρ_g , do gradiente de massa específica do ar em função da pressão, $d\rho_g/dP$, e da viscosidade dinâmica do gás, μ_g , são realizados através das Eqs (3.10) (3.11) e (3.12); ver Çengel e Cimbala (2015) e Peixiang *et al* (2009):

$$\rho_g = 1,2041 \left(\frac{273,15 + 21,1}{273,15 + T} \right) \cdot \left(\frac{101,325 + P}{101,325} \right) \quad (3.10)$$

$$\frac{d\rho_g}{dP} = \frac{0,871 + 0,003008[400 - (273,15 + T)]}{10^5} \quad (3.11)$$

$$\mu_g = 0,001[4,8(273,15 + T)10^{-6} + 0,001721] \quad (3.12)$$

onde T é a temperatura [°C] e P a pressão estática [Pa].

A partir das medições de P e T para cálculo de ρ_g e ρ_l , e das medições das vazões volumétricas de gás, Q_g , e de líquido, Q_l , é possível determinar as vazões mássicas de gás e líquido, m_g (Eq. 3.13) e m_l (Eq. 3.14), respectivamente:

$$m_g = Q_g \cdot \rho_g \quad (3.13)$$

$$m_l = Q_l \cdot \rho_l \quad (3.14)$$

Note que as informações de Q_g e Q_l não são conhecidas *a priori*. Em uma aplicação qualquer, uma série de combinações de Q_g e Q_l precisa ser testada até que uma determinada combinação corresponda às medições experimentais ao longo do Venturi. A lógica desta etapa do algoritmo será explicada posteriormente. Nesse estágio do trabalho, a preocupação é a correta modelagem da perda de carga bifásica ao longo do Venturi de forma a permitir a aplicação do sistema linear proposto.

Os fluxos mássicos para as fases líquida e gasosa, G_l (Eq. 3.15) e G_g (Eq. 3.16), são conhecidas a partir de m_g e m_l e da seção transversal do tubo, A , no domínio de entrada:

$$G_g = \frac{m_g}{A} \quad (3.15)$$

$$G_l = \frac{m_l}{A} \quad (3.16)$$

O fluxo mássico bifásico, G , e o título do gás, x , são então calculados como:

$$G = G_g + G_l \quad (3.17)$$

$$x = \frac{G_g}{G} \quad (3.18)$$

O parâmetro de distribuição C_0 é calculado por meio de um fator de fricção, f , baseado no número de *Reynolds* do escoamento bifásico, Re ; ver Beattie e Sugawava (1986):

$$C_0 = 1 + 2,6\sqrt{f} \quad (3.19)$$

$$f = 0,05525 \cdot Re^{-0,2370} + 0,0008 \quad (3.20)$$

$$Re = \frac{2rG}{3\mu_l} \quad (3.21)$$

A velocidade de escorregamento (*drift velocity*), V_s , é dependente do padrão de escoamento. Modelos de V_s para padrões borbulhado e pistonado são suficientes para o presente trabalho. Para padrões borbulhados, muitos modelos estão disponíveis, *e.g.* Wallis (1968) Davies e Taylor (1950). A expressão de Harmathy (1960) baseada no trabalho de Wallis (1968) e de Zuber e Findlay (1965) é adotada, pois a mesma é dependente apenas das propriedades dos fluidos (*i.e.* as massas específicas de gás e de líquido, e da tensão superficial, σ), independentemente das suas limitações específicas:

$$V_s = 1,53 \left[\frac{\sigma g (\rho_l - \rho_g)}{\rho_l^2} \right]^{0,25} \quad (3.22)$$

Para padrão de escoamento pistonado, é utilizada uma expressão para V_s fornecida por Wallis (1968):

$$V_s = C_1 \rho_l^{-0,5} [gD(\rho_l - \rho_g)]^{0,5} \quad (3.23)$$

onde o coeficiente C_1 é igual a 0,345; ver White e Beardmore (1962). Propriedade dos fluidos e o diâmetro da tubulação, D , são suficientes para estimar V_s para escoamentos pistonados.

Com o cálculo de V_s , as condições de contorno no domínio de entrada são finalmente conhecidas. A pressão estática de entrada é facilmente obtida por transdutor de pressão, e a fração de vazio, α , e as velocidades médias de gás e líquido, v_g e v_l , nessa ordem, são calculadas como:

$$\alpha = \frac{Q_g}{(C_0 Q + V_s A)} \quad (3.24)$$

$$v_g = \frac{Q_g}{(\alpha A)} \quad (3.25)$$

$$v_l = \frac{Q_l}{[(1 - \alpha)A]} \quad (3.26)$$

3.3.1.2 Propriedades do Fluido e Escoamento ao Longo do Domínio

Ao longo do Venturi, ρ_g , Q_g , Q , G , Re , f , C_0 e V_s são recalculados em cada passo do algoritmo, ver seção anterior, juntamente com as mudanças na geometria do Venturi, A e dA/dz . As mudanças no parâmetro de distribuição C_0 são desprezíveis para as presentes condições de

trabalho. C_0 varia menos de 0,8% para uma determinada condição experimental e, portanto, a dependência axial de C_0 na Eq (3.6) pode ser negligenciada.

O cálculo da variação de velocidade de escorregamento na direção axial, dV_s/dz , é necessário para solução do sistema linear; ver RHS da Eq. (3.6). Esta quantidade é dependente do padrão do escoamento e pode ser calculada como uma média linear de “ V_s ” em dois passos sequenciais e divididos pelo valor do passo (1 mm). A perda de carga bifásica, $(dp/dz)_f$, no RHS da eq. (3.9) é calculada a partir de modificações ao modelo de fases separadas de Lockhart e Martinelli (1949), como explicado a seguir.

Os fatores de fricção de Fanning para o líquido e o gás, f_l e f_g , respectivamente, são calculados em função dos números de Reynolds para o líquido, Re_l , e para o gás, Re_g :

$$f_h = \frac{16}{Re_h} ; Re_h < 2100 \quad (3.27)$$

$$f_h = \frac{0,079}{Re_h^{-0,25}} ; Re_h > 2100 \quad (3.28)$$

onde o subscrito “ h ” pode ser substituído por l e g . A demarcação 2100 separa os regimes de escoamento laminar e turbulento. Re_l e Re_g são calculados como:

$$Re_l = \frac{G(1-x)D}{\mu_l} \quad (3.29)$$

$$Re_g = \frac{GxD}{\mu_g} \quad (3.30)$$

O parâmetro de Lockhart e Martinelli (1949), “ X ”, é definido como a raiz quadrada da razão de perda de carga decorrente da presença do líquido, $(dp/dz)_l$, e da presença do gás, $(dp/dz)_g$:

$$X = \left[\frac{(dp/dz)_l}{(dp/dz)_g} \right]^{0,5} \quad (3.31)$$

No cálculo acima, foi considerado que cada fase escoar de forma separada através do domínio. Dessa forma, as perdas de carga para o líquido e para o gás podem ser calculadas separadamente através de:

$$\left(\frac{-dp}{dz}\right)_l = \frac{[2f_l G^2(1-x)^2]}{(D \rho_l)} \quad (3.32)$$

$$\left(\frac{-dp}{dz}\right)_g = \frac{[2f_g G^2 x^2]}{(D \rho_g)} \quad (3.33)$$

Martinelli e Nelson (1948) e Lockhart e Martinelli (1949) definiram multiplicadores para correlacionar a perda de carga bifásica $(dp/dz)_{TP}$ à perda de carga monofásica relativa ao escoamento de líquido e o de gás:

$$\left(\frac{-dp}{dz}\right)_{TP} = \left(\frac{-dp}{dz}\right)_l \Phi_l^2; X > 1 \quad (3.34)$$

$$\left(\frac{-dp}{dz}\right)_{TP} = \left(\frac{-dp}{dz}\right)_g \Phi_g^2; X < 1 \quad (3.35)$$

onde Φ_l^2 e Φ_g^2 são os multiplicadores de líquido e gás, respectivamente. Chisholm (1967) desenvolveu expressões para calcular Φ_l^2 e Φ_g^2 em função de um parâmetro C , escolhido de acordo com os regimes de escoamento de líquido e de gás (ver tabela 3.3):

$$\Phi_l^2 = 1 + \frac{C}{X} + \frac{1}{X^2} \quad (3.36)$$

$$\Phi_g^2 = 1 + CX + X^2 \quad (3.37)$$

Tabela 3.3 Parâmetro C como função dos regimes de escoamento de líquido e de gás.

Líquido	Gás	C
Turbulento	Turbulento	20
Laminar	Turbulento	12
Turbulento	Laminar	10
Laminar	Laminar	5

Com o cálculo iterativo de $(dp/dz)_f$ e das variáveis descritas acima, os valores de P , v_g , v_l , e α são calculados ao longo do domínio Venturi, resolvendo o sistema linear $BY = E$. O método clássico de Runge-Kutta de quarta ordem é seguido com passos de integração de 1mm.

Como poderá ser demonstrado na seção de resultados, a concordância entre a curva de pressão teórica e as medições discretas de pressão ao longo do Venturi somente serão satisfatórias se houver correção na modelagem da perda de carga bifásica. Os valores das constantes determinadas por Chisholm foram determinadas para tubulações sem mudança de seção transversal e precisam de atualização para a geometria convergente-divergente do tubo de Venturi.

A partir da avaliação de dados experimentais obtidos no presente trabalho e de dados encontrados na literatura, Olsthoorn (2014), foi constatado que quatro demarcações para números de Re_l e Re_g , conforme Tabela 3.3, não seriam suficientes para descrever a perda de carga bifásica. Além disso, as previsões de perda de carga através de versões modificadas de C como encontradas na literatura, *e.g.* Falcone (2006), não proporcionaram melhora considerável na modelagem da perda de carga bifásica. No presente trabalho, correções para a perda de carga a partir das Eqs. (3.38) a (3.41) se mostrarão satisfatórias:

$$\left(\frac{-dp}{dz}\right)_{TP} = C_{fit} \left(\frac{-dp}{dz}\right)_l (\Phi_l^2)_{fit}; X > 1 \quad (3.38)$$

$$(\Phi_l^2)_{fit} = 1 + \frac{C_{mod}}{X} + \frac{1}{X^2} \quad (3.39)$$

$$\left(\frac{-dp}{dz}\right)_{TP} = C_{fit} \left(\frac{-dp}{dz}\right)_g (\Phi_g^2)_{fit}; X < 1 \quad (3.40)$$

$$(\Phi_l^2)_{fit} = 1 + C_{mod} + X^2 \quad (3.41)$$

onde a perda de carga bifásica é corrigida por um parâmetro modificado C_{mod} para os multiplicadores de líquido e de gás. Um fator de ajuste, C_{fit} , igual a 2,4 foi determinado para corrigir a influência da geometria convergente-divergente na perda de carga. A determinação do valor de C_{fit} é apresentado na seção 4.1.

Para melhor caracterizar a perda de carga bifásica, valores de C_{mod} foram determinados para 16 faixas de Re_l e Re_g . As demarcações foram estabelecidas nos seguintes valores de Re_l e

Re_g : 3000, 10000 e 20000. 12 faixas foram caracterizadas por uma constante, enquanto 4 faixas foram caracterizadas por uma correlação de ajuste baseada em Re_l :

$$C_{mod} = Re_l^w \quad (3.42)$$

onde w é uma constante ajustada pelo método de mínimos quadrados para reduzir o desvio em relação a valores experimentais. Os valores de C_{mod} são apresentados na Tabela 3.4.

Tabela 3.4 Modificações do coeficiente C (C_{mod}) na expressão para multiplicadores bifásicos, Φ_l^2 e Φ_g^2 .

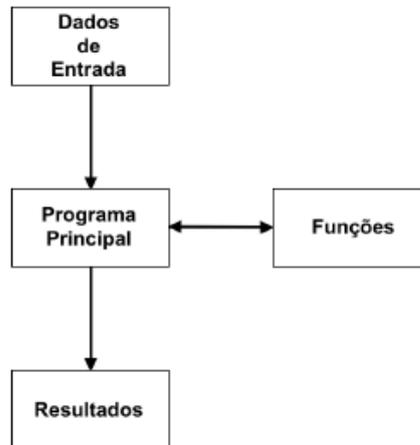
	$Re_g < 3000$	$3000 < Re_g < 10000$	$10000 < Re_g < 20000$	$Re_g > 20000$
$Re_l < 3,000$	121	121	121	121
$3000 < Re_l < 10000$	150	70	$(Re_l)^{0.4}$	$(Re_l)^{0.49}$
$10000 < Re_l < 20000$	70	80	$(Re_l)^{0.44}$	$(Re_l)^{0.48}$
$Re_l > 20000$	10	90	125	133

Fonte: Autor (2020)

3.4 ALGORITMO

O algoritmo foi implementado no software Matlab e é dividido em 4 partes principais conforme Fig. 3.6. A entrada de dados e o programa principal para cálculo de perda de carga bifásica em Venturi são apresentados no Apêndice A. Para facilitar a execução do algoritmo, o programa principal aciona recorrentemente funções específicas como cálculo de propriedades dos fluidos. Os resultados finais são exibidos em forma gráfica.

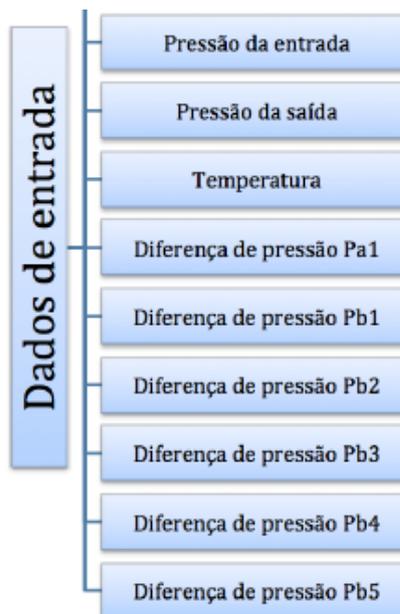
Figura 3.6 Fluxograma do algoritmo para cálculo de perda de carga bifásica em Venturi.



Fonte: Autor (2020).

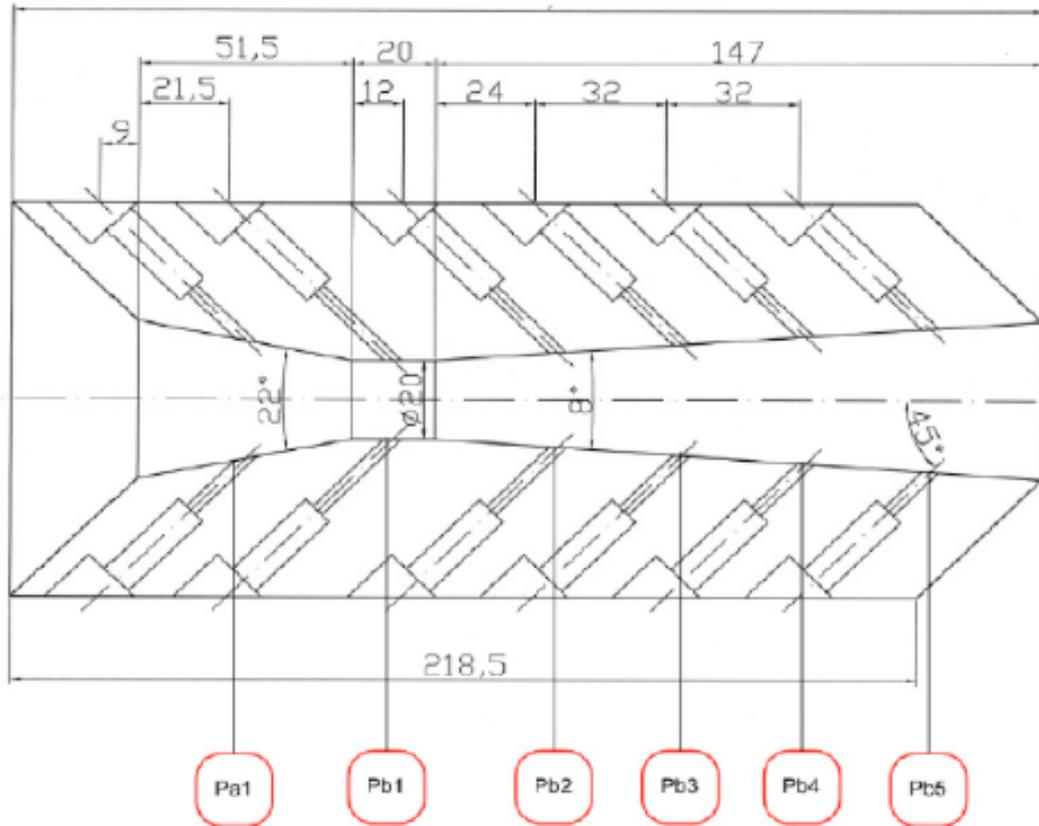
Os dados de entrada no algoritmo são: temperatura, pressão de entrada e de saída do tubo de Venturi, e as diferenças de pressão ao longo do Venturi em 6 pontos: Pa1 (na convergência), Pb1 (na garganta) e Pb2, Pb3, Pb4 e Pb5 (na divergência); ver Figuras 3.7 e 3.8.

Figura 3.7 Parâmetros de entrada no algoritmo para estimativa de vazões mássicas através de Venturi.



Fonte: Autor (2020).

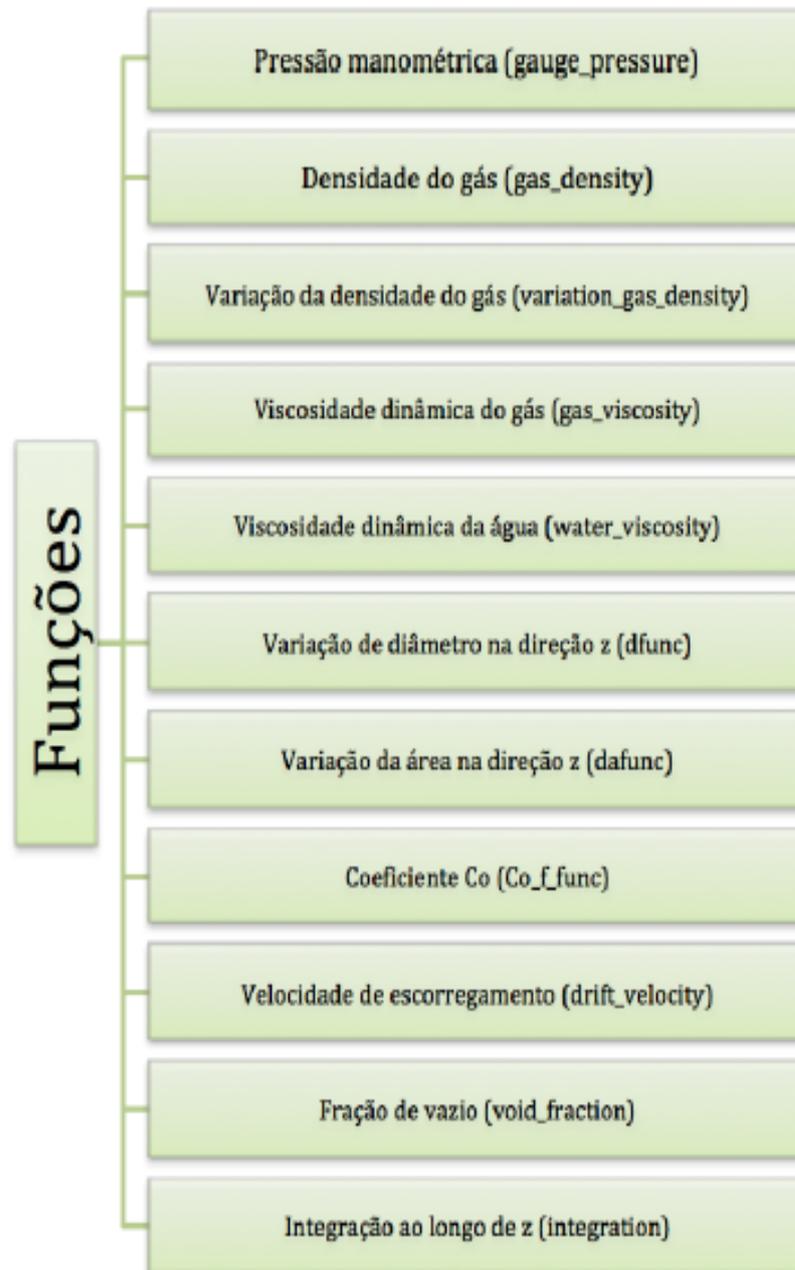
Figura 3.8 Esquemático do tubo de Venturi: vista frontal (cm).



Fonte Autor (2020).

Após a entrada de dados iniciais, o algoritmo principal irá calcular todos os coeficientes do sistema linear apresentado nas equações 3.6 a 3.9; ver Apêndice A. Várias funções são utilizadas para calcular: a pressão manométrica (Apêndice B), a massa específica do gás (Apêndice C), a variação da densidade do gás em relação à pressão (Apêndice D), a viscosidade dinâmica do gás (Apêndice E), a viscosidade dinâmica da água (Apêndice F), o diâmetro do tubo (Apêndice G) e a área da seção transversal (Apêndice H). As variações de geometria do tubo são calculadas de acordo com um passo determinado. Foi verificado que os resultados finais não apresentavam diferenças significativas para um passo igual ou menor a 1 mm. Antes do processo de integração, são calculados: o parâmetro de distribuição e o fator de atrito (Apêndice I), a velocidade de escorregamento (Apêndice J) e a fração de vazio (Apêndice K). A sequência lógica apresentada pode ser vista na Figura 3.9.

Figura 3.9 Fluxograma das funções secundárias do algoritmo.



Fonte: Autor (2020).

Na última parte do algoritmo, são calculadas: a velocidade média do ar, a velocidade média da água, a fração de vazio e a pressão do escoamento a cada 1 mm ao longo do tubo. Para isso, é calculada, na função de integração (Apêndice L), a perda de carga a partir da modificação do parâmetro de Lockhart-Martinelli (Apêndice M). O método utilizado para

solucionar o sistema linear com equações diferenciais foi o método de Runge-Kutta de quarta ordem.

Para prever as vazões mássicas de cada fase, é inserido um valor inicial aproximado com valores prováveis de vazões. A solução teórica do campo de pressões deve se sobrepor às medições de pressão tomadas ao longo do Venturi. Para determinar as combinações de vazões a serem testadas, determina-se a máxima vazão de líquido e gás, supondo um escoamento monofásico, de líquido e também de gás. Ao implementar um processo iterativo de testes de vazão (a partir de um determinado passo de vazão), procura-se a curva teórica “gerada” de pressão estática com menor desvio em relação aos dados experimentais. As vazões testadas que geram a curva teórica com menor desvio padrão serão consideradas as vazões reais. Para visualizar o gradiente de pressão ao longo do tubo de Venturi, a função do Apêndice N gera gráfico de melhor curva teórica, enquanto no Apêndice O, todas as curvas testadas durante o processo iterativo são geradas.

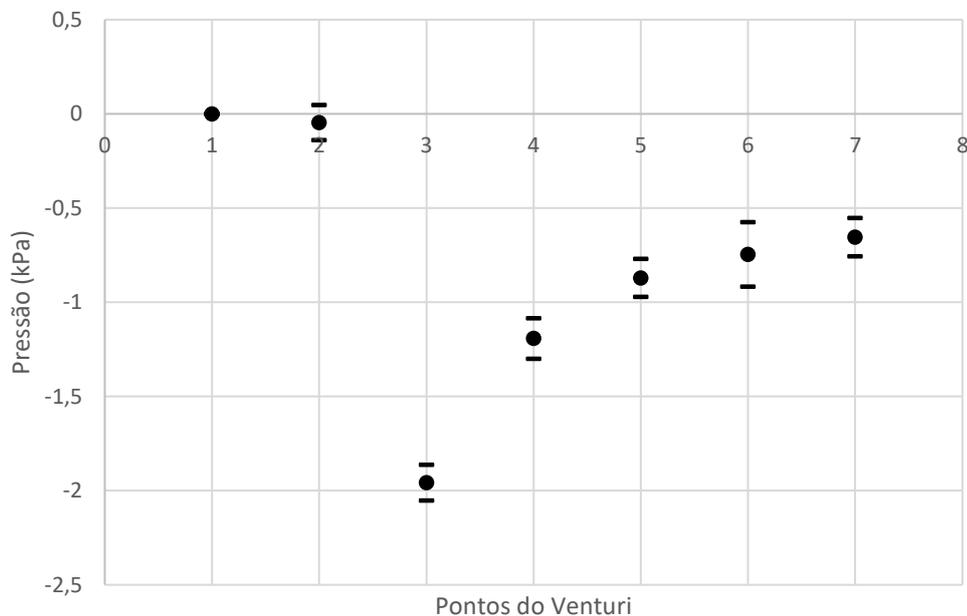
4 RESULTADOS

4.1 ESCOAMENTO MONOFÁSICO – DETERMINAÇÃO DO PARÂMETRO DE CORREÇÃO DO VENTURI

Escoamentos de água foram realizados no tubo de Venturi com vazões iguais a: 0,65, 0,80, 0,95, 1,10, 1,25, 1,40, 1,55, 1,70 e 2,15 $\text{kg}\cdot\text{s}^{-1}$. Cada experimento durou cerca de 30 segundos.

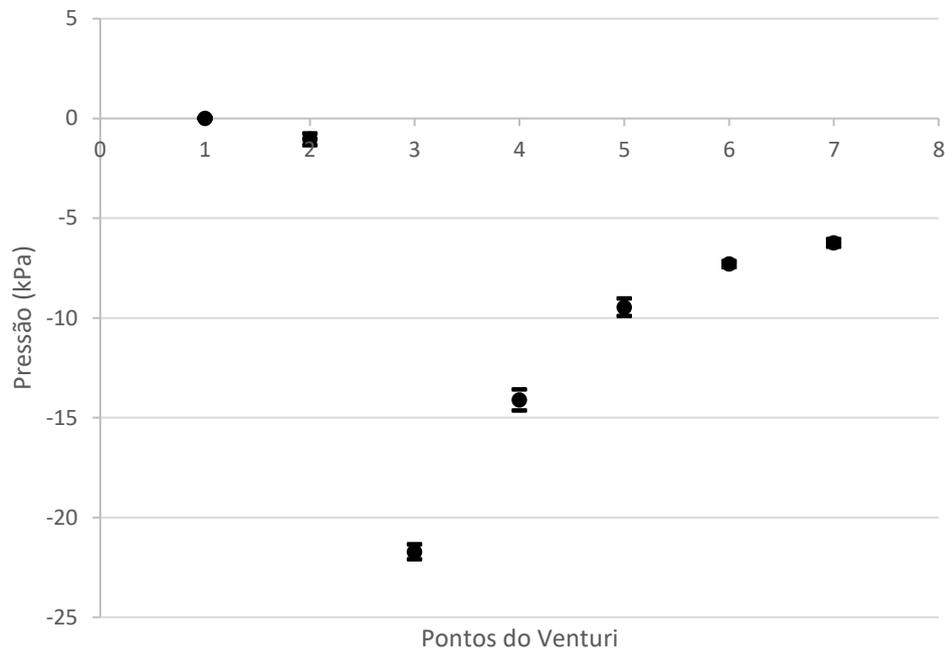
Nas Figuras 4.1 e 4.2, são apresentados os efeitos da geometria convergente-divergente na pressão estática ao longo do Venturi para as vazões de 0,65 e 2,00 $\text{kg}\cdot\text{s}^{-1}$, respectivamente. Resultados foram apresentados em intervalos de confiança de 95 %. As pressões medidas são subtraídas pela pressão estática na entrada do Venturi (ponto 1, o ponto de maior pressão estática). Um total de sete tomadas de pressão estão disponíveis no Venturi. A distância aproximada entre cada ponto é de 2,5 cm.

Figura 4.1 Efeito do Venturi na pressão estática ao longo do escoamento. ($v = 0,65 \text{ kg/s}$).



Fonte: Autor (2020).

Figura 4.2 Efeito do Venturi na pressão estática ao longo do escoamento. ($v = 2,15 \text{ kg/s}$).

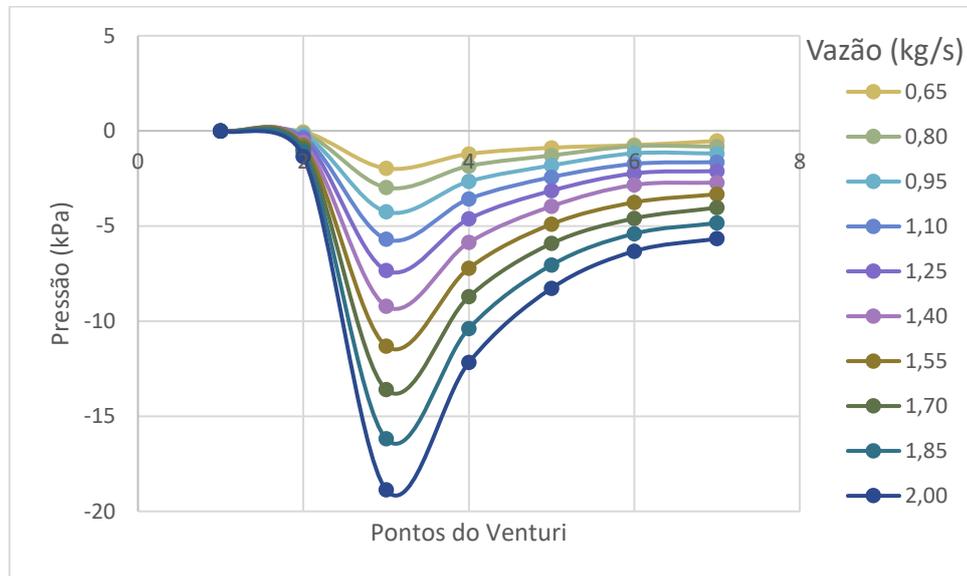


Fonte: Autor (2020).

São observados comportamentos típicos de escoamento incompressível com recuperação da pressão estática na divergência do Venturi. A redução da pressão estática é sutil na zona de convergência. A pressão é bruscamente reduzida na garganta (ponto 3) onde a *vena contracta* é encontrada. Os resultados acima sugerem um escoamento completamente desenvolvido na entrada do Venturi e que o joelho em 90° a 5 diâmetros à jusante da saída do Venturi não perturbou o escoamento ao longo do mesmo.

Na figura 4.3 é apresentado o efeito da geometria convergente-divergente na pressão estática ao longo do Venturi para escoamento de água com vazões de água variando entre 0,65 e 2,00 kg/s. Linhas de tendência foram adicionadas.

Figura 4.3 Efeito do Venturi na pressão estática ao longo do escoamento
($v = 0,65 - 2,00 \text{ kg/s}$).



Fonte: Autor (2020).

Na seção 3.3, foi mencionado que o fator de correção C_{fit} é igual a 2,4. Esse valor será explicado com o auxílio das figuras 4.1 a 4.3. A perda de carga calculada pela presente metodologia é equivalente ao somatório da perda de carga obtida através de escoamentos em inúmeros trechos do Venturi considerados como tubos retos. Esta aproximação subestima a queda de pressão total através do medidor diferencial. A correlação de Blasius não considera o “achatamento” da camada limite hidrodinâmica que aumenta os efeitos de dissipação viscosa. Como exemplo, menciona-se que a perda de carga total medida para $m\grave{a}g\grave{u}a = 1,1 \text{ kg}\cdot\text{s}^{-1}$ foi igual a 2,1 kPa. Trata-se da diferença de pressão entre a entrada e saída do Venturi. Se a perda de carga fosse obtida por Blasius em inúmeros trechos considerados como tubos retos, esse valor seria aproximadamente 0,87 kPa. Para corrigir a perda de carga no medidor diferencial, um fator de correção (C_{fit}) de 2,4 é necessário. Considerando-se todas as vazões medidas e as aproximações com o método de Blasius, C_{fit} varia entre 2,3 e 2,5. Esses valores est\~ao de acordo com os valores encontrados na literatura; ver Miller (1996), por exemplo.

4.2 ESCOAMENTO BIFÁSICO – DETERMINAÇÃO DE PARÂMETROS DE CORREÇÃO BIFÁSICO

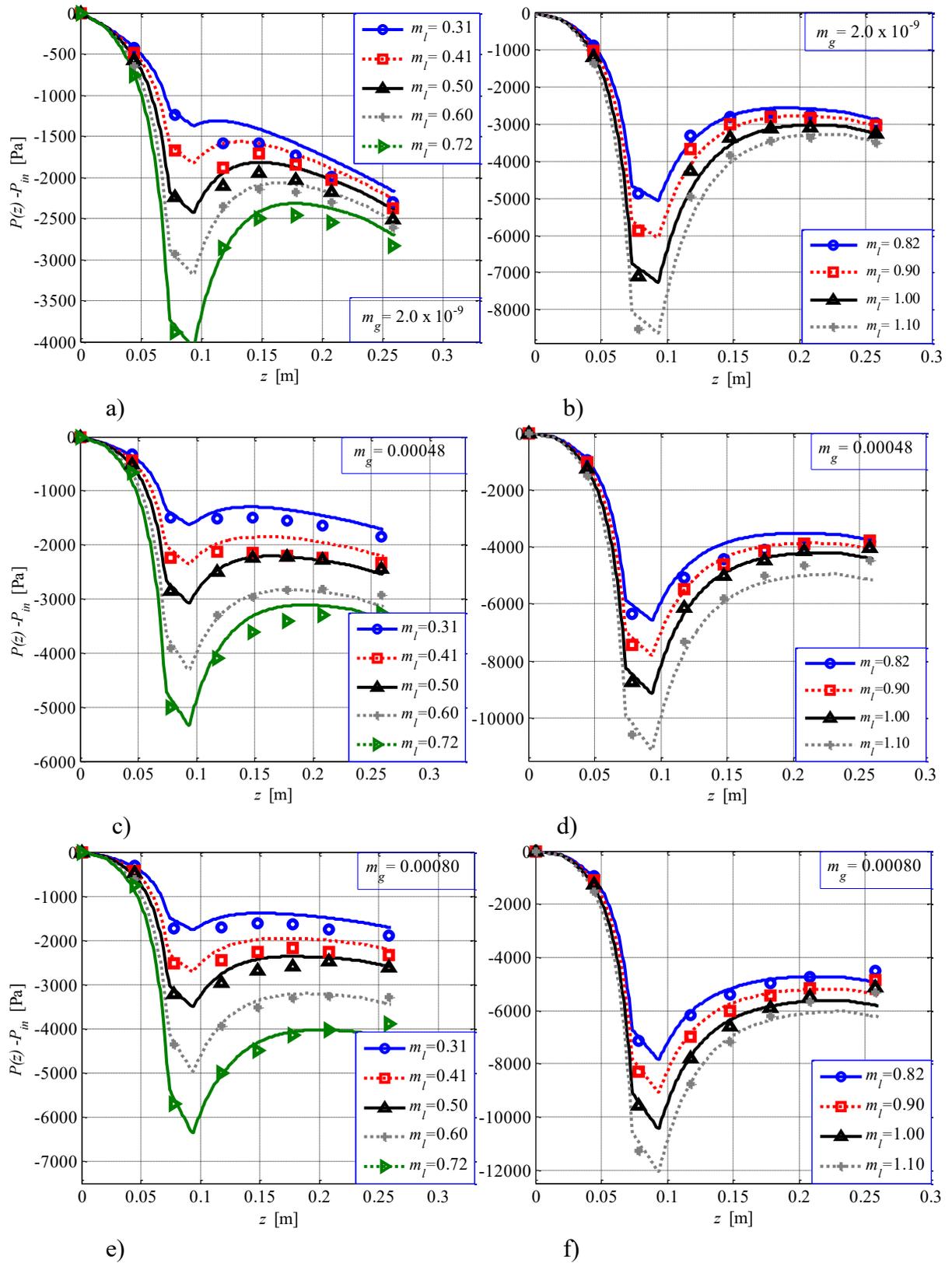
Para a determinação dos novos fatores de correção bifásico (conforme Tabela 3.4), foram utilizados os dados experimentais obtidos por Olsthoorn (2014). O autor utilizou um Venturi similar em uma bancada de experimentos na *Technische Universiteit Eindhoven*, na Holanda. Os experimentos foram realizados com o Venturi modificado em posição vertical. escoamentos de gás e líquido foram realizados com ar e com óleo do tipo Shell Macron EDM 110. A massa específica desse óleo é 790 kg.m^{-3} e sua viscosidade dinâmica é aproximadamente $0,001896 \text{ Pa.s}$.

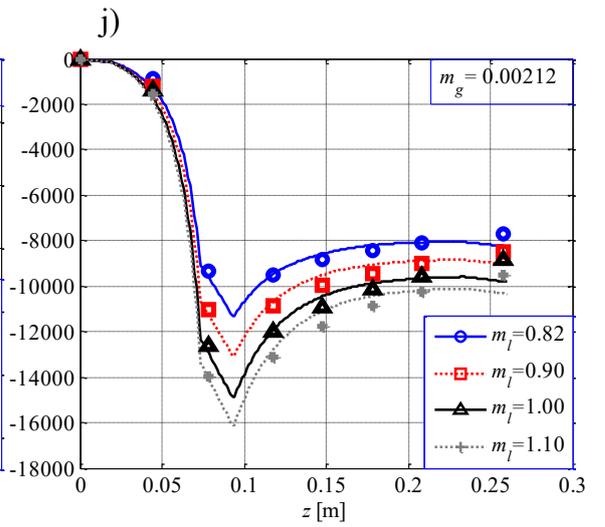
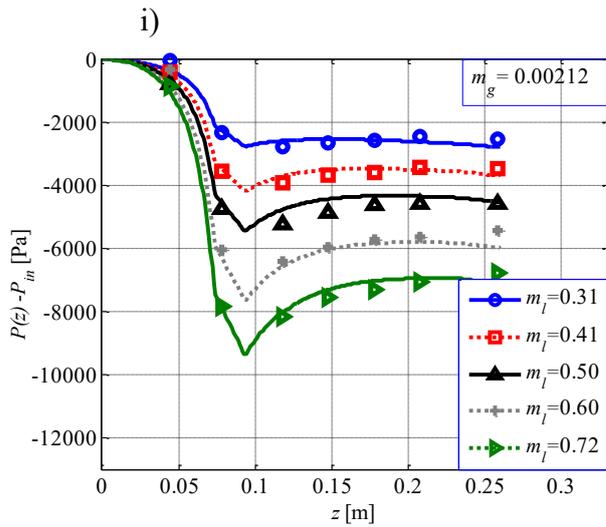
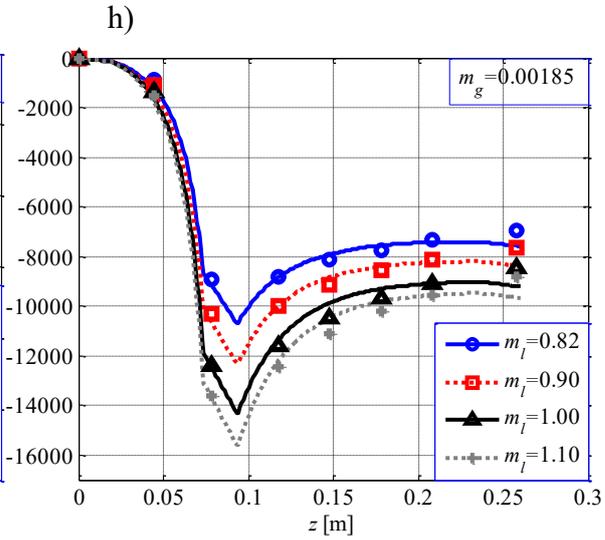
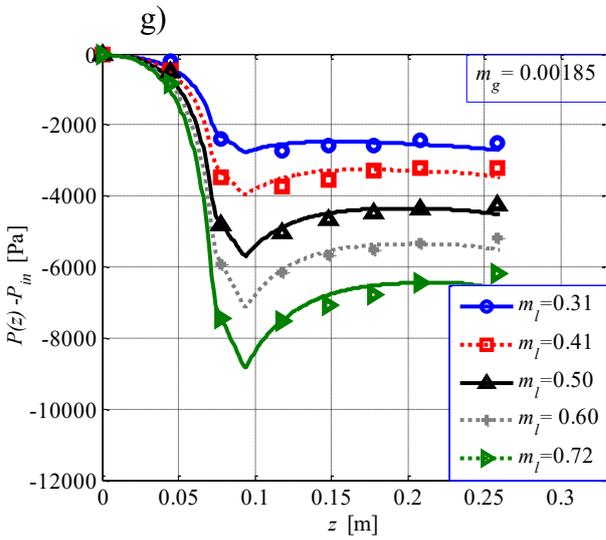
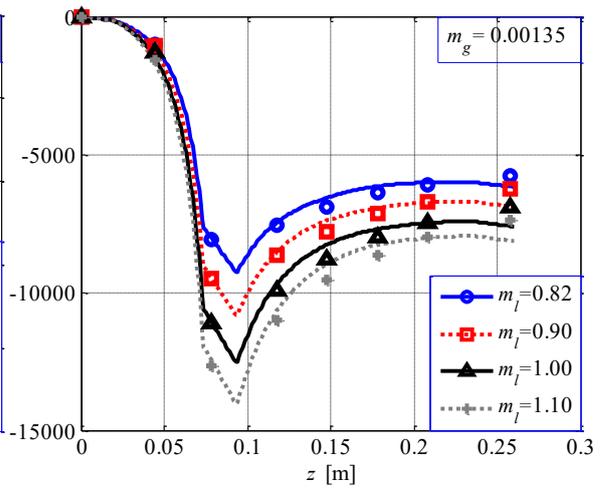
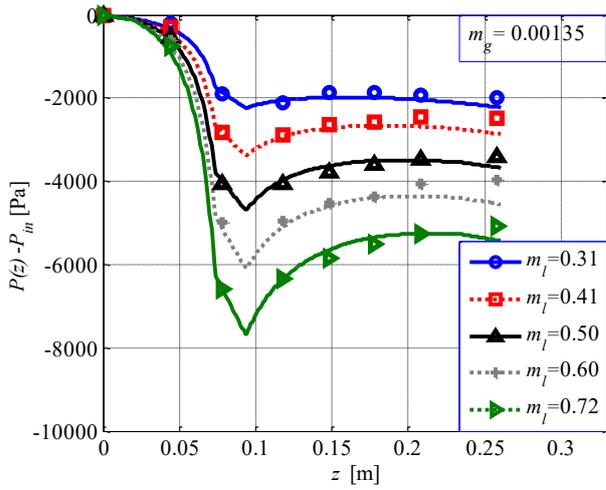
Um total de 54 experimentos foram realizados. As vazões mássicas de óleo foram ajustadas em: 0,31, 0,41, 0,50, 0,60, 0,72, 0,82, 0,90, 1,00 e 1,10 kg.s^{-1} , enquanto as vazões mássicas de ar foram ajustadas em: 2×10^{-9} , 0,00048, 0,00080, 0,00135, 0,00185 e 0,00212 kg.s^{-1} .

Na Fig. 4.4, é apresentado o efeito das vazões de líquido, m_l , e gás, m_g , na pressão estática ao longo do Venturi, os símbolos (círculo azul, quadrado vermelho, *e.g.*) representam os pontos de pressão estática coletados nos experimentos realizados na Holanda, obtidos por Olsthoorn (2014), cada símbolo representa uma das diferentes vazões de líquido, m_l , para uma mesma vazão de gás, m_g . As linhas de tendência que conectam os pontos (símbolos) foram geradas pelo algoritmo a modo de prever o campo de pressão teórico ao longo do Venturi. Informações sobre os padrões de escoamento visualizados nos experimentos, não foram repassadas por Olsthoorn (2014). Aproximações dos padrões de escoamento bifásicos reproduzidos nos experimentos na vertical, podem ser calculados com o mapa de Hewitt e Roberts apud Carey (1992), Fig (2.2).

Foram incluídos os fatores de correção C_{fit} em virtude da geometria convergente-divergente e os novos fatores de correção bifásico C_{mod} (Tabela 3.4). No apêndice P, são apresentados resultados a partir das constantes originais (Tabela 3.3).

FIG. 4.4. Efeitos das vazões de líquido, m_l , e gás, m_g , na pressão estática ao longo do Venturi. Escoamentos realizados na vertical.





k)

l)

Fonte: Autor (2020).

É observado, na Fig. 4.4, que a singularidade à jusante da saída do Venturi não perturbou o escoamento bifásico ao longo do Venturi. Note que a “vena contracta” é encontrada próxima à garganta, ponto de menor pressão estática. Nesses experimentos, a singularidade (uma caixa aberta para atmosfera para promover separação de óleo e ar) se encontrava a 30 diâmetros distante da saída do Venturi. Note também que a perda de carga é acentuada pela presença do escoamento bifásico. A queda de pressão total aumenta de 3,2 kPa com $m_l = 1,1 \text{ kg.s}^{-1}$ e $m_g = 2 \times 10^{-9} \text{ kg.s}^{-1}$ para 9,9 kPa com $m_l = 1,1 \text{ kg.s}^{-1}$ e $m_g = 0,00212 \text{ kg.s}^{-1}$.

O desempenho do método analítico com os novos fatores de correção bifásico é avaliado a partir de:

$$\varepsilon = \left(\left(\sum_{i=1}^j \sigma_i \right) / j \right)^{0.5} \quad (4.1)$$

$$\sigma = \left(\left(\sum_{o=1}^k \Delta P_o^2 \right) / k \right)^{0.5} \quad (4.2)$$

onde j é o número total de experimentos, 54, k o número total de pressões diferenciais no Venturi, 7, ΔP_o a diferença entre os valores experimentais e os calculados para cada ponto do Venturi, σ o desvio médio entre os resultados experimentais e numéricos para um experimento i , e ε representa o desvio médio entre os resultados experimentais e numéricos para todos os experimentos. ε foi reduzido de 2,2 kPa (com valores originais de C) para 0,2 kPa (com os valores da Tabela 3.4).

4.3 ESCOAMENTO BIFÁSICO – PERTURBAÇÃO DO CAMPO DE ESCOAMENTO AO LONGO DO VENTURI

Medições de vazão em elementos deprimogênios somente são possíveis em escoamentos monofásicos se o perfil de velocidades é completamente desenvolvido na entrada do elemento; ver Miller (1996), por exemplo. São necessários vários diâmetros após uma determinada singularidade (e.g. curva, joelho, expansão, contração etc.) até que o escoamento se torne estacionário. Também é necessário que singularidades após a saída do elemento deprimogênio não afetem o campo de velocidades no medidor em análise. Na seção 4.1, foi

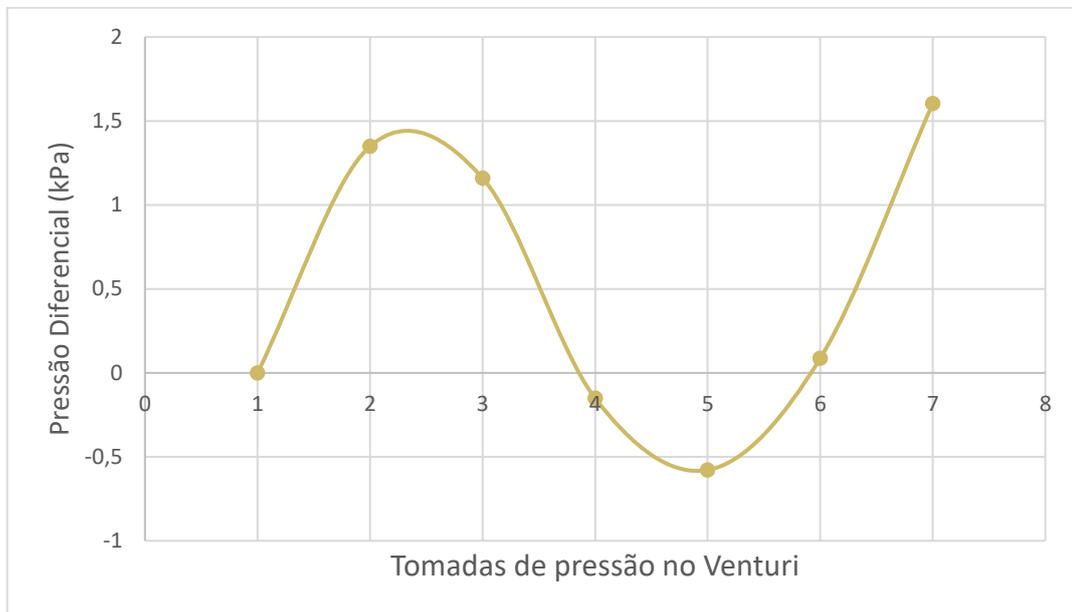
observado que o joelho em 90° instalado a 5 diâmetros à jusante do Venturi não perturbou o escoamento monofásico ao longo do mesmo.

O tubo de Venturi é projetado para promover medições de vazão com elevada recuperação de pressão em sua saída. Os efeitos de dissipação viscosa são minimizados se não ocorrer o desprendimento da camada limite. Na seção divergente, a desaceleração do escoamento é gradual em virtude do gradiente adverso de pressão. Para o correto funcionamento do tubo de Venturi, a “vena contracta” deve se encontrar na região da garganta. Na região da convergência até a garganta, a velocidade média aumenta enquanto a pressão estática é reduzida. Da garganta até o final da divergência, a velocidade média reduz enquanto a pressão estática é aumentada. A diferença de pressão estática entre a entrada e a saída do Venturi é a queda de pressão total. Esta contempla o processo irreversível de conversão de energia que se traduz em perda de carga ao longo de todo o Venturi.

Para utilizar o tubo de Venturi como medidor de vazão em escoamentos gás-líquido é também necessário que singularidades à montante e à jusante não afetem o campo de velocidades e de pressão de forma atípica no medidor em análise. O correto funcionamento do Venturi em escoamentos gás-líquido foi observado nos experimentos de Olsthoorn (2014), onde uma singularidade (uma caixa aberta para atmosfera para promover separação de óleo e ar) se encontrava a 30 diâmetros à jusante do Venturi. Nesse caso, a “vena contracta” foi encontrada próxima à garganta, ponto de menor pressão estática. A típica curva de queda de pressão até a garganta e a consequente recuperação de pressão na divergência foi observada. A presença do escoamento bifásico promoveu maiores perdas de carga.

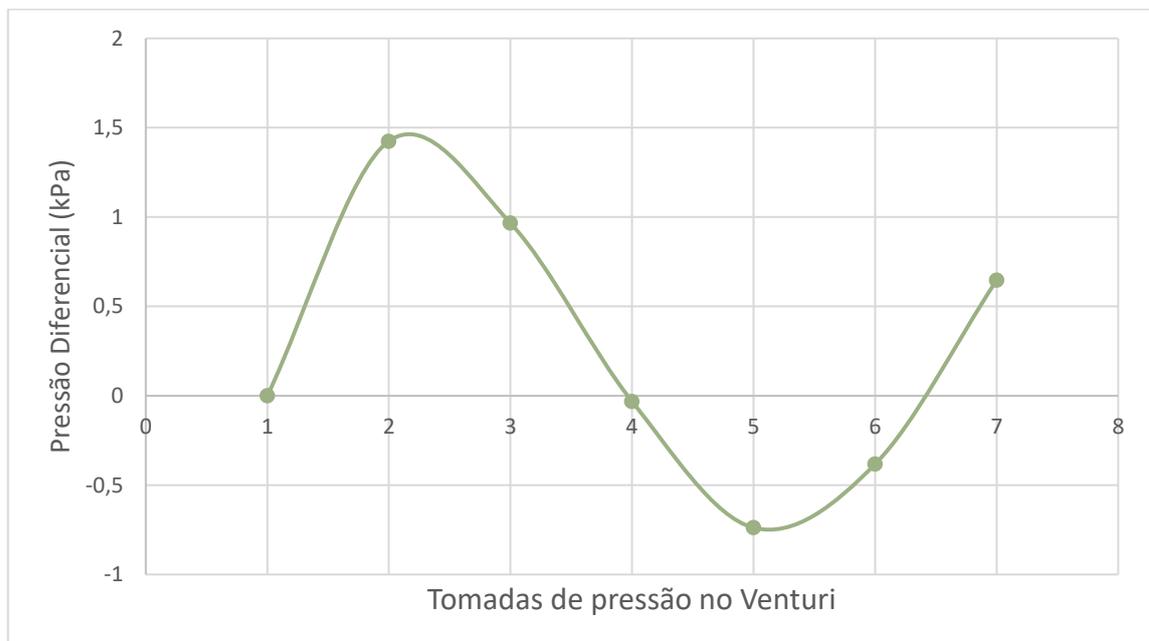
Embora o joelho em 90° instalado a 5 diâmetros à jusante do Venturi não tenha perturbado o escoamento monofásico ao longo do medidor, essa singularidade promoveu distúrbios em escoamentos gás-líquido ao longo do Venturi. A pressão estática se comportou de forma anômala. Nas figuras 4.5, 4.6, 4.7 e 4.8 são apresentados os efeitos da singularidade (joelho em 90° instalado a 5 diâmetros à jusante do Venturi) e do padrão de escoamento (estratificado, tamponado e pistonado) no campo de pressão estática ao longo do Venturi. A vazão de ar foi selecionada como $3,2 \times 10^{-4}$, $5,7 \times 10^{-4}$, $8,5 \times 10^{-4}$ e $2,1 \times 10^{-3}$ kg.s⁻¹, enquanto a vazão de água foi mantida em 0,245 kg.s⁻¹. Os padrões observados foram: estratificado, tamponado e pistonado.

Figura 4.5 Efeitos da singularidade e do padrão estratificado na pressão estática ao longo do Venturi. (vazão de ar = $3,2 \times 10^{-4} \text{ kg}\cdot\text{s}^{-1}$).



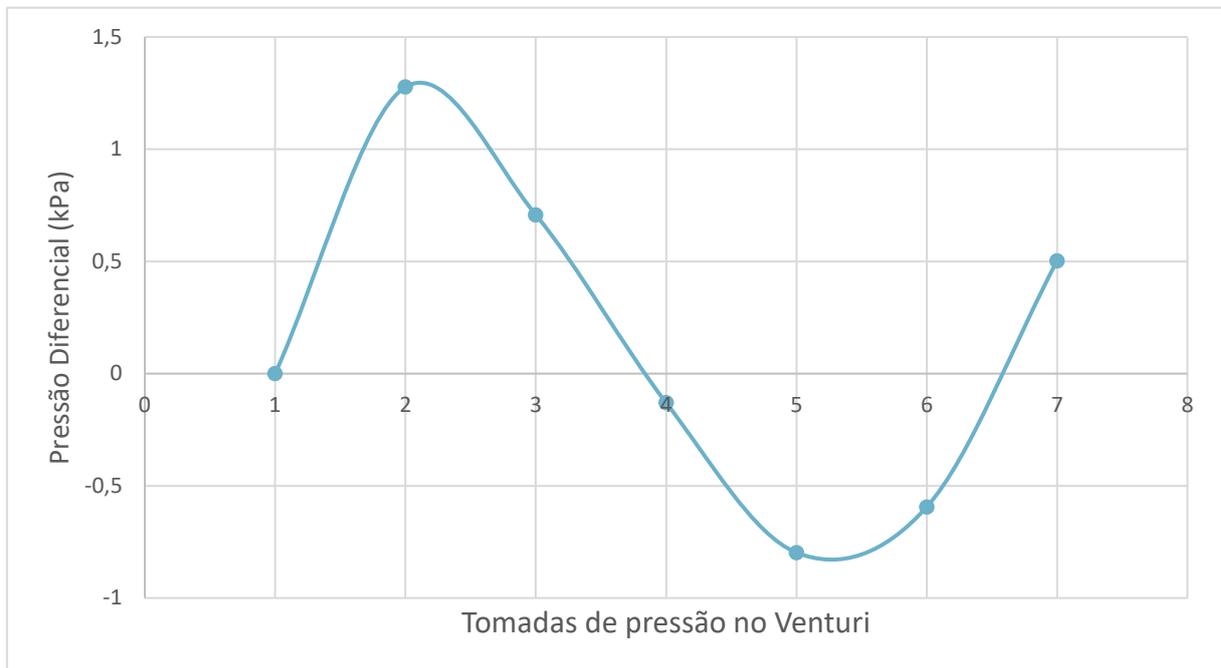
Fonte: Autor (2020).

Figura 4.6 Efeitos da singularidade e do padrão tamponado na pressão estática ao longo do Venturi. (vazão de ar = $5,7 \times 10^{-4} \text{ kg}\cdot\text{s}^{-1}$).



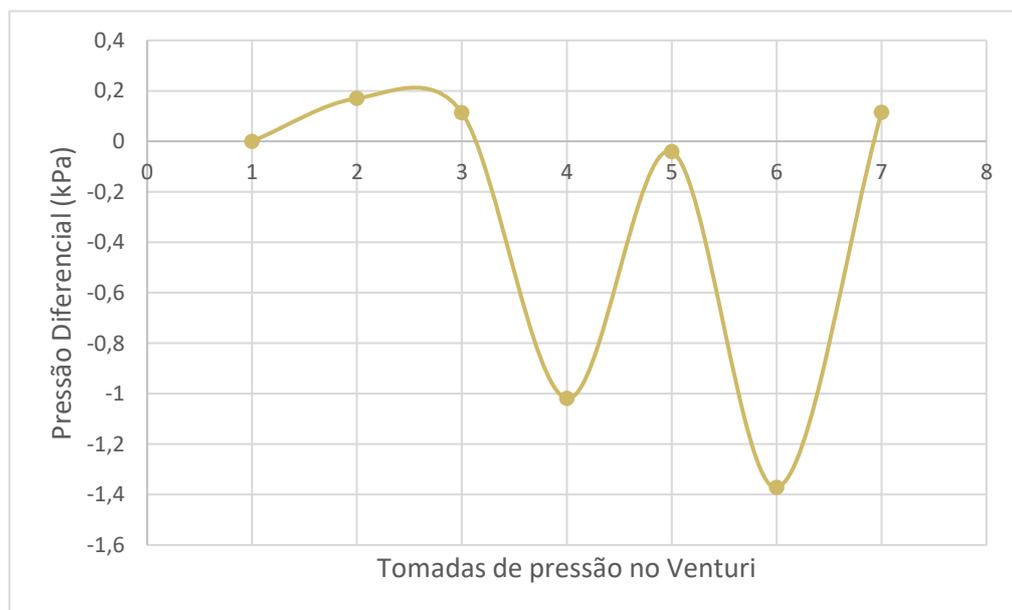
Fonte: Autor (2020).

Figura 4.7 Efeitos da singularidade e do padrão tamponado na pressão estática ao longo do Venturi. (vazão de ar = $8,5 \times 10^{-4} \text{ kg.s}^{-1}$).



Autor (2020).

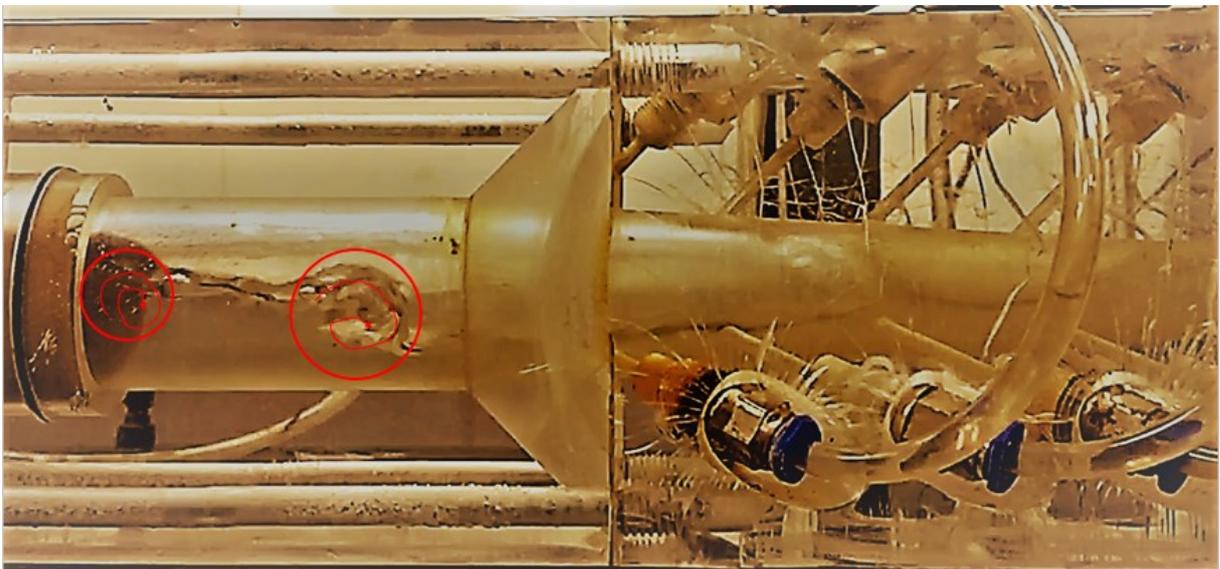
Figura 4.8 Efeitos da singularidade e do padrão pistonado na pressão estática ao longo do Venturi. (vazão de ar = $2,1 \times 10^{-3} \text{ kg.s}^{-1}$).



Fonte: Autor (2020).

Note que o efeito da singularidade (joelho em 90° à jusante do Venturi, $5D$) promove um campo irregular de pressões ao longo do Venturi. Nos padrões estratificado e tamponado, houve aumento da pressão estática na região da garganta. A região de menor pressão ocorreu no fim da divergência, entre as tomadas de pressão 5 e 6. Aparentemente, a “vena contracta” foi deslocada para essa região. Na saída do Venturi, houve aumento de pressão estática acima da pressão de entrada. Esse aumento de pressão decorre de zonas de recirculação na região do joelho que afetam o campo de pressão ao longo do Venturi. Na Figura 4.9, é observado o efeito da singularidade no escoamento bifásico à jusante do Venturi, o processo de visualização é demonstrado de forma mais clara no Apêndice R. Duas zonas de recirculação são destacadas em linhas em vermelho. Escoamento ocorre da direita para a esquerda. No apêndice Q, são apresentadas imagens do escoamento bifásico com indicações de bolhas em recirculação na saída do Venturi.

Figura 4.9 Efeito da singularidade no escoamento bifásico à jusante do Venturi. Duas zonas de recirculação são destacadas. Escoamento ocorre da direita para a esquerda.



Fonte: Autor (2020).

O comportamento do padrão pistonado é também anômalo. Houve duas quedas súbitas de pressão média na região de divergência. É possível que, em virtude do caráter intermitente do padrão pistonado e devido à presença da singularidade, a *vena contracta* tenha se deslocado

de forma alternada entre as tomadas de pressão 4 e 6. Também foram observados o fenômeno de entranhamento de líquido: houve “erupção” de pequenos jatos de água devido à perturbação da interface líquido-gás, molhando as paredes superiores na saída do Venturi.

Devido à perturbação provocada pela singularidade e à presença de gás, é possível que efeitos de compressibilidade tenham afetado às medições do campo de pressão ao longo de Venturi. Numa tentativa de inferir possíveis efeitos de compressibilidade, foi investigado o comportamento das colunas de líquido e de gás ao longo do Venturi; ver exemplo na Figura 4.10.

Nas Figuras 4.11 a 4.16, são apresentados os efeitos do padrão de escoamento (estratificado, tamponado e pistonado) nas colunas de líquido (h) e de gás ao longo do Venturi. Todos os escoamentos ocorrem da direita para a esquerda. Resultados são apresentados nas Figuras 4.11 e 4.12 para o padrão estratificado, nas Figuras 4.13 e 4.14 para o padrão tamponado e nas Figuras 4.15 e 4.16 para o padrão pistonado.

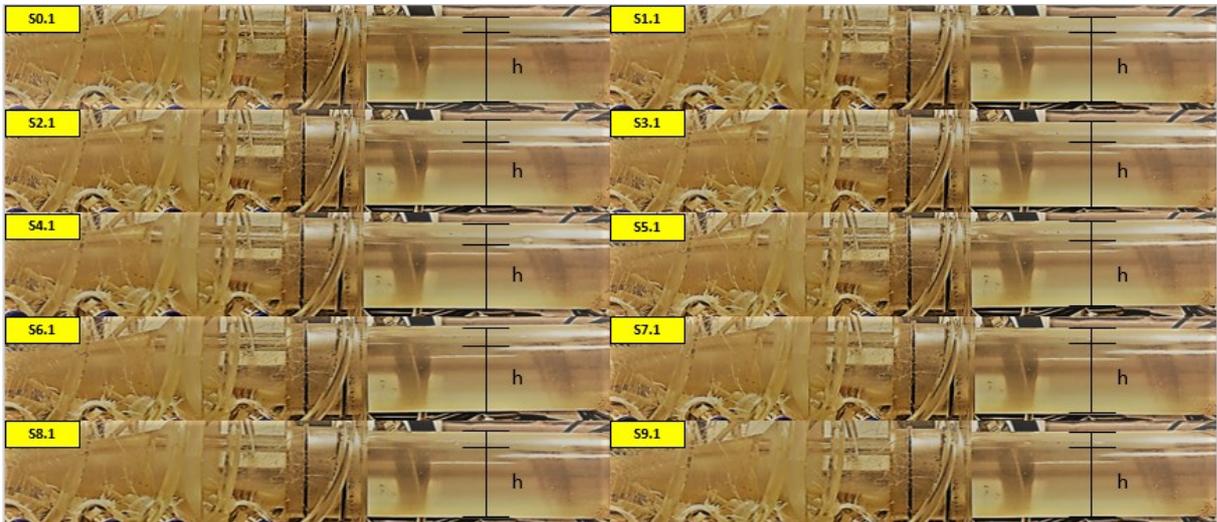
Figura 4.10 Exemplo de medição da altura de coluna de líquido na entrada do Venturi.

Escoamento ocorre da direita para a esquerda.



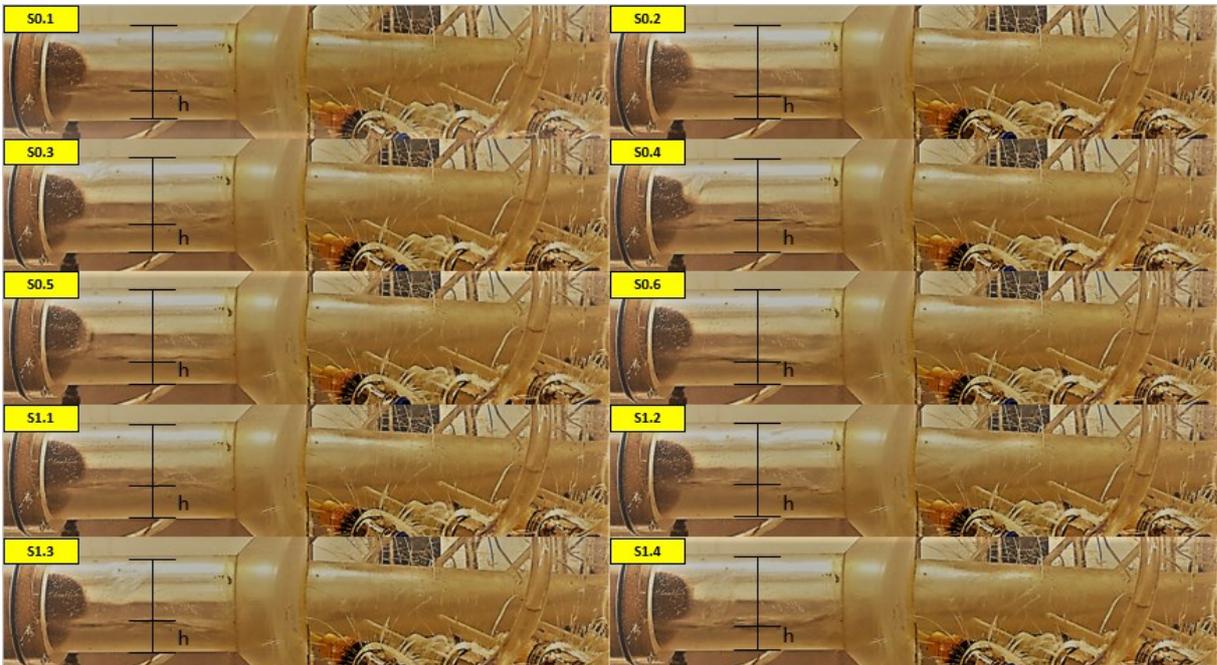
Fonte: Autor (2020).

Figura 4.11 Efeito do padrão estratificado na altura de coluna de líquido, h , na entrada do Venturi.



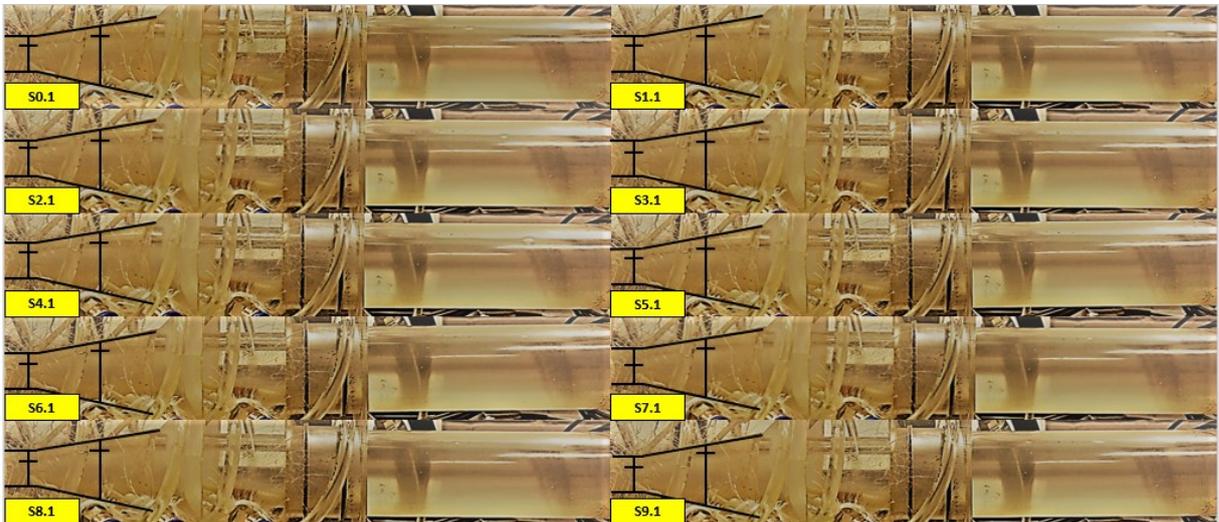
Fonte: Autor (2020).

Figura 4.12 Efeito do padrão estratificado na altura de coluna de líquido, h , na saída do Venturi.



Fonte: Autor (2020).

Figura 4.13 Efeito do padrão tamponado na altura de coluna de líquido, h , na entrada do Venturi. Note que demarcações foram apresentadas na convergência e na garganta.



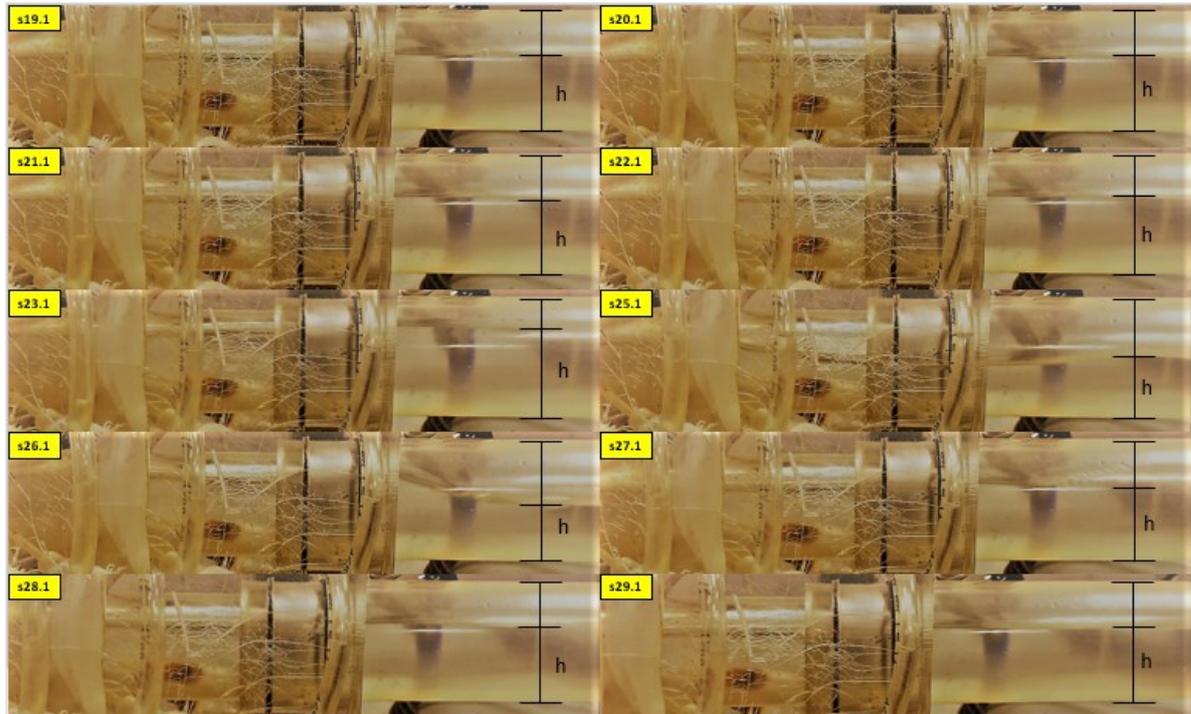
Autor (2020).

Figura 4.14 Efeito do padrão tamponado na altura de coluna de líquido, h , na saída do Venturi. Note que demarcações foram apresentadas na divergência do Venturi.



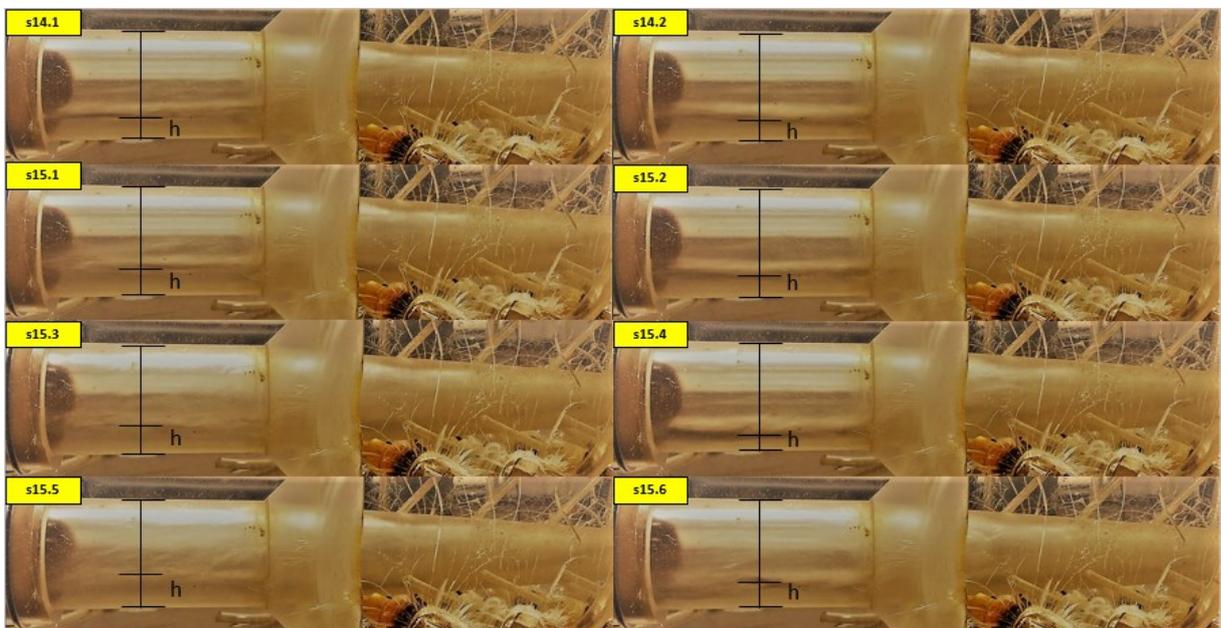
Fonte: Autor (2020).

Figura 4.15 Efeito do padrão pistonado na altura de coluna de líquido, h , na entrada do Venturi.



Fonte: Autor (2020).

Figura 4.16 Efeito do padrão pistonado na altura de coluna de líquido, h , na saída do Venturi.



Fonte: Autor (2020).

Note que há grande diferença entre as alturas de líquido na entrada e na saída do Venturi. Nas velocidades apresentadas, o líquido pode ser considerado incompressível. É possível que o aumento de pressão observado nas Figuras 4.5 a 4.8 decorra da desaceleração da fase gasosa. Note também que, devido à grande diferença de altura média entre a saída e a entrada do Venturi, efeitos de compressibilidade podem ter interferido no campo de pressões.

Na Tabela 4.1, são apresentados os valores máximo, médio e mínimo da razão entre a altura de coluna de líquido e o diâmetro do tubo (h/D) de acordo com o padrão de escoamento estudado para a entrada e saída do Venturi. Note que no padrão tamponado, o valor médio é 0,61 na entrada e 0,246 na saída do Venturi.

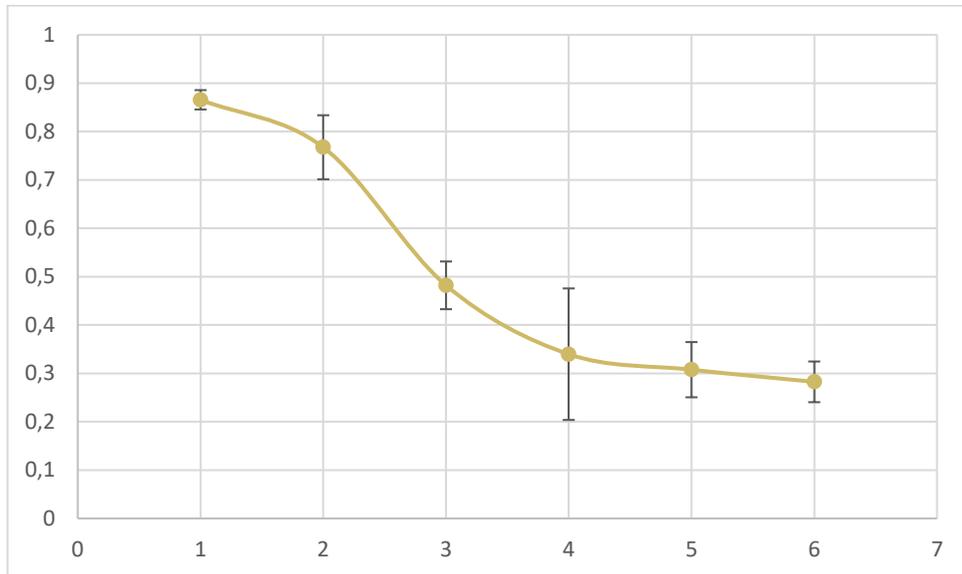
Tabela 4.1 Altura de coluna de água para entrada e saída do Venturi.

Padrão	Entrada Venturi ($h_{\text{líquido}}/D$)			Saída Venturi ($h_{\text{líquido}}/D$)		
	Mín	Med	Max	Mín	Med	Max
Estratificado	0,750	0,785	0,825	0,250	0,315	0,375
Tamponado	0,475	0,610	0,750	0,150	0,246	0,500
Pistonado	0,325	0,428	0,600	0,150	0,2375	0,300

Fonte: Autor (2020).

Na Figura 4.17, é apresentado os valores da razão entre a altura de coluna de líquido e o diâmetro local do Venturi (h/d_{venturi}) para o padrão estratificado nos pontos das tomadas de pressão. Linha de tendência foi adicionada.

Figura 4.17 Efeito do padrão estratificado na razão entre a altura de coluna de líquido e o diâmetro local do Venturi (h/d_{venturi}) nos pontos das tomadas de pressão. O desvio padrão da média também é apresentado.



Fonte: Autor (2020).

5 CONCLUSÕES

Uma bancada experimental foi construída para permitir escoamentos simultâneos com até três fases distintas: água, óleo vegetal e ar. A bancada foi devidamente instrumentada com equipamentos e sensores para caracterizar escoamentos multifásicos em uma larga faixa de vazões. Bombas e compressores são controlados através de inversores de frequência. As vazões de cada fase são obtidas através de medidores Coriolis, antes da junção dos escoamentos. Os dados de vazão de cada fase, temperatura e pressão da mistura podem ser adquiridos em computador através da plataforma Labview.

A investigação de escoamentos bifásicos de água e de ar foi realizada em um tubo de Venturi modificado, permitindo a coleta de pressões estáticas em sete pontos discretos. Um algoritmo baseado no modelo de Lockhart e Martinelli (1948) e Caudullo (1996) foi criado para descrever o campo de pressão teórico ao longo do Venturi para ser comparado com experimentos. Equações de conservação da massa e quantidade de movimento para o líquido e o gás compõem um sistema linear juntamente com uma equação para modelagem do escorregamento entre fluidos, conforme Zuber e Findlay (1965). A pressão, a fração de vazio, as velocidades médias do gás e do líquido são medidas ou calculadas indiretamente na entrada do domínio, e sua evolução é calculada a partir da solução do sistema linear proposto. Cálculos são realizados por método Range-Kutta de quarta ordem com passo de integração de 1 mm.

A seguir, são apresentados os principais resultados, conclusões e observações:

- Foi apresentado o efeito da geometria convergente-divergente na pressão estática ao longo do Venturi para escoamentos monofásicos. A redução da pressão estática é sutil na zona de convergência e bruscamente reduzida na garganta onde a *vena contracta* é encontrada. Os resultados sugerem um escoamento completamente desenvolvido na entrada do Venturi e que o joelho em 90° e a 5 diâmetros à jusante da saída do Venturi não perturbou o escoamento ao longo do mesmo;

- Foi obtido o fator de correção em virtude da geometria convergente-divergente para escoamentos monofásicos. A perda de carga calculada pelo somatório de escoamentos em inúmeros trechos do Venturi considerados como tubos retos subestima a queda de pressão total através do medidor diferencial. A correlação de Blasius não considera o “achatamento” da camada limite hidrodinâmica que aumenta os efeitos de dissipação viscosa. Nas condições

testadas, um fator de correção igual a 2,4 é necessário. Esse valor está de acordo com os valores encontrados na literatura (Miller, 1996);

- Foi apresentado o efeito da geometria convergente-divergente na pressão estática ao longo do Venturi para escoamentos bifásicos. Foi observado que a singularidade (caixa aberta para atmosfera para promover separação de óleo e ar, 30 diâmetros à jusante da saída do Venturi) não perturbou o escoamento bifásico ao longo do Venturi. A *vena contracta* foi encontrada próxima à garganta, ponto de menor pressão estática;

- Foram apresentados novos fatores de correção bifásico para a geometria convergente-divergente do Venturi baseado no modelo de fases separadas de Lockhart e Martinelli (1949). Através dos novos coeficientes, o aumento da perda de carga em virtude do escoamento bifásico é contemplado. O desvio médio entre os resultados experimentais e numéricos para todos os experimentos foi reduzido de 2,2 kPa (com valores originais fornecidos por Chisholm, 1967) para 0,2 kPa (com os novos valores obtidos);

- Foram apresentados os efeitos da singularidade (joelho em 90° instalado a 5 diâmetros à jusante do Venturi) e do padrão de escoamento (estratificado, tamponado e pistonado) no campo de pressão estática ao longo do Venturi. Embora o joelho em 90° instalado a 5 diâmetros à jusante do Venturi não tenha perturbado o escoamento monofásico ao longo do medidor, essa singularidade promoveu distúrbios em escoamentos gás-líquido ao longo do Venturi. A pressão estática se comportou de forma anômala. Nos padrões estratificado e tamponado, houve aumento da pressão estática na região da garganta. Aparentemente, a “vena contracta” foi deslocada para o final da divergência. Na saída do Venturi, houve aumento de pressão estática acima da pressão de entrada. Esse aumento de pressão decorre de zonas recirculação na região do joelho que afetam o campo de pressão ao longo do Venturi. No padrão pistonado, houve duas quedas súbitas de pressão média na região de divergência. É possível que, em virtude do caráter intermitente do padrão pistonado e devido à presença da singularidade, a *vena contracta* tenha se deslocado de forma alternada na região da divergência;

- Há evidências de que efeitos de compressibilidade afetaram às medições do campo de pressão ao longo de Venturi. Numa tentativa de inferir possíveis efeitos de compressibilidade, foi investigado o comportamento das colunas de líquido e de gás ao longo do Venturi. Ocorreu grande diferença entre as alturas de líquido na entrada e na saída do Venturi. No padrão tamponado, a razão entre a altura de coluna de líquido e o diâmetro do tubo

foi de 0,61 na entrada e 0,25 na saída do Venturi. É possível que o aumento de pressão na saída da divergência decorra da desaceleração da fase gasosa.

REFERÊNCIAS

ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS. **NBR ISO 5167**: Medição de vazão de fluídos por dispositivos de pressão diferencial, inserido em condutos forçados de seção transversal circular. Rio de Janeiro: Abnt, 2008. 39 p.

BAKER, Ovid. Design of Pipelines for the Simultaneous Flow of Oil and Gas. **Fall Meeting Of The Petroleum Branch Of Aime**, [s.l.], v. , n. 323, p.1-16, jan. 1953. Society of Petroleum Engineers. <http://dx.doi.org/10.2118/323-g>.

BAROCZY, C. J. **Correlation of liquid fraction in two-phase flow with application to liquid metals**. Atomics International, 1965.

BEATTIE, D. R. H.; SUGAWARA, S. Steam-water void fraction for vertical upflow in a 73.9 mm pipe. **International journal of multiphase flow**, v. 12, n. 4, p. 641-653, 1986.

BIAZON, C. L.; JESUS, V. C. B. M.; OLIVEIRA, E. C. de. Metrological Analysis by Measurement Uncertainty of Water and Sediment in Crude Oil. **Petroleum Science And Technology**, [s.l.], v. 33, n. 3, p.344-352, 14 jan. 2015. Informa UK Limited. <http://dx.doi.org/10.1080/10916466.2014.980000>.

BRENNEN, Christopher Earls; BRENNEN, Christopher E. **Fundamentals of multiphase flow**. Cambridge university press, 2005.

BUTTERWORTH, D.. A comparison of some void-fraction relationships for co-current gas-liquid flow. **International Journal Of Multiphase Flow**, [s.l.], v. 1, n. 6, p.845-850, abr. 1975. Elsevier BV. [http://dx.doi.org/10.1016/0301-9322\(75\)90038-5](http://dx.doi.org/10.1016/0301-9322(75)90038-5).

CAREY, V. P., An introduction to the Thermophysics of Vaporization and Condensation Processes in Heat Transfer Equipment. 1992.

CAUDULLO, Andrea. **FLUSSI BIFASE IN UN VENTURIMETRO::** Studio dell'evoluzione delle grandezze fluidodinamiche e caratterizzazione del coefficiente di efflusso. 1995. 160 f. Tese (Doutorado) - Curso de Engenharia Per l'ambiente e Il Territorio,, Dipartimento di Ingegneria Chimica, Dei Materiali, Delle Materie Prime, e Metallurgia, Universita' Degli Studi di Roma "la Sapienza", Roma, 1996.

CENGEL, Yunus A.; CIMBALA, John M. **Mecânica dos fluidos-3**. Amgh Editora, 2015.

CHAPRA, S. Applied Numerical Methods with MATLAB for Engineers and Scientists. [S.l.]: McGraw-Hill Higher Education, 2004. (McGraw-Hill International edition).

CHISHOLM, D.. Flow of Incompressible Two-Phase Mixtures through Sharp-Edged Orifices. **Journal Of Mechanical Engineering Science**, [s.l.], v. 9, n. 1, p.72-78, fev. 1967. SAGE Publications. http://dx.doi.org/10.1243/jmes_jour_1967_009_011_02.

CHISHOLM, D.. Research Note: Two-Phase Flow through Sharp-Edged Orifices. **Journal Of Mechanical Engineering Science**, [s.l.], v. 19, n. 3, p.128-130, jun. 1977. SAGE Publications. http://dx.doi.org/10.1243/jmes_jour_1977_019_027_02.

CLIFT, Roland; GRACE, John R.; WEBER, Martin E. **Bubbles, drops, and particles**. Courier Corporation, 2005.

COOLEY, James W.; LEWIS, Peter A. W.; WELCH, Peter D.. The Fast Fourier Transform and Its Applications. **Ieee Transactions On Education**, [s.l.], v. 12, n. 1, p.27-34, 1969. Institute of Electrical and Electronics Engineers (IEEE). <http://dx.doi.org/10.1109/te.1969.4320436>.

COOLEY, James W.; TUKEY, John W.. An algorithm for the machine calculation of complex Fourier series. **Mathematics Of Computation**, [s.l.], v. 19, n. 90, p.297-297, 1 maio 1965. American Mathematical Society (AMS). <http://dx.doi.org/10.1090/s0025-5718-1965-0178586-1>.

COLLIER, John G.; THOME, John R.. **Convective Boiling and Condensation**. 3. ed. Nova Iorque: Oxford University Press Inc., 1996. 642 p

CORNELIUSSEN, Sidsel. **Handbook of Multiphase Flow Metering**. Lysaker: The Norwegian Society For Oil And Gas Measurement The Norwegian Society Of Chartered Technical And Scientific Professionals, 2005. 115 p.

DAVIES, R. M.; TAYLOR, Geoffrey Ingram. The mechanics of large bubbles rising through extended liquids and through liquids in tubes. **Proceedings of the Royal Society of London. Series A. Mathematical and Physical Sciences**, v. 200, n. 1062, p. 375-390, 1950.

DELMÉE, G. J. Manual de Medição de Vazão. 1983.

DIAS, Silvio Gonçalves et al. Distribuição de fases em escoamentos com simetria axial em padrão bolhas: aplicação do modelo de dois fluidos e comprovação experimental com novo método usando a sonda dupla. 1998.

DUARTE, L.G.C. Utilização de sensores capacitivos para caracterização de escoamentos bifásicos. Proposta de Tese. Programa de pós-graduação em Engenharia Mecânica. Universidade Federal de Santa Catarina, Florianópolis, 1999.

FALCONE, G., HEWITT G. F., ALIMONTI, C. e HARRISON, B. "**MULTIPHASE FLOW METERING: CURRENT TRENDS AND FUTURE DEVELOPMENTS**". Society of Petroleum Engineers, Abril. 2002.

FALCONE, Gioia; HEWITT, G. F.; ALIMONTI, Claudio. **MULTIPHASE FLOW METERING: DEVELOPMENTS IN PETROLEUM SCIENCE**. 54. ed. Amsterdam: Elsevier, 2009. 340 p.

FAUSKE, Hans K.. SOME IDEAS ABOUT THE MECHANISM CAUSING TWO-PHASE CRITICAL FLOW*). **Applied Scientific Research**. Argonne, jan. 1964. p. 149-160.

FOX, R. W. e MCDONALD, A. T. Introduction to Fluid Mechanics John Wiley & Sons, Inc. 1998.

GODA, Hiroshi et al. Drift-flux model for downward two-phase flow. **International journal of heat and mass transfer**, v. 46, n. 25, p. 4835-4844, 2003.

HARMATHY, Tibor Z.. Velocity of large drops and bubbles in media of infinite or restricted extent. **Aiche Journal**, [s.l.], v. 6, n. 2, p.281-288, jun. 1960. Wiley. <http://dx.doi.org/10.1002/aic.690060222>.

HEIDEMAN, Michael T.; JOHNSON, Don H.; BURRUS, C. Sidney. Gauss and the history of the fast Fourier transform. **Archive For History Of Exact Sciences**, [s.l.], v. 34, n. 3, p.265-277, 1985. Springer Science and Business Media LLC. <http://dx.doi.org/10.1007/bf00348431>.

HEWITT, G.f.; ROBERTS, D.n.. **Studies of two-phase flow patterns by simultaneous x-ray and fast photography**. Reino Unido: Atomic Energy Research Establishment, 1969.

HUBBERT, Marion King. **Techniques of prediction as applied to the production of oil and gas**. National Bureau of Standards, 1982.

KENDOUSH, Abdullah Abbas; SARKIS, Zareh Azat. Void fraction measurement by X-ray absorption. **Experimental thermal and fluid science**, v. 25, n. 8, p. 615-621, 2002.

LANGEVIN, D. et al. Crude Oil Emulsion Properties and Their Application to Heavy Oil Transportation. **Oil & Gas Science And Technology**, [s.l.], v. 59, n. 5, p.511-521, set. 2004. EDP Sciences. <http://dx.doi.org/10.2516/ogst:2004036>.

LOCKHART, R. W.; MARTINELLI, R. C. Proposed correlation of data for isothermal two-phase, two-component flow in pipes. **Chem. Eng. Prog**, v. 45, n. 1, p. 39-48, 1949.

LORENTZEN, Rolf Johan et al. Soft Multiphase Flow Metering for Accurate Production Allocation (Russian). In: **SPE Russian Oil and Gas Conference and Exhibition**. Society of Petroleum Engineers, 2010.

MATTAR, Louis et al. Orifice Metering of Two-Phase Flow. **Journal Of Petroleum Technology**, [s.l.], v. 31, n. 08, p.955-961, 1 ago. 1979. Society of Petroleum Engineers (SPE). <http://dx.doi.org/10.2118/7411-pa>.

MARTINELLI, R.C.; NELSON, D.B. Prediction of Pressure Drop during Forced-Circulation of Boiling Water. **Trans. ASME 70**, p.695-702, 1948.

MILLER, Sidney H. **Valve For Dispensing Pressurized Fluid Through a Flexible Tube**. U.S. Patent n. 5,588,565, 31 dez. 1996.

MINQI LI, 2017, Salt Lake City. **World Energy 2017-2050: Annual Report**. Salt Lake City: Department Of Economics, University Of Utah, 2017. 42 p.

MOODY, F. J.. Maximum Flow Rate of a Single Component, Two-Phase Mixture. **Journal Of Heat Transfer**, [s.l.], v. 87, n. 1, p.134-141, 1 fev. 1965. ASME International. <http://dx.doi.org/10.1115/1.3689029>.

OLIVEIRA, Roberto Carlos G. de.; CARVALHO, Carlos Henrique M. De. **INFLUÊNCIA DO TIPO DE EMULSÃO SOBRE O ESCOAMENTO E O PROCESSO DE DEPOSIÇÃO ORGÂNICA DE PETRÓLEOS**. Rio de Janeiro: Bol. Téc. Petrobras, 1998. 7 p.

OLIVEIRA, Jorge Luiz Goes. **MEDIÇÃO DE VAZÃO DE ESCOAMENTOS BIFÁSICOS UTILIZANDO TUBO DE VENTURI OU PLACA DE ORIFÍCIO ASSOCIADOS A UM SENSOR DE FRAÇÃO DE VAZIO COM CAMPO ELÉTRICO GIRANTE**. 2007. 129 f. Dissertação (Mestrado) - Curso de Mestre em Engenharia Mecânica, Universidade Federal de Santa Catarina, Florianópolis, 2007.

OLIVEIRA, André Giorgi de. **Caracterização da Distribuição do Tamanho de Gotas em Emulsões Água e Óleo Utilizando Diferentes Técnicas de Medição**. 2010. 144 f. Dissertação (Mestrado) - Curso de Mestre em Engenharia Mecânica, Universidade Federal de Itajubá, Itajubá, 2010.

PEIXIANG, He et al. A new method of measuring two-phase mass flow rates in a venturi. **Multiphase Science and Technology**, v. 21, n. 1-2, 2009.

RIBERO, M. Developments in multiphase metering. SPE Paper (36197), p. 184-194. 1996.

SALAGER, Jean Louis. **MODULO DE ENSEÑANZA EN FENOMENOS INTERFACIALES: Formulación, Composición y Fabricación de Emulsiones para Obtener las Propiedades deseadas..** 2. ed. Mérida: Firp, 1999. 19 p.

SCHRAMM, Dr. Laurier L.. **Emulsions, Foams, and Suspensions: Fundamentals and Applications**. Saskatoon: Strauss Gmbh, Mrlenbach, 2005. 464 p.

SHELL OIL COMPANY (Houston). Thomas L. Stewart; Edward R. Cadena. **BASIC SEDIMENT AND WATER MEASUREMENT**. USA nº 4.055.986, 30 dez. 1976, 1 nov. 1977. 1977.

SILVA, Luciano Segné Ferreira. **DESENVOLVIMENTO DE METODOLOGIA USANDO ULTRASSOM PARA DETERMINAÇÃO DO TEOR DE ÓLEOS E GRAXAS (TOG) EM**. 2015. 46 f. Dissertação (Mestrado) - Curso de Mestrado Profissional em Metrologia e Qualidade, Instituto Nacional de Metrologia, Qualidade e Tecnologia – Inmetro, Duque de Caxias, 2015.

SILVA, C. B. C., BORGES FILHO, M. J. e PINHEIRO, J. A. Medição de vazão e propriedades em escoamento multifásico: solução econômica para diferentes atividades industriais. Bol. Téc. PETROBRÁS, Rio de Janeiro, 43 (1): 45-61. 2000.

STEVEN, R. N. Wet gas metering with a horizontally mounted venturi meter. Flow Measurement and Instrumentation, v.12, p.pp. 361-372. 2002.

STEWART, Thomas L.. **BASIC SEDIMENT AND WATER MEASUREMENT**. Titular: Shell Oil Company. USA n. 4.055.986. Depósito: 20 dez. 1976. Concessão: 1 nov. 1977.

THOM, J. R. S. Prediction of pressure drop during forced circulation boiling of water. **International journal of heat and mass transfer**, v. 7, n. 7, p. 709-724, 1964.

TRAN, Q.-K. Two-Phase Flashing Flow Slip Model For Slurry Flow Applications. **APPLICATIONS OF TWO-PHASE FLASHING**. 2002.

WALLIS, G. B. Use of the reynolds flux concept for analysing one-dimensional two-phase flow: Part I. derivation and verification of basic analytical techniques. **International Journal of Heat and Mass Transfer**, v. 11, n. 3, p. 445-458, 1968.

WHALLEY, P. B. Boiling, Condensation, and Gas-Liquid Flow. The Oxford Engineering Science Series, 1987.

WHITE, E. T.; BEARDMORE, R. H. The velocity of rise of single cylindrical air bubbles through liquids contained in vertical tubes. **Chemical Engineering Science**, v. 17, n. 5, p. 351-361, 1962.

WOLDESEMAYAT, Melkamu A.; GHAJAR, Afshin J.. Comparison of void fraction correlations for different flow patterns in horizontal and upward inclined pipes. **International Journal Of Multiphase Flow**, [s.l.], v. 33, n. 4, p.347-370, abr. 2007. Elsevier BV. <http://dx.doi.org/10.1016/j.ijmultiphaseflow.2006.09.004>.

ZHANG, H. J., LU, S. J. e YU, G. Z. An investigation of two-phase flow measurement with orifices for low-quality mixtures. **International Journal of Multiphase Flow**, v.18 (1), p.149-155. 1992.

ZHANG, H. J., YUE, W. T. e HUANG, Z. Y. Investigation of oil-air two-phase mass flow rate measurement using venture and void fraction sensor. *Journal of Zhejiang University SCIENCE*, v.6A(6);, p.601-606. 2005.

ZIVI, S. M.. Estimation of Steady-State Steam Void-Fraction by Means of the Principle of Minimum Entropy Production. **Journal Of Heat Transfer**, [s.l.], v. 86, n. 2, p.247-251, 1 maio 1964. ASME International. <http://dx.doi.org/10.1115/1.3687113>.

ZUBER, Novak; FINDLAY, JAa. Average volumetric concentration in two-phase flow systems. **Journal of heat transfer**, v. 87, n. 4, p. 453-468, 1965.

APÊNDICE A – Algoritmo para cálculo de perda de carga bifásica em venturi

```

1 % Ql := Liquid Flow Rate (m3/ s )
2 % Qsg := Gas Flow Rate ( stand m3/ s )
3 % P1 = Relat i ve pressure_model P1 (Pa)
4 % P2 = Relat i ve pressure_model P2 (Pa)
5 % t := Test temprature ( i n degrees Celsius )
6 % Pa1 := d i f f e r e n t i a l pressure_model drop Pa1 (Pa)
7 % Pb1 := d i f f e r e n t i a l pressure_model drop Pb1 (Pa)
8 % Pb2 := d i f f e r e n t i a l pressure_model drop Pb2 (Pa)
9 % Pb3 := d i f f e r e n t i a l pressure_model drop Pb3 (Pa)
10 % Pb4 := d i f f e r e n t i a l pressure_model drop Pb4 (Pa)
11 % Pb5 := d i f f e r e n t i a l pressure_model drop Pb5 (Pa)
12
13
14 %
15 % Defining v a r i a b l e s
16 %
17 gas_prop = 1.2041;
18 r h o l = 998;
19 Ql = input ( 'Ql : \ n ' );
20 Qg = input ( 'Qg : \ n ' );
21 P1 = input ( 'P1 : \ n ' );
22 P2 = input ( 'P2 : \ n ' );
23 P_a1 = input ( 'P_a1 : \ n ' );
24 P_b1 = input ( 'P_b1 : \ n ' );
25 P_b2 = input ( 'P_b2 : \ n ' );
26 P_b3 = input ( 'P_b3 : \ n ' );
27 P_b4 = input ( 'P_b4 : \ n ' );
28 P_b5 = input ( 'P_b5 : \ n ' );
29 T = input ( 'T : \ n ' );
30 range = input ( 'Range : \ n ' );
31
32 flow_init = sort ( [ Ql , Qg ] );
33 flow_range = flow_init ( 1 ) : range : flow_init ( 2 );
34
35 Pa1z = P_a1_1000;
36 Pb1z = P_b1_1000;
37 Pb2z = P_b2_1000;
38 Pb3z = P_b3_1000;
39 Pb4z = P_b4_1000;
40 Pb5z = P_b5_1000;
41 %
42 % Physical p r o p e r t i e s of measurements
43 %
44
45 % g r a v i t a t i o n a l a c c e l e r a t i o n [m/s2]
46 g = 9.81;

```

```

47
48 % gauge pressure_model at Pa2 [ kPa ]
49 Pp= gauge_pressure (P1 ,P2) ;
50
51 % gas dens i t y [ kg /m3]
52 rhog = gas_ dens i t y (T ,Pp , gas_prop ) ;
53
54 % change of gas dens i t y to the changes of pressure_model
55 drhogdp = var iat ion_gas_ dens i t y (T , gas_prop ) ;
56
57 % gas v i s c o s i t y [Pa_s ]
58 mug= gas_v i s c o s i t y (T) ;
59
60 mul = wa t e r_v i s c o s i t y (T) ;
61
62 %
63 % Geometry of the v e n t u r i
64 %
65
66 %GEOMETRIA TESTE !!!!
67 L1 = 0.02; % distance from Pp measurement to begin
v e n t u r i [m]
68 L2 = 0.06; % length converging par t v e n t u r i [m]
69 L3 = 0.015; % length of t h r o a t [m]
70 L4 = 0.139; % length di verging par t v e n t u r i [m]
71 L5 = 0.03; % distance from end v e n t u r i to end [m]
72 D1 = 0.04002; % i n l e t v e n t u r i diameter [m]
73 d1 = 0.020; % t h r o a t v e n t u r i diameter [m]
74
75 % distances between pressure point s
76 z1 =0.043;
77 z2 =0.038;
78 z3 =0.040;
79 z4 =0.030;
80 z5 =0.030;
81 z6 =0.030;
82
83 L = L1+L2+L3+L4+L5 ; % Total lenght v e n t u r i [m]
84
85 %
86 % Zero o f f s e t
87 %
88 Zero_offset_Pa2 = 0;
89 Zero_offset_Pa1 = 0;
90 Zero_offset_Pb1 = 0;
91 Zero_offset_Pb2 = 0;
92 Zero_offset_Pb3 = 0;
93 Zero_offset_Pb4 = 0;
94 Zero_offset_Pb5 = 0;
95
96 %D i f f e r e n t i a l pressure_model wi th zero o f f s e t c o r r e c t i o n
97 Pa1 = Pa1z + Zero_offset_Pa1 ;
98 Pb1 = Pb1z + Zero_offset_Pb1 ;
99 Pb2 = Pb2z + Zero_offset_Pb2 ;
100 Pb3 = Pb3z + Zero_offset_Pb3 ;
101 Pb4 = Pb4z + Zero_offset_Pb4 ;

```

```

102 Pb5 = Pb5z + Zero_offset_Pb5 ;
103
104 %
105 % Numerical method
106 %
107
108 step = 0.001; % i n t e g r a t i o n s t e p [ m ]
109
110 %
111 % Geometry of the v e n t u r i
112 %
113
114 z = ( 0 : step : L ) ;
115 N_z = max( size ( z ) ) ;
116 d\vdz = zeros ( 1 , N_z ) ;
117 Co = zeros ( 1 , N_z ) ;
118 Vs = zeros ( 1 , N_z ) ;
119 Acc = zeros ( 1 , N_z ) ;
120
121
122 %
123 % Geometric subrou t i n e
124 %
125
126 d = dfunc ( L1 , L2 , L3 , L4 , L5 , D1 , d1 , z ) ; % Diameter [m] mat r i x form
127
128 s = pi _ d . ^2 /4 ; % Surface [m2] mat r i x form
129 da = dafunc ( d , z ) ;
130
131 % Index at which ' element ' de di vergent part s t a r t s
132 k _ d i v e r g _ s t a r t = f i n d ( z > ( L1 + L2 + L3 ) , 1 , ' f i r s t ' ) ;
133
134 %
135 % Graphics
136 %
137
138 % The f o l l o w i n g a r e t h e p r e s s u r e d r o p s m e a s u r e d t o P p
139 pa2 = 0; % A2
140 pa1 = Pa1 ; % A1
141 pb1 = Pb1 ; % B1
142 pb2 = Pb2 ; % B2
143 pb3 = Pb3 ; % B3
144 pb4 = Pb4 ; % B4
145 pb5 = Pb5 ; % B5
146
147 p_tes t = [ pa2 , pa1 , pb1 , pb2 , pb3 , pb4 , pb5 ] ;
148
149 % And the f o l l o w i n g a r e t h e c o r r e s p o n d i n g p o s i t i o n s t o t h a t o f
Pp :
150 za0 = 0;
151 za1 = z1 ;
152 zb1 = z1 + z2 ;

```

```

153 zb2 = z1+z2+z3 ;
154 zb3 = z1+z2+z3+z4 ;
155 zb4 = z1+z2+z3+z4+z5 ;
156 zb5 = z1+z2+z3+z4+z5+z6 ;
157
158 z_point = [ za0 , za1 , zb1 , zb2 , zb3 , zb4 , zb5 ] ;
159
160 %
161 % Initialization
162 %
163 iterator = 1;
164 results.liquid_flux = [];
165 results.gas_flux = [];
166 results.sigma = [];
167 results.equation = {};
168
169 for Ql = flow_range
170 for Qg = flow_range
171
172 Q = Qg + Ql ; % [m^3/s]
173 beta = Qg / Q ; % []
174 mdotg = rhog * Qg ; % [kg/s]
175 mdotl = rhol * Ql ; % [kg/s]
176 Gg = mdotg / s ( 1 ) ; % [kg / (m^2_s)]
177 Gl = mdotl / s ( 1 ) ; % [kg / (m^2_s)]
178 G = Gg + Gl ; % total mass
flux [kg / (m^2_s)]
179
180 Re = d ( 1 ) _ G / (mul) ; % Reynolds
number []
181 [Co ( 1 ) , friction _ f] = Co_f_func (Re) ; %
distribution parameter []
182
183 % Drift velocity
184 Vs = drift_velocity (rhol , rhog) ; % 1.53 _ ( (0.073_9.8_ (
rhol rhog) ) / (rhol ^2) ) ^0.25;
185
186 alfa = void_fraction (Qg,Co ( 1 ) ,Q, Vs ( 1 ) , s ( 1 ) ) ; % Qg ./ (
Co ( 1 ) . _ Q + Vs . _ s) ; % Void fraction []
187 vg = Qg / ( alfa _ s ( 1 ) ) ; % average
water velocity [m/s]
188 vl = Ql / ( ( 1 alfa ) _ s ( 1 ) ) ; % average
water velocity [m/s]
189
190 %
191 % Integration start
192 %
193 % The following coefficients are used in the Runge Kut ta method
:
194 p1 = 1 / 2 ;
195 q = 1 / 6 ;
196
197 [l , dvl dz] = integration (N_z , vg , vl , alfa , Pp , mdotg , mdotl , s
, d , mul , mug , rhol , ...
198 rhog , drhogdp , da , p1 , q , step , Acc , dvl dz) ;

```

```

199
200 %
201 % Difference between Theory and Experiments
202 %
203
204 % Pressure of model at points measurements
205 % First 2 points at 0 m are not taken into account
206 P_1stPoint = I(4, round(za1 / step)) I(4, 1);
207 P_2ndPoint = I(4, round(zb1 / step)) I(4, 1);
208 P_3rdPoint = I(4, round(zb2 / step)) I(4, 1);
209 P_4thPoint = I(4, round(zb3 / step)) I(4, 1);
210 P_5thPoint = I(4, round(zb4 / step)) I(4, 1);
211 P_6thPoint = I(4, round(zb5 / step)) I(4, 1);
212
213 % Difference between measured and predict pressure
214 Verschi_l_1stPoint = pa1 P_1stPoint;
215 Verschi_l_2ndPoint = pb1 P_2ndPoint;
216 Verschi_l_3rdPoint = pb2 P_3rdPoint;
217 Verschi_l_4thPoint = pb3 P_4thPoint;
218 Verschi_l_5thPoint = pb4 P_5thPoint;
219 Verschi_l_6thPoint = pb5 P_6thPoint;
220
221 results.liquid_flux(iterator) = Ql;
222 results.gas_flux(iterator) = Qg;
223
224 % Average difference over 6 measured points [Pa]
225 results.sigma(iterator) = sqrt(((Verschi_l_1stPoint)^2+(
Verschi_l_2ndPoint)^2+...
226 (Verschi_l_3rdPoint)^2+(Verschi_l_4thPoint)^2+(
Verschi_l_5thPoint)^2+...
227 (Verschi_l_6thPoint)^2)/6);
228
229 results.equation{iterator} = I;
230 iterator = iterator + 1;
231
232 end
233 end
234
235 result_index = find(results.sigma == min(results.sigma));
236
237 err = min(results.sigma)
238 Ql_ans = results.liquid_flux(result_index)
239 Qg_ans = results.gas_flux(result_index)
240
241 plot_single_graphic(p_test, z, z_point, results, result_index);
242
243 plot_multiple_graphics(p_test, z, z_point, results);

```

APÊNDICE B – Cálculo da pressão manométrica

```

1 % gauge pressure_model at Pa2 [ kPa ]
2
3 function Pp = gauge_pressure (P1 , P2)
4 Pp = P2 - P1 ;
5 end

```

APÊNDICE C – Cálculo da massa específica do gás

```

1 % gas density [ kg /m3]
2
3 function rhog = gas_density (T , Pp , gas_prop )
4
5 rhog = gas_prop . _ ( (273.15 + 21.1) . / ( 2 7 3 . 1 5 + T ) ) . _ (101.325+
Pp) . / 1 0 1 . 3 2 5 ;
6
7 end

```

APÊNDICE D – Cálculo da variação da densidade do gás em relação à pressão

```

1 function drhogdp = variation_gas_density (T , gas_prop )
2
3 drhogdp = gas_prop . _ ( (273.15 + 21.1) . / ( 2 7 3 . 1 5 + T ) ) . /101325;
4
5 end

```

APÊNDICE E – Cálculo da viscosidade dinâmica do gás

```

1 % gas viscosity [Pa_s ]
2 function mug = gas_viscosity (T)
3
4 mug= 0.001 . _ (0.0000048 . _ (273.15 + T)+ 0.001721) ;
5
6 end

```

APÊNDICE F – Cálculo da viscosidade dinâmica da água

```

1 function mu = water_viscosity(T)
2
3 mu = 1.0016_10^3_((273.15 + T) ./ (273.15 + T));
4
5 end

```

APÊNDICE G – Cálculo do diâmetro do tubo

```

1 function dia = dfunc(L1, L2, L3, L4, L5, D1, d1, z)
2 %This M file defines the function D(z)=D+B/L_z
3
4 z1 = L1;
5 z2 = (z1+L2);
6 z3 = (z2+L3);
7 z4 = (z3+L4);
8 z5 = (z4+L5);
9 LL2 = L2;
10 LL4 = L4;
11
12 dia=zeros(size(z));
13
14 for k=1:length(z)
15
16
17 if (z(k) < z1) dia(k) = D1;
% Straight part
18 elseif ((z(k) >= z1) & (z(k) < z2)) dia(k) = (D1*((D1*d1)/
LL2)_(z(k)-z1)); % Convergent
19 elseif ((z(k) >= z2) & (z(k) < z3)) dia(k) = d1;
% Throat
20 elseif ((z(k) >= z3) & (z(k) < z4)) dia(k) = (d1+((D1*d1)/
LL4)_(z(k)-z3)); % Divergent
21 elseif ((z(k) >= z4) & (z(k) < z5)) dia(k) = D1;
% Straight part
22 else dia(k) = D1;
23 end
24 end;
25
26
27 plot(z, dia)

```

APÊNDICE H – Cálculo da área da seção transversal

```

1 %ds / dz= pi_r_dd / dz
2
3 function A = dafunc ( d , z )
4
5
6 A=zeros ( size ( z ) );
7
8 for k =2: length ( z )
9
10 A(k,1) = pi_d ( k1 ) / 2 _ ( d ( k ) d ( k1 ) ) / ( z ( k ) z ( k1 ) );
11
12 end ;
13
14
15 %plot ( z ,A)

```

APÊNDICE I – Cálculo do parâmetro de distribuição e do fator de atrito

```

1 % Co_f_func .m
2
3 function [Co, friction_f] = Co_f_func (Re)
4 %
5
6 friction_f = 5.525 _ 1.e 2 _ (Re^ ( 0 . 2 3 7 0 ) ) + 8.0 _ 1.0e 4 ;
7 Co = 1 + 2.6 _ sqrt ( friction_f ); % distribution
      parameter [ ]

```

APÊNDICE J – Cálculo da velocidade de escorregamento

```

1 function Vs = drift_velocity ( rho_l , rho_g )
2
3 Vs = 1.53 _ ( ( 0.073 _ 9.8 _ ( rho_l rho_g ) ) / ( rho_l ^ 2 ) ) ^ 0.25;
4
5 end

```

APÊNDICE K – Cálculo da fração de vazio

```

1 %void fraction
2 function alfa = void_fraction ( Qg, Co, Q, Vs , s )
3
4 alfa = Qg / ( Co * Q + Vs * s );
5
6 end

```

APÊNDICE L – Função de integração

```

1
2 function [ I, dvl dz ] = i n t e g r a t i o n ( N _ z , v g , v l , a l f a , P p , m d o t g , m d o t l ,
s , d , m u l , m u g , r h o l , . . .
3 r h o g , d r h o g d p , d a , p l , q , s t e p , A c c , d v l d z )
4 %
5 % I n t e g r a t i o n v a r i a b l e s
6 %
7 I = z e r o s ( 4 , N _ z ) ;
8 I ( 1 , 1 ) = v g ( 1 ) ; % I n i t i a l
c o n d i t i o n s
9 I ( 2 , 1 ) = v l ( 1 ) ;
10 I ( 3 , 1 ) = a l f a ( 1 ) ;
11 I ( 4 , 1 ) = ( 101.325 + P p ) _ 1 . e 3 ; % p r e s s u r e [ P a ]
12
13 N o t f i n i s h e d = 1 ;
14 k = 0 ;
15
16 %
17 % I n t e g r a t i o n s t a r t
18 %
19
20 while N o t f i n i s h e d
21
22 k = k + 1 ;
23
24 v g ( k ) = I ( 1 , k ) ;
25 v l ( k ) = I ( 2 , k ) ;
26 a l f a ( k ) = I ( 3 , k ) ; % v o i d f r a c t i o n
27 P = I ( 4 , k ) ; % p r e s s u r e i n P a
28
29 G = ( m d o t g + m d o t l ) . / s ( k ) ; % t o t a l m a s s
f l u x
30
31 R e = d ( k ) _ G / ( m u l ) ;
32
33 if k > 1
34 A c c ( k ) = d v l d z ( k 1 ) _ s t e p / v l ( k 1 ) ;
35 end
36
37 [ C o ( k ) , f r i c t i o n _ f ] = C o _ f _ f u n c ( R e ) ;
38
39 d p d z _ f r i c = f _ m a r t i n e l l i ( m d o t g , m d o t l , r h o l , r h o g , m u l ,
m u g , . . .
40 d ( k ) , A c c ( k ) ) ;

```

```

41
42 %
43 % End point integration
44 % at the end point the following computations are not
performed :
45 %
46 if k < N_z
47
48 k1 = dvdz_1_func ( rhog , rhol , I ( 3 , k ) , I ( 1 , k ) , I ( 2 , k ) ,
drhogdp , ...
49 Co( k ) , da ( k ) , s ( k ) , dpdz_fric , P ) ;
50
51 % Runge Kut ta wi th p1 = 1/2 and q = 1 / 6 :
52
53 temp = I ( : , k ) + p1_step_k1 ;
54 da_t = p1 _ ( da ( k+1)+da ( k ) ) ;
55 s_t = p1 _ ( s ( k+1)+s ( k ) ) ;
56
57 k2 = dvdz_1_func ( rhog , rhol , temp ( 3 ) , temp ( 1 ) , temp ( 2 ) ,
drhogdp , Co( k ) , da_t , s_t , dpdz_fric , P ) ;
58
59 temp = I ( : , k ) + ( p1_step_k2 ) ;
60
61 k3 = dvdz_1_func ( rhog , rhol , temp ( 3 ) , temp ( 1 ) , temp ( 2 ) ,
drhogdp , Co( k ) , da_t , s_t , dpdz_fric , P ) ;
62
63 temp = I ( : , k ) + ( step_k3 ) ;
64
65 k4 = dvdz_1_func ( rhog , rhol , temp ( 3 ) , temp ( 1 ) , temp ( 2 ) ,
drhogdp , Co( k ) , da_t , s_t , dpdz_fric , P ) ;
66
67 I ( : , k+1 ) = I ( : , k ) + step _ ( q _ ( k1 + 2_k2 + 2_k3 + k4 ) ) ;
% RK 4? ordine
68 dvldz ( k ) = ( I ( 2 , k+1 ) I ( 2 , k ) ) / step ;
69
70 end
71 %
72 %
73
74 if k >= N_z
75 Not finished = 0 ;
76 end
77
78 end % end of while
79 end

```

APÊNDICE M – Parâmetro de Lockhart-Martinelli

```

1 %
2 % PROGRAMME TO SHOW THE GRAPHIC RELATIONSHIP BETWEEN
3 % PRESSURE DROP PRODUCED BY FRICTION FORCES AND STEAM
  FRACTION.
4 %
5 % Model by LOCKHART & MARTINELLI .
6 %
7 %
8 %
9 % Input Parameters :
10 %
11 % x := Qual i t y
12 % mx:= Liquid Mass Flow Rate
13 % mxgas:= Gas Mass Flow Rate
14 % r o _ l := Liquid Mass Densi ty
15 % ro _ g := Gas Mass Densi ty
16 % mu _ l := Liquid Dynamic Vi s c o s i t y
17 % mu _ g := Gas Dynamic Vi s c o s i t y
18 % n:= Parameter of Blausius ' Equation
19 % D:= Diameter of the pipe
20 %
21 %
22 function [ f_mar ]= f _ m a r t i n e l l i (mxgas , mx, ro_l , ro_g , mu_l ,
  mu_g, D, Acc )
23
24
25 %
26 % Needed parameters
27 %
28
29 mt = mx + mxgas ; % Total Mass Flow
  Rate ' s Array
30 x = mxgas . / mt ; % Qual i t i e s ' s Array
31
32 AREA = pi _ (D^2) / 4 ; % [m^2]
33
34 G = mt . /AREA; % [ kg / (m^2_s ) ]
35
36 ReL = G _ ( 1 x ) _ D/mu_l ;
37 ReG = G _ x _ D/mu_g ;
38
39 absje = 1;
40 if ~(abs ( Acc ) < 1.e 1 5 )

```

```

41 absje = abs ( Acc ) ;
42 end
43
44 %
45 % Methods to determine c
46 %
47 method = 1;
48
49 if method == 1;
50 Re_trans1 = 3000 ;
51 if ReL < Re_trans1
52 if ReG < Re_trans1
53 c =5;
54 else
55 c=12;
56 end
57 end
58 if ReL >= Re_trans1 ,
59 if ReG < Re_trans1
60 c=10;
61 else
62 c= 20;
63 end
64 end
65 end
66
67 if method == 2;
68 Re_trans1 = 13000 ;
69 Re_trans2 = 8000 ;
70 Re_trans3 =20000;
71 if ReL < Re_trans1
72 if ReG < Re_trans2
73 c= 5 + ( 0 . 3 / 1 ) _ (1.5 Acc / absje ) _400_ abs ( Acc ) _ReL
/4000;
74 else
75 c= 10+ ( 0 . 5 / 1 ) _ (1.5 Acc / absje ) _400_ abs ( Acc ) _ReL
/4000;
76 end
77 end
78 if ReL >= Re_trans1 ,
79 if ReG < Re_trans2
80 c= 12+ ( 0 . 0 1 / 1 ) _ (1.5 Acc / absje ) _400_ abs ( Acc ) _ReL
/4000;
81 else
82 c = 20 + ( 1 / 0 . 6 ) _ (1.5 Acc / absje ) _400_ abs ( Acc ) _
ReL/4000 ;
83 end
84 end
85 if ReL >= Re_trans3 ,
86 if ReG < Re_trans2

```

```

87 c = 20 + ( 0 . 5 / 1 ) _ ( 1.5 Acc / absje ) _ 400 _ abs ( Acc ) _
_ReL/4000;
88 else
89 c = 20 + ( 1 / 0 . 4 2 5 ) _ ( 1.5 Acc / absje ) _ 400 _ abs ( Acc )
_ReL/4000 ;
90 end
91 end
92 end
93
94 %
95 % Determination of fG and fL
96 %
97
98 [ fL , n_mar ] = f_Bla plus ( ReL ) ;
99 [ fG , n_mar ] = f_Bla plus ( ReG ) ;
100
101 %
102 % Multiphase flow equations
103 %
104
105 gradL = ( 2 _ fL _ ( G ^ 2 ) _ ( 1 x ) ^ 2 ) / ( D _ ro _ l ) ;
106 gradG = ( 2 _ fG _ ( G ^ 2 ) _ x ^ 2 ) / ( D _ ro _ g ) ;
107
108 Xkwadraat = gradL . / gradG ;
109
110 phiL2 = 1 + ( 1 . / Xkwadraat ) + ( c . / ( Xkwadraat . ^ ( 0 . 5 ) ) ) ;
111
112 phiG2 = 1 + Xkwadraat + ( c . _ ( Xkwadraat . ^ ( 0 . 5 ) ) ) ;
113 %
114 % Two phase flow
115 %
116
117 if mxgas >= 0.0000001 % massflow gas is not 0
118 if Xkwadraat > 1
119 g f r i c t i o n = f i t f a c t o r . _ phiL2 . _ gradL ;
120 end
121 if Xkwadraat <= 1
122 g f r i c t i o n = f i t f a c t o r . _ phiG2 . _ gradG ;
123 end
124 end
125
126 %
127 f_mar = g f r i c t i o n ;

```

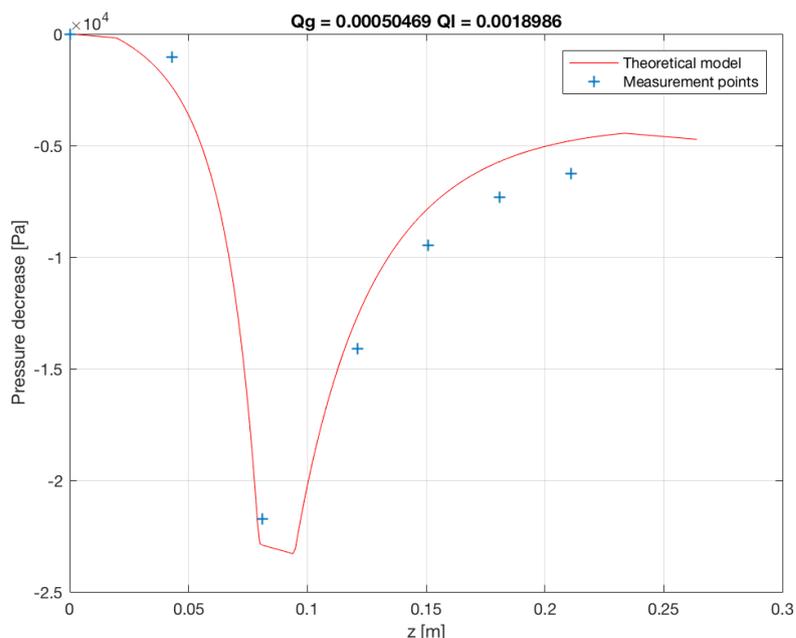
APÊNDICE N – Curva teórica mais representativa do gradiente de pressão ao longo do tubo de Venturi

```

1 %plot single graphic
2 function plot_single_graphic ( p_test , z , z_point , results , index
)
3 figure ( 'Name ' , ' Best Pressure Profile ' )
4 plot ( z , results . equation { index } ( 4 , : ) results . equation { index
} ( 4 , 1 ) , ...
5 ' r ' , z_point , p_test , '+' )
6 xlabel ( ' z [m] ' )
7 grid
8 ylabel ( ' Pressure decrease [Pa] ' )
9 flop = [ ' Qg = ' , num2str ( results . gas_flux ( index ) ) , ' Ql = ' ,
...
10 num2str ( results . liquid_flux ( index ) ) ] ;
11 title ( flop ) ;
12 legend ( ' Theoretical model ' , ' Measurement points ' )
13 end

```

Figura N.1 Exemplo de curva de pressão estática gerada com menor desvio em relação aos dados experimentais. Não há conhecimento prévio das vazões de entrada: a determinação das combinações de vazões testadas ocorre através das máximas vazões de líquido e gás, supondo escoamentos monofásicos. Em seguida, há processo iterativo a partir de determinado passo de vazão. A curva com menor erro teórico, Eq (4.1), é assumida como prováveis vazões.



Fonte: Autor (2020).

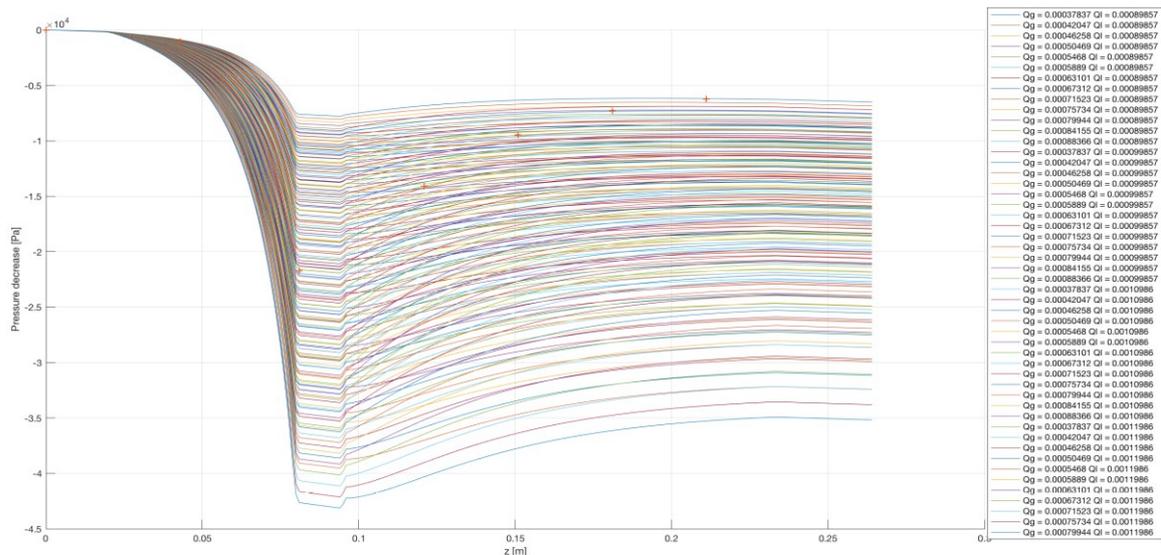
APÊNDICE O – Todas as curvas teóricas geradas para o gradiente de pressão ao longo do tubo de Venturi

```

1 function plot_multiple_graphics(p_test, z, z_point, results)
2 figure('Name', 'Pressure Profiles')
3 hold on
4 for iterator=1:length(results.equation)
5 plot_legend=[ 'Qg = ', num2str(results.gas_flux(iterator)),
...
6 ' Ql = ', num2str(results.liquid_flux(iterator))];
7 plot(z, results.equation{iterator}(4, :) results.equation{
iterator}(4, 1), ...
8 'DisplayName', plot_legend)
9 end
10 plot(z_point, p_test, '+', 'DisplayName', 'Measurement points')
11 xlabel('z [m]')
12 grid
13 ylabel('Pressure decrease [Pa]')
14 title('Pressure profile in venturi: pressure drop against
distance')
15 hold off
16 legend show

```

Figura O.2 Exemplo de várias curvas de pressão estática geradas na busca da curva de pressão mais significativa. A curva com menor erro, Eq. (4.1), fornecerá os valores prováveis de vazão de líquido e de gás.



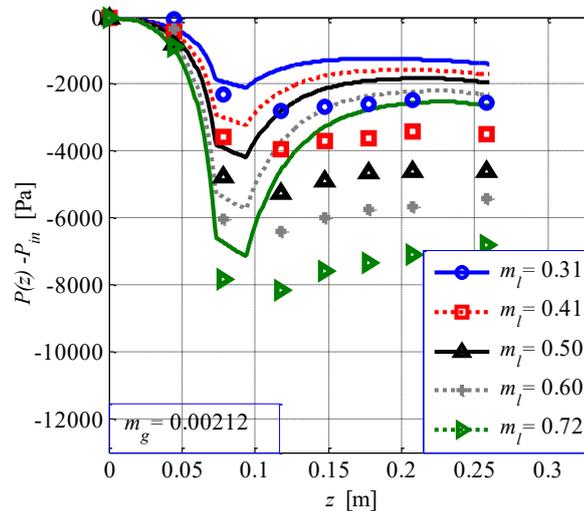
Fonte: Autor (2020).

APÊNDICE P – Resultados com constantes originais

São apresentados, na Fig. P.1, os resultados das curvas teóricas a partir do presente modelo e dos coeficientes de correção bifásico originais, dados na Tabela 3.3. A vazão de óleo variou entre 0,31 e 0,72 kg.s⁻¹. A vazão de ar é igual a 0,00212 kg.s⁻¹.

FIG. P.1. Efeitos das vazões de líquido, m_l , e gás, m_g , na pressão estática ao longo do Venturi.

Símbolos representam dados experimentais e as linhas, a curva de pressão obtida pelo presente modelo com os coeficientes de correção bifásico originais de Lockhart e Martinelli, dados na Tabela 3.3.



Fonte: Autor (2020).

Os resultados acima são suficientes para demonstrar a discrepância entre os resultados experimentais e os teóricos obtidos a partir do presente modelo a partir do modelo clássico de Lockhart and Martinelli (1948) e dos multiplicadores propostos por Chisholm (1967).

APÊNDICE Q – Visualizações de Recirculação

Figura Q. 1 Zonas de recirculação na saída do venturi para o padrão estratificado.



Fonte: Autor (2020).

Figura Q. 2 Zonas de recirculação na saída do venturi para o padrão estratificado.



Fonte: Autor (2020).

Figura Q. 3 Zonas de recirculação na saída do venturi para o padrão estratificado.



Fonte: Autor (2020).

Figura Q. 4 Zonas de recirculação na saída do venturi para o padrão estratificado.



Fonte: Autor (2020).

Figura Q. 5 Zonas de recirculação na saída do venturi para o padrão estratificado.



Fonte: Autor (2020).

Figura Q. 6 Zonas de recirculação na saída do venturi para o padrão estratificado.



Fonte: Autor (2020).

Figura Q. 7 Zonas de recirculação na saída do venturi para o padrão estratificado.



Fonte: Autor (2020).

Figura Q. 8 Zonas de recirculação na saída do venturi para o padrão estratificado.



Fonte: Autor (2020).

Figura Q. 9 Zonas de recirculação na saída do venturi para o padrão estratificado.



Fonte: Autor (2020).

Figura Q. 10 Zonas de recirculação na saída do venturi para o padrão estratificado.



Fonte: Autor (2020).

Figura Q. 11 Zonas de recirculação na saída do venturi para o padrão estratificado.



Fonte: Autor (2020).

Figura Q. 12 Zonas de recirculação na saída do venturi para o padrão estratificado.



Fonte: Autor (2020).

Figura Q. 13 Zonas de recirculação na saída do venturi para o padrão estratificado.



Fonte: Autor (2020).

Figura Q. 14 Zonas de recirculação na saída do venturi para o padrão estratificado.



Fonte: Autor (2020).

Figura Q. 15 Zonas de recirculação na saída do venturi para o padrão estratificado.



Fonte: Autor (2020).

Figura Q. 16 Zonas de recirculação na saída do venturi para o padrão estratificado.



Fonte: Autor (2020).

Figura Q. 17 Zonas de recirculação na saída do venturi para o padrão estratificado.



Fonte: Autor (2020).

Figura Q. 18 Zonas de recirculação na saída do venturi para o padrão estratificado.



Fonte: Autor (2020).

Figura Q. 19 Zonas de recirculação na saída do venturi para o padrão estratificado.



Fonte: Autor (2020).

Figura Q. 20 Zonas de recirculação na saída do venturi para o padrão estratificado.



Fonte: Autor (2020).

Figura Q. 21 Zonas de recirculação na saída do venturi para o padrão estratificado.



Fonte: Autor (2020).

Figura Q. 22 Zonas de recirculação na saída do venturi para o padrão estratificado.



Fonte: Autor (2020).

Figura Q. 23 Zonas de recirculação na saída do venturi para o padrão estratificado.



Fonte: Autor (2020).

Figura Q. 24 Zonas de recirculação na saída do venturi para o padrão estratificado.



Fonte: Autor (2020).

Figura Q. 25 Zonas de recirculação na saída do venturi para o padrão estratificado.



Fonte: Autor (2020).

Figura Q. 26 Zonas de recirculação na saída do venturi para o padrão estratificado.



Fonte: Autor (2020).

Figura Q. 27 Zonas de recirculação na saída do venturi para o padrão estratificado.



Fonte: Autor (2020).

Figura Q. 28 Zonas de recirculação na saída do venturi para o padrão estratificado.



Fonte: Autor (2020).

Figura Q. 29 Zonas de recirculação na saída do venturi para o padrão estratificado.



Fonte: Autor (2020).

Figura Q. 30 Zonas de recirculação na saída do venturi para o padrão estratificado.



Fonte: Autor (2020).